

139

~~c3~~
K

GRANDES ENCYCLOPÉDIES INDUSTRIELLES J. - B. BAILLIÈRE

Publiées sous le patronage de

LA SOCIÉTÉ DES INGÉNIEURS CIVILS DE FRANCE

ET DE LA SOCIÉTÉ D'ENCOURAGEMENT POUR L'INDUSTRIE NATIONALE

ÉTUDE ET CONSTRUCTION

DES

LIGNES ÉLECTRIQUES AÉRIENNES

A LA MÊME LIBRAIRIE

- Commutatrices et convertisseurs rotatifs**, par M. BARRÈRE, Ingénieur-Conseil. 1931. 1 vol. in-8 de 492 pages, avec 371 figures. Broché, 90 fr.; relié. 105 fr.
- La décharge électrique dans le vide et dans les gaz**, par MAURICE LEBLANC, membre de l'Institut et MAURICE LEBLANC Fils, agrégé des Sciences physiques. 1931. 1 vol. in-8 de 375 pages, avec 137 figures. Broché, 70 fr.; relié. 85 fr.
- Protection contre les effets nuisibles de l'électricité** par F.-G. DE NERVILLE, professeur à l'École nationale des Ponts et Chaussées, et A. HARDY, ingénieur des Télégraphes. 1928. 1 vol. in-8 de 900 pages, avec 200 figures. Broché, 125 fr.; relié 140 fr.
- Appareils et installations téléphoniques**, par M. REYNAUD-BONIN, professeur à l'École supérieure des Postes, Télégraphes et Téléphones. 1 vol. gr. in-8 de 487 pages, avec 292 figures. Broché, 75 fr.; relié. 90 fr.
- Appareils et installations télégraphiques**, par E. MONTORIOL, professeur à l'École supérieure des Postes et Télégraphes. Préface de M. BLONDEL, membre de l'Institut. 1 vol. gr. in-8 de 624 pages, avec 449 figures. Broché, 80 fr.; relié. 95 fr.
- Piles primaires et accumulateurs**, par MM. FÉRY, professeurs à l'École de Physique et Chimie, CHENEVEAU, chargé de cours à la Faculté des Sciences de Paris, et PAILLARD 1 vol. gr. in-8 de 684 pages, avec 290 figures. Broché, 90 fr.; relié. 105 fr.
- Étude mécanique et usinage des machines électriques**, par M. DE PISTOYE, professeur à l'École supérieure d'Électricité, ingénieur en chef aux usines Bréguet. 1 vol. gr. in-8 de 839 pages avec 802 figures, Broché, 100 fr.; relié 115 fr.
- Essais des machines électriques**, par M. GUILBERT, sous-directeur de l'École supérieure d'Électricité, 1 vol. gr. in-8 de 560 pages, avec 264 figures. Broché, 80 fr. relié. 95 fr.
- Les transformateurs statiques**, par P. BUNET, ingénieur-conseil (*E. P. C. I.*). 1 vol. gr. in-8 de 632 pages, avec 456 figures. Broché, 90 fr.; relié. 105 fr.
- Centrales électriques**, par F. DROUX, directeur technique aux distributions d'énergie de la Compagnie générale d'Électricité, maître de conférences à l'École supérieure d'Électricité. 1 vol. in-8 de 602 pages avec 242 figures. Broché, 85 fr.; relié. 100 fr.
- Usines hydroélectriques**, par Charles L. DUVAL, maître de conférences à l'École supérieure d'Électricité. Directeur des services électriques de la Société générale d'entreprises. Suivi de Réglages des groupes électrogènes, par J. - L. ROUTIN, maître de conférences à l'École supérieure d'Électricité. Ingénieur-Conseil des établissements Schneider et C^o. 1 vol. gr. in-8 de 512 pages, avec 317 figures. Broché, 85 fr.; relié. . . 100 fr.
- Traction électrique et chemins de fer électriques**, par M. BACHELLERY, ingénieur en chef des chemins de fer du Midi. 1 vol. in-8 de 445 pages, avec 224 figures. Broché, 75 fr.; relié. 90 fr.
- Applications de l'Électricité à la Marine**, par L.-J.-M. RICAUD, ancien ingénieur en chef de la Marine, Edm. MARGET, ancien professeur à l'École de guerre navale et à l'École d'application d'artillerie navale. Suivi de **Appareils de Télécommande et de Télépointage**, par J. -L. ROUTIN, maître de conférences à l'École supérieure d'Électricité. 1 vol. gr. in-8 de 320 pages, avec 126 figures. Broché, 60 fr.; relié, . . . 75 fr.
- Le Monteur Électricien**, par BARNI - MONTPELLIER - MAREC. 6^e édition, par E. MAREC, Ingénieur en chef de l'électricité du Nord-Est Parisien 1931. 1 vol. in-16 de 664 pages, avec 350 figures. 32 fr.
- Formulaire aide-mémoire de l'électricien praticien**, par E. MAREC directeur de station centrale. 1926. 1 vol. in-16 de 530 pages, avec 410 figures. 24 fr.
- Précis d'électricité industrielle**, par R. BUSQUET, ancien professeur à l'École centrale de Lyon, et E. MAREC directeur de station centrale d'électricité, 2^e édition. 1919, 2 vol. in-8 de 879 pages avec 669 figures. 42 fr.
- Stations centrales. Dynamos, Alternateurs, Transports d'énergie**, par Ad. CURCHOD, ingénieur électricien (E. S. E.), 1921, 1 vol. in-18 de 328 pages, avec 114 figures, cartonné (*Bibliothèque professionnelle*). 19 fr.

Ajouter pour frais d'envoi : France, 10 0/0 ; Étranger, 15 0/0.

207
EB-1

ENCYCLOPÉDIE D'ÉLECTRICITÉ INDUSTRIELLE

PUBLIÉE SOUS LA DIRECTION DE

M. A. BLONDEL

Membre de l'Académie des Sciences,
Professeur à l'École nationale des Ponts et Chaussées,
Président d'honneur de la Société française des Electriciens.

ÉTUDE ET CONSTRUCTION

DES

LIGNES ÉLECTRIQUES
AÉRIENNES

PAR

CH. LAVANCHY

DOCTEUR ÈS SCIENCES, INGÉNIEUR E. S. E.
CHEF DU DÉPARTEMENT DES ÉTUDES ET CONSTRUCTIONS
A L'UNION MINIÈRE DU HAUT KATANGA

Sous le patronage de l'Union des Syndicats de l'Électricité
de la Société française des Électriciens, du Syndicat professionnel
des Ingénieurs Électriciens français.

PARIS

LIBRAIRIE J.-B. BAILLIÈRE ET FILS

19, rue Hautefeuille

1932

INTRODUCTION

Tant que l'on s'est limité à l'établissement de réseaux de distribution d'énergie électrique à basses tensions, on a pu se contenter d'études sommaires, sans qu'il en résulte de graves difficultés. Mais, à mesure que les distances, la puissance et la tension des transmissions étaient augmentées, on fut amené à faire des études plus complètes pour tenir compte de diverses considérations qui avaient pu être négligées jusque-là, et dont les principales sont :

a) l'influence de la capacité des conducteurs sur le fonctionnement des lignes, et même sur l'excitation des génératrices qui peuvent parfois s'auto-amorcer quand certaines conditions sont remplies ;

b) l'effet de fuite dit « effet couronne » qui se produit quand les conducteurs n'ont ni un écartement ni surtout un diamètre suffisants pour la tension de la transmission ;

c) l'influence sur la régulation du facteur de puissance de la charge et des compensateurs synchrones servant à modifier celui-ci ;

d) enfin le problème de l'isolement et de la protection des réseaux.

Ces divers problèmes ont dû être résolus au fur et à mesure des besoins, et, pour plusieurs d'entre eux, on a été conduit à faire appel à des théories parfois assez complexes.

A côté de cette technique purement électrique s'est développée celle plus directement mécanique de la résistance des matériaux eux-mêmes : conducteurs, isolateurs, supports et massifs. La théorie générale des matériaux a dû, en effet, être complétée sur plusieurs points et adaptée aux ouvrages, de manière à réaliser un ensemble économique offrant une sécurité suffisante par rapport aux efforts de sollicitation, et

dont les principaux proviennent des variations de température et des surcharges dues au vent et même à la neige et au verglas.

Ainsi, l'étude et la construction des lignes modernes de transmission d'énergie électrique constituent une technique particulière qui embrasse de nombreux chapitres de l'art de l'ingénieur.

Notre but, en rédigeant le présent ouvrage, a été d'exposer les divers aspects de cette technique, et de conduire le lecteur jusqu'à l'application des théories et des formules de manière à lui permettre de traiter simplement par analogie les problèmes qui se présenteront à lui sans nous attarder aux considérations théoriques développées par de nombreux auteurs, et auxquelles il pourra se reporter. Nous citerons, en particulier, à ce point de vue, l'important ouvrage que M. A. BLONDEL publie dans cette *Encyclopédie*.

De même, nous nous sommes limité strictement à l'étude des réseaux eux-mêmes, sans développer les nombreux problèmes connexes, tels que celui des disjoncteurs, ou celui des appareils de protection contre les surtensions et les surintensités. Toutes ces questions importantes reçoivent des développements suffisants dans d'autres volumes de cette *Encyclopédie*.

Notre ouvrage est composé de trois parties.

Dans une première partie, nous traitons le problème purement électrique des transmissions d'énergie.

Dans une seconde partie, nous étudions les dispositions et le calcul des divers éléments constitutifs des lignes.

Enfin dans une dernière partie, nous examinons l'aspect économique du problème de la transmission de l'énergie électrique, et donnons les directives générales relatives à la construction des réseaux.

ÉTUDE ET CONSTRUCTION
DES
LIGNES ÉLECTRIQUES AÉRIENNES

PREMIÈRE PARTIE

CALCULS ÉLECTRIQUES
DES LIGNES
DE TRANSMISSION D'ÉNERGIE

CHAPITRE PREMIER

*CARACTÉRISTIQUES DES CONDUCTEURS UTILISÉS
DANS LA CONSTRUCTION DES LIGNES AÉRIENNES*

1. Généralités. — Les métaux conducteurs utilisés dans la construction des lignes de transmission d'énergie doivent posséder trois qualités principales :

- a) présenter une résistance électrique faible de manière à réduire la perte d'énergie dans la transmission, perte qui est proportionnelle à cette résistance électrique ;
- b) présenter une résistance mécanique élevée de manière à assurer une résistance suffisamment élevée aux efforts mécaniques ;
- c) conduire à un prix de la ligne de transmission non exclusif.

Les métaux qui satisfont à ces conditions sont en nombre relativement restreint, et la plupart des lignes ont été construites soit en cuivre, en aluminium ou en acier plus ou moins pur, soit en deux métaux associés : cuivre et acier, aluminium et acier.

Il convient dans chaque cas particulier de rechercher le métal le plus avantageux, en tenant compte des observations générales ci-dessus.

§ 1. — CONDUCTEURS DE CUIVRE

2. Cuivre. — Le cuivre est de tous les métaux celui qui répond le mieux à ces conditions, aussi doit-il être préféré si des conditions particulières ne conduisent pas à l'adoption d'un de ses concurrents et notamment de l'aluminium.

Les procédés de fabrication par un raffinage électrolytique et les méthodes de laminage et de tréfilage permettent d'obtenir le produit commercial répondant bien aux conditions imposées pour les transmissions d'énergie.

On étire le cuivre sous forme de fils de cuivre doux, demi-dur et dur.

Le cuivre doux ne convient pas à cause de sa faible résistance à la rupture qui ne dépasse pas 22 à 26 kg : mm² ; son allongement à la rupture atteint 22 %. Il n'est utilisé que pour les ligatures des conducteurs entre eux ou des conducteurs sur les isolateurs.

Le cuivre demi-dur présente une résistance à la rupture comprise entre 28 et 34 kg : mm². Il n'est employé que pour la constitution de réseaux à basse tension où les portées ne dépassent pas 40 à 50 mètres.

Pour toutes les autres lignes, on utilise le cuivre dur qui offre la résistance à la rupture la plus élevée (40 à 45 kg : mm²). Nous résumons dans les tableaux suivants les caractéristiques électriques et mécaniques du cuivre électrolytique, et des conducteurs habituels.

Caractéristiques générales du cuivre dur haute conductibilité.

Poids spécifique grammes : cm ³	8,95
Point de fusion	1082°C.

Chaleur spécifique (eau=1)	0,092
Conductibilité thermique (argent=100)	70
Résistivité à 0° en microhms cm.	1,63
— à 20° —	1,76
Coefficient de température	0,0039
Coefficient de dilatation linéaire.	0,000016
Contrainte de rupture en kg : mm ²	40 à 45
Limite d'élasticité en kg : mm ²	23 à 25
Coefficient d'allongement	0,000078
Module d'Young en kg : mm ²	13000
Allongement à la rupture	2 %
Poids d'un fil de 1 mm ² de section et de 1 km. de longueur en kg.	8,95
Résistance kilométrique à 0°C en ohms :	
D'un fil de S mm ² de section	$\frac{1}{S} \times 16,3$
D'un fil de d mm de diamètre.	$\frac{1}{d^2} \times 20,75$
Contrainte maximum d'un fil en kg : mm ² :	
Avec le coefficient de sécurité 3	13,3 à 15
— — 5	8 à 9
— — 10	4 à 4,5

La résistivité ρ pour une température quelconque θ ° C se déduit de la résistivité ρ_0 à 0° C, en appliquant la formule suivante

$$\rho = \rho_0(1 + \alpha\theta),$$

en désignant par α le coefficient de température égal d'après le tableau précédent à 0,0039.

Par exemple, pour une température θ ° C égale à 25° C, on a

$$\rho = \rho_0(1 + 25 \times 0,0039) = 1,0975\rho_0,$$

de sorte qu'à un accroissement de température de 25° C correspond un accroissement de résistivité de 10 pour cent environ.

POIDS ET RÉSISTANCES ÉLECTRIQUES DES FILS DE CUIVRE USUELS

DIAMÈTRE en millimètres	SECTION en millimètres carrés	POIDS en grammes par mètre	LONGUEUR en mètres par kilogramme	RÉSISTANCE en ohms à 0° par kilomètre	RÉSISTANCE en ohms à 0° par kilogramme
0,1	0,0079	0,0699	14306,	2034,2	29100,0
0,2	0,0314	0,2796	3576,	508,230	1817,0
0,3	0 0707	0,6291	1589,	226,020	359,280
0,4	0,1257	1,1184	894,1	127,140	113,680
0,5	0,1963	1,7475	572,2	81,580	46,560
0,6	0,2827	2,5164	397,3	56,640	22,450
0,7	0,3848	3,4251	291,9	41,514	12,120
0,8	0,5027	4,4736	223,5	31,784	7,136
0,9	0,6362	5,6619	176,6	25,113	4,455
1,0	0,7854	6,9900	143,0	20,342	2,910
1,1	0,9503	8,4580	118,2	16,811	2,004
1,2	1,1310	10,066	99,34	14,126	1,409
1,3	1,3273	11,813	84,65	12,036	1,025
1,4	1,5394	13,700	72,99	10,378	0,761
1,5	1,7671	15,728	63,58	9,040	0,579
1,6	2,0106	17,895	55,88	7,946	0,445
1,7	2,2698	20,201	49,50	7,038	0,349
1,8	2,5447	22,648	44,15	6,278	0,277
1,9	2,8353	25,234	39,62	5,634	0,223
2,0	3,1416	27,960	35,76	5,085	0,181
2,1	3,4636	30,826	32,44	4,612	0,150
2,2	3,8013	33,832	29,55	4,202	0,124
2,3	4,1548	36,977	27,04	3,845	0,103
2,4	4,5239	40,263	24,83	3,531	0,088
2,5	4,9087	43,688	22,89	3,254	0,074
2,6	5,3093	47,253	21,16	3,009	0,063
2,7	5,7256	50,957	19,62	2,790	0,054
2,8	6,1575	54,802	18,24	2,594	0,047
2,9	6,6052	58,786	17,01	2,418	0,041
3,0	7,0686	62,910	15,89	2,255	0,036
3,1	7,5477	67,174	14,88	2,116	0,032
3,2	8,0425	71,578	13,97	1,986	0,027
3,3	8,5530	76,122	13,13	1,867	0,024
3,4	9,0792	80,805	12,37	1,759	0,021
3,5	9,6211	85,628	11,67	1,660	0,019
3,6	10,1788	90,510	11,03	1,569	0,017
3,7	10,7521	95,675	10,43	1,485	0,015
3,8	11,3412	100,92	9,90	1,408	0,013
3,9	11,9459	106,26	9,40	1,337	0,012
4,0	12,5664	111,84	8,94	1,271	0,011
4,1	13,2025	117,48	8,51	1,210	0,010
4,2	13,8544	123,26	8,11	1,153	0,009
4,3	14,5220	129,22	7,73	1,100	0,0085
4,4	15,2053	135,28	7,39	1,050	0,0077
4,5	15,9043	141,51	7,06	1,004	0,0071
4,6	16,6190	147,82	6,76	0,961	0,0065
4,7	17,3494	154,32	6,47	0,920	0,0059
4,8	18,0956	161,00	6,20	0,882	0,0054
4,9	18,8574	167,76	5,95	0,847	0,0050
5,0	19,6350	174,74	5,72	0,813	0,0046

DIAMÈTRE en millimètres	SECTION en millimètres carrés	POIDS en grammes par mètre	LONGUEUR en mètres par kilogramme	RÉSISTANCE en ohms à 0° par kilomètre	RÉSISTANCE en ohms à 0° par kilogramme
5,1	20,4282	181,81	5,500	0,782	0,00430
5,2	21,2372	189,01	5,291	0,750	0,00397
5,3	22,0618	196,35	5,093	0,724	0,00360
5,4	22,9022	203,83	4,917	0,697	0,00343
5,5	23,7583	211,45	4,729	0,672	0,00308
5,6	24,6301	219,21	4,562	0,648	0,00296
5,7	25,5176	227,11	4,403	0,626	0,00276
5,8	26,4208	235,14	4,253	0,604	0,00257
5,9	27,3397	243,32	4,110	0,584	0,00240
6,0	28,2743	251,64	3,974	0,565	0,00224
6,1	29,2247	260,10	3,845	0,546	0,00210
6,2	30,1907	268,70	3,722	0,529	0,00197
6,3	31,1725	277,43	3,605	0,512	0,00184
6,4	32,1699	286,31	3,493	0,496	0,00175
6,5	33,1831	295,33	3,386	0,481	0,00163
6,6	34,2120	304,49	3,284	0,466	0,00153
6,7	35,2565	313,78	3,187	0,453	0,00144
6,8	36,3168	323,22	3,087	0,439	0,00136
6,9	37,3930	332,80	3,000	0,427	0,00128
7,0	38,4845	342,51	2,920	0,415	0,00121
7,1	39,5928	342,37	2,838	0,403	0,00115
7,2	40,7150	362,36	2,760	0,392	0,00108
7,3	41,8539	372,50	2,685	0,381	0,00103
7,4	43,0085	382,70	2,613	0,371	0,00096
7,5	44,1786	393,19	2,545	0,361	0,00091
7,6	45,3646	403,74	2,477	0,352	0,00087
7,7	46,5663	414,44	2,413	0,343	0,00082
7,8	47,7836	445,27	2,351	0,334	0,00078
7,9	49,0167	436,25	2,290	0,325	0,00074
8,0	50,2655	447,36	2,235	0,317	0,00071
8,1	51,5300	458,62	2,181	0,310	0,00067
8,2	52,8102	470,01	2,128	0,302	0,00064
8,3	54,1061	481,54	2,077	0,295	0,00061
8,4	55,4177	493,22	2,028	0,288	0,00058
8,5	56,7450	505,03	1,980	0,281	0,00055
8,6	58,0881	516,98	1,934	0,275	0,00053
8,7	59,4468	529,08	1,890	0,268	0,00050
8,8	60,8212	541,31	1,847	0,262	0,00048
8,9	62,2114	553,67	1,806	0,256	0,00046
9,0	63,6173	566,19	1,766	0,251	0,00044
9,1	65,0388	578,85	1,728	0,245	0,00042
9,2	66,4761	591,64	1,690	0,240	0,00040
9,3	67,9291	604,57	1,654	0,235	0,00039
9,4	69,3978	617,64	1,619	0,230	0,00037
9,5	70,8822	630,85	1,585	0,225	0,00035
9,6	72,3823	644,20	1,552	0,220	0,00034
9,7	73,8981	657,68	1,521	0,216	0,00032
9,8	75,4297	671,32	1,490	0,211	0,00031
9,9	76,9769	685,09	1,460	0,207	0,00030
10,0	78,5398	699,00	1,431	0,203	0,00029

POIDS ET RÉSISTANCES ÉLECTRIQUES DES CABLES NUS DE CUIVRE

NOMBRE de fils	DIAMÈTRE de chaque fil	SECTION du câble	DIAMÈTRE du câble	POIDS en grammes par mètre	LONGUEUR en mètres par kilogramme	RÉSISTANCE en ohms à 0° par kilomètre
7	0,5	1,37	1,5	12,800	78,10	12,87
7	0,6	1,93	1,8	18,500	54,10	8,98
7	0,7	2,69	2,1	25,150	39,80	6,65
7	0,8	3,51	2,4	32,800	30,40	5,01
7	0,9	4,45	2,7	41,230	24,20	4,02
7	1,0	5,50	3,0	51,420	19,40	3,26
7	1,1	6,65	3,3	62,180	16,10	2,97
7	1,1 ⁴	7,00	3,4	65,450	15,30	2,50
7	1,2	7,91	3,6	73,960	13,50	2,25
7	1,3	9,30	3,9	86,950	11,35	1,90
7	1,4	10,80	4,2	100,980	9,90	1,65
7	1,5	12,40	4,5	115,950	8,60	1,45
7	1,6	14,00	4,8	130,900	7,65	1,27
7	1,7	15,90	5,1	148,700	6,70	1,12
7	1,8	17,80	5,4	166,400	6,00	1,00
7	1,9	19,80	5,7	185,150	5,40	0,85
7	2,0	22,00	6,0	205,700	4,80	0,73
7	2,1	24,24	6,3	226,650	4,40	0,66
7	2,2	26,61	6,6	248,800	4,05	0,60
7	2,3	29,08	6,9	271,900	3,65	0,55
7	2,4	31,66	7,2	296,030	3,35	0,51
7	2,5	34,36	7,5	321,270	3,10	0,47
7	2,6	37,16	7,8	347,450*	2,85	0,43
7	2,7	40,20	8,1	375,900	2,65	0,40
19	0,5	3,73	2,5	34,880	28,60	4,28
19	0,6	5,37	3,0	50,210	19,90	2,97
19	0,7	7,31	3,5	68,350	14,60	2,18
19	0,8	9,51	4,0	88,920	11,25	1,67
19	0,9	12,08	4,5	112,950	8,85	1,32
19	1,0	14,90	5,0	139,320	7,15	1,07
19	1,1	18,05	5,5	168,770	5,90	0,95
19	1,1 ⁴	19,00	5,7	177,650	5,60	0,90
19	1,2	21,50	6,0	201,030	4,95	0,81
19	1,3	25,21	6,5	235,720	4,25	0,71
19	1,4	29,24	7,0	273,400	3,65	0,61
19	1,5	33,57	7,5	313,880	3,15	0,53
19	1,6	38,19	8,0	357,080	2,80	0,46
19	1,7	43,11	8,5	404,080	2,45	0,41
19	1,8	48,33	9,0	451,900	2,20	0,36
19	1,9	53,70	9,5	502,100	2,00	0,33
19	2,0	59,68	10,0	558,000	1,80	0,30
19	2,1	65,80	10,5	615,230	1,60	0,26
19	2,2	72,22	11,0	675,260	1,45	0,23
19	2,3	78,94	11,5	738,100	1,35	0,20
19	2,4	85,95	12,0	803,630	1,25	0,18
19	2,5	93,26	12,5	872,000	1,15	0,17
19	2,6	100,87	13,0	943,140	1,05	0,15

NOMBRE de fils	DIAMÈTRE de chaque fil	SECTION du câble	DIAMÈTRE du câble	POIDS en grammes par mètre	LONGUEUR en mètres par kilogramme	RÉSISTANCE en ohms à 0° par kilomètre
37	1,4	57,00	9,8	532,950	1,90	0,31
37	1,5	65,40	10,5	611,500	1,63	0,26
37	1,6	74,37	11,2	695,360	1,45	0,23
37	1,7	84,00	11,9	785,400	1,27	0,21
37	1,8	94,13	12,6	880,120	1,13	0,19
37	1,9	104,90	13,3	980,820	1,02	0,17
37	2,0	116,24	14,0	1086,850	0,92	0,15
37	2,1	128,15	14,7	1198,210	0,83	0,13
37	2,2	140,65	15,4	1315,100	0,76	0,12
37	2,3	153,72	16,0	1437,300	0,69	0,109
37	2,4	168,38	16,8	1574,360	0,63	0,104
37	2,5	181,62	17,5	1698,150	0,58	0,099
37	2,6	196,44	18,2	1836,720	0,54	0,083
37	2,7	211,84	18,9	1980,700	0,50	0,078
37	2,8	227,82	19,6	2130,130	0,46	0,074
37	2,9	244,39	20,3	2285,050	0,44	0,070
37	3,0	261,54	21,0	2445,400	0,40	0,068
61	1,5	107,80	13,5	1007,930	0,99	0,148
61	1,6	122,64	14,4	1146,690	0,87	0,130
61	1,7	138,45	15,3	1294,510	0,77	0,115
61	1,8	155,22	16,2	1451,320	0,68	0,102
61	1,9	172,95	17,1	1617,100	0,61	0,092
61	2,0	191,63	18,0	1791,740	0,56	0,083
61	2,1	211,28	18,9	1975,470	0,50	0,075
61	2,2	231,88	19,8	2168,100	0,45	0,068
61	2,3	253,44	20,7	2369,700	0,42	0,063
61	2,4	276,00	21,6	2580,600	0,38	0,058
61	2,5	299,43	22,5	2799,700	0,36	0,053
61	2,6	323,87	23,4	3028,190	0,33	0,049
61	2,7	349,26	24,3	3265,590	0,30	0,045
61	2,8	375,60	25,2	3510,860	0,28	0,042
61	2,9	403,00	26,1	3742,810	0,26	0,039
61	3,0	431,18	27,0	4031,540	0,25	0,036
91	1,8	231,50	19,8	2164,530	0,46	0,069
91	1,9	258,00	20,9	2412,300	0,42	0,062
91	2,0	285,80	22,0	2672,230	0,37	0,055
91	2,1	315,18	23,1	2946,940	0,34	0,050
91	2,2	345,92	24,2	3234,360	0,31	0,046
91	2,3	378,00	25,3	3534,300	0,28	0,042
91	2,4	411,67	26,4	3849,150	0,26	0,038
91	2,5	446,70	27,5	4132,000	0,24	0,035
91	2,6	483,14	28,6	4517,360	0,22	0,033
91	2,7	521,00	29,7	4871,350	0,20	0,030
91	2,8	560,33	30,8	5239,100	0,19	0,028
91	2,9	601,00	31,9	5619,350	0,18	0,026
91	3,0	643,24	33,0	6014,300	0,17	0,024

L'Arrêté technique fixe à 3 mm. le diamètre minimum des fils pouvant être utilisés dans la construction des lignes; la section correspondante étant de 7,07 mm².

Les fils de ce diamètre ont très peu de résistance aux actions atmosphériques (vent et neige ou glace), et il est très difficile d'obtenir qu'ils ne soient pas tendus avec excès lors de la pose. Il est beaucoup plus prudent de ne pas descendre au-dessous d'une section de 10 mm², correspondant à un diamètre de 3,6 mm. environ.

D'autre part, il n'est pas avantageux, en général, de poser des fils d'un diamètre supérieur à 5 ou 6 mm. Ces fils deviennent d'un maniement difficile: ils sont alors remplacés avantageusement par du câble torsadé plus souple et qui offre plus de sécurité en raison du grand nombre des brins qui le composent.

Les câbles doivent être constitués avec des fils de même qualité que s'ils étaient employés isolément.

La disposition des brins au câblage pour obtenir un câble de section circulaire fixe le nombre de fils à adopter. Ainsi, sur une âme formée d'un fil, peuvent se superposer six autres fils de même diamètre; sur ceux-ci peuvent s'en superposer 12, sur ces derniers 18, puis 24, etc. On peut prendre aussi une âme composée de 3 brins sur laquelle peuvent s'en superposer 9, puis 15, etc. Le tableau suivant résume la constitution des câbles ainsi obtenus, leur section par rapport à la section s d'un brin ainsi que leur diamètre approximatif par rapport au diamètre d d'un brin:

NOMBRE de brins	COMPOSITION	SECTION du câble	DIAMÈTRE du câble
3	3	3 s	2 d
7	1+6	7 s	3 d
12	3+9	12 s	4 d
19	1+6+12	19 s	5 d
27	3+9+15	27 s	6 d
37	1+6+12+18	37 s	7 d
61	1+6+12+18+24	61 s	9 d

On admet généralement que la résistance à la rupture d'un câble est égale à 85 pour cent du total des résistances des fils composant le câble.

Les propriétés électriques et mécaniques des fils de cuivre à insérer dans un cahier des charges sont :

1° La conductibilité qui ne doit pas être inférieure à 98 pour cent de celle du cuivre pur ;

2° La résistance à la rupture ;

3° L'allongement au moment de la rupture ;

4° Le nombre des pliages qu'un fil peut supporter avant de se rompre.

Les propriétés mécaniques des fils de cuivre de divers diamètres sont résumées dans le tableau suivant :

DIAMÈTRE des fils	RÉSISTANCE mécanique	ALLONGEMENT	PLIAGES	OBSERVATIONS
mm	kg. mm ²	0/0	nombre	
2	44	1 à 2	8	} sur rayon de 6 ^{mm}
2,5	44	1 à 2	7	
3	43	1 à 2	6	
3,5	41,60	1 à 2	5	
4	40	1 à 2	4	} sur rayon de 10 ^{mm}
4,5	38,75	1 à 2	4	
5	38,25	1 à 2	3	

Les nombres des pliages s'entendent le premier à 90°, les suivants à 180°.

3. Alliages de cuivre. — Les variations de conductibilité du cuivre sont dues à la présence de corps étrangers, et dont l'élimination plus ou moins complète dépend du procédé d'affinage.

L'oxyde cuivreux qui se forme au moment de la fusion est le corps qui modifie le plus cette conductibilité, de sorte qu'au moment de la fusion on incorpore au cuivre de faibles quantités de metalloïdes pour le désoxyder, en même temps que pour augmenter la résistance mécanique du métal.

Les fils dits de *bronze silicieux*, *phosphoreux*, *chromeux*, etc. sont de véritables alliages à proportions variables qui permettent

d'obtenir une résistance à la rupture plus élevée tout en conservant une conductibilité peu inférieure à celle du cuivre pur.

Le bronze phosphoreux est généralement un alliage de cuivre (90,34 pour cent), d'étain (8,90 pour cent) et de phosphore (0,76 pour cent). Il est très tenace, et est employé dans des cas spéciaux où la résistance mécanique doit être élevée, par exemple pour des longues portées, ou pour des fils de très petit diamètre utilisés pour les lignes de télécommunication.

La résistance mécanique du bronze augmente avec sa teneur en phosphore de sorte que l'on peut réaliser une série de types de conducteurs à résistance mécanique croissante ; mais au fur et à mesure que cette résistance s'élève, la résistance électrique s'accroît aussi, de sorte que leur emploi est limité à des cas bien déterminés où l'accroissement de résistivité peut être admis. Le tableau suivant résume les caractéristiques de divers types de fils de bronze.

Contrainte à la rupture en kg : mm ²	45	50	65	70	80
Résistivité à 20° c. en microhms-centimètres . .	1,77	1,98	2,83	4,23	5,60
Longueur d'un fil de 1mm ² donnant une résistance de 1 ohm, en mètres.	56,4	50,5	35,4	23,6	17,7
Poids spécifique en grammes : cm ³	8,91 à 8,8				
Module d'Young en kg : mm ²	13500 à 18500				
Coefficient de dilatation linéaire	0,0000176				
Limite d'élasticité en kg : mm ²	30 à 40				

On emploie aussi depuis peu aux États-Unis un alliage de cuivre et de cadmium à 1 ou 2 pour cent qui présente sur le cuivre pur l'avantage d'une résistance à la traction de 80 pour cent supérieure, tout en conservant encore une conductibilité égale à 80 pour cent de celle du cuivre pur.

4. Câbles de cuivre creux. — L'utilisation des tensions électriques très élevées exige que les conducteurs présentent un diamètre suffisant pour éviter une perte par effluves trop importante,

de sorte que pour une tension donnée et pour un écartement des conducteurs donné il existe une section minimum au-dessous de laquelle on ne peut descendre. Or l'emploi des hautes tensions a pour principal but de réduire l'intensité du courant et par là-même la perte d'énergie. Ainsi, d'une part, on serait autorisé eu égard aux pertes par effet Joule à réduire la section, mais on doit, d'autre part, pour limiter les pertes par effluves augmenter le diamètre extérieur des conducteurs au-dessus d'une valeur limite. Ces considérations ont conduit à réaliser des conducteurs tubulaires.

On a essayé par exemple autrefois, sans grand succès semble-t-il, d'utiliser des câbles de cuivre enroulés sur une âme de chanvre.

Dernièrement, la question a été reprise, mais on a étudié des câbles creux dans lesquels une armature constituée par une lame torsadée retient les brins composants à la périphérie, de sorte que le câble est composé, en principe, de la couche extérieure d'un câble ordinaire par exemple de 19 fils dont on aurait remplacé les 7 fils intérieurs par une armature torsadée.

Pour des câbles de cuivre ainsi constitués et à section utile égale, c'est-à-dire à égalité de résistance électrique, le poids d'un câble creux n'est que de 6 % supérieur à celui d'un câble plein, tandis que le diamètre du câble creux est de beaucoup supérieur à celui du câble plein.

Les principaux avantages que présentent les câbles creux sur les câbles pleins sont les suivants :

Pour une même perte d'énergie par effet Joule, échauffement très sensiblement moindre ;

Pour un même échauffement, intensité de courant admissible jusqu'à 20 % plus élevée et augmentation correspondante de la puissance transmise ;

Pour un même échauffement et une même intensité, diminution de la section utile d'environ 20 % et diminution correspondante du poids du câble ;

Pour un même écartement entre conducteurs d'une ligne triphasée, diminution des pertes par effluves, diminution de la self-induction et augmentation de la capacité ;

Pour une tension donnée correspondant à une marge normale de sécurité au point de vue de l'apparition des effluves, réduction de la distance entre conducteurs, d'où également diminution de la self-induction, et augmentation de la capacité.

La surface offerte au vent est évidemment la même que celle d'un conducteur plein de même diamètre, mais l'effet relatif du vent par rapport au poids propre du conducteur est naturellement plus élevé, de sorte que le coefficient de majoration de poids que nous aurons à envisager pour le calcul mécanique des conducteurs sera supérieur dans ce cas à celui d'un conducteur plein.

La figure 1 donne la reproduction de la section d'un câble

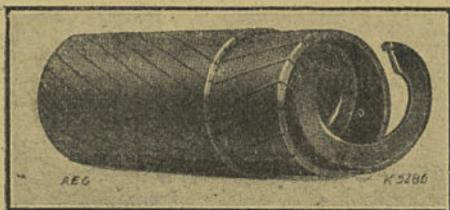


Fig. 1. — Type de câble creux (A. E. G.).

semblable construit par l'A. E. G. Il est composé d'une lame centrale torsadée et de deux cylindres extérieurs formés de lames rectangulaires enroulées également en hélice et en sens contraire

pour chacun des cylindres (1). De semblables câbles peuvent conserver leur forme sans torsion quel que soit l'effort appliqué.

D'autre part, cette double couche de brins augmente la résistance contre les brisures et les déformations rencontrées en cours de montage. Par exemple un câble de 25 mm. de diamètre et de 120 mm² de section non tendu a pu supporter un effort normal à l'axe de 5000 kg sans déformation notable.

La résistance à la traction d'un câble creux est égale à celle d'un câble plein de même section et de même métal; les coefficients d'élasticité et de dilatation ont aussi les mêmes valeurs que ceux des câbles pleins normaux.

La figure 2 représente la tête d'un pylône en cours de tirage d'un câble creux; le câble est placé sur des poulies identiques à celles que l'on utilise pour le tirage des câbles mixtes aluminium-acier.

(1) Voir E. T. Z. du 9 décembre 1926 Heft 49 page XXXI. *Hohlseile für Hochspannungs-Freileitungen.*

La figure 3 représente un câble creux formé par des fils de cuivre, ainsi que le manchon servant au raccord de ce câble.

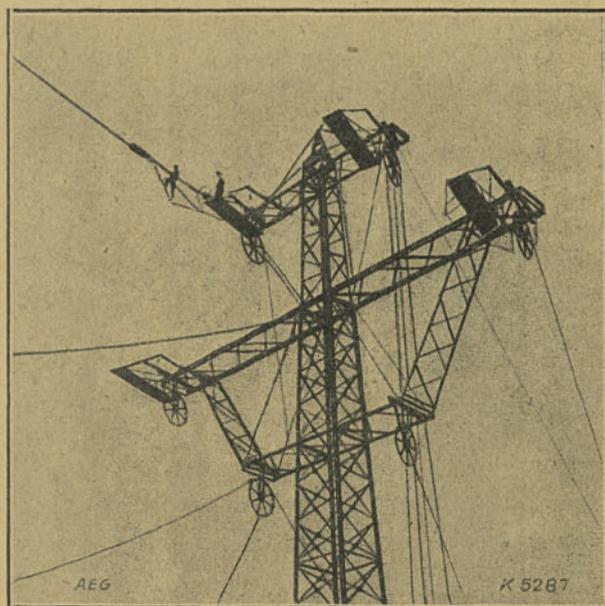


Fig. 2. — Tête de pylône au moment du tirage d'un câble creux.

§ 2. — CONDUCTEURS D'ALUMINIUM

5. Aluminium. — Depuis quelques années, le cuivre a été remplacé dans certains cas par l'aluminium seul ou associé à l'acier, et tout dernièrement par divers alliages à l'aluminium, dont les propriétés se rapprochent de celles du cuivre.

Les conducteurs d'aluminium et d'aluminium-acier ont eu un grand succès en France, pays gros producteur d'aluminium.

L'aluminium utilisé est du type dit à 99 pour cent d'aluminium. La résistivité à $+ 20^{\circ}$ C de l'aluminium commercial recuit est égale à 2,89 microhms-cm., valeur qui correspond sensiblement à 60 pour cent de la conductibilité du cuivre commercial recuit. L'aluminium écroui a une résistivité de 2 pour cent supérieure, soit de 2,95 microhms-cm.

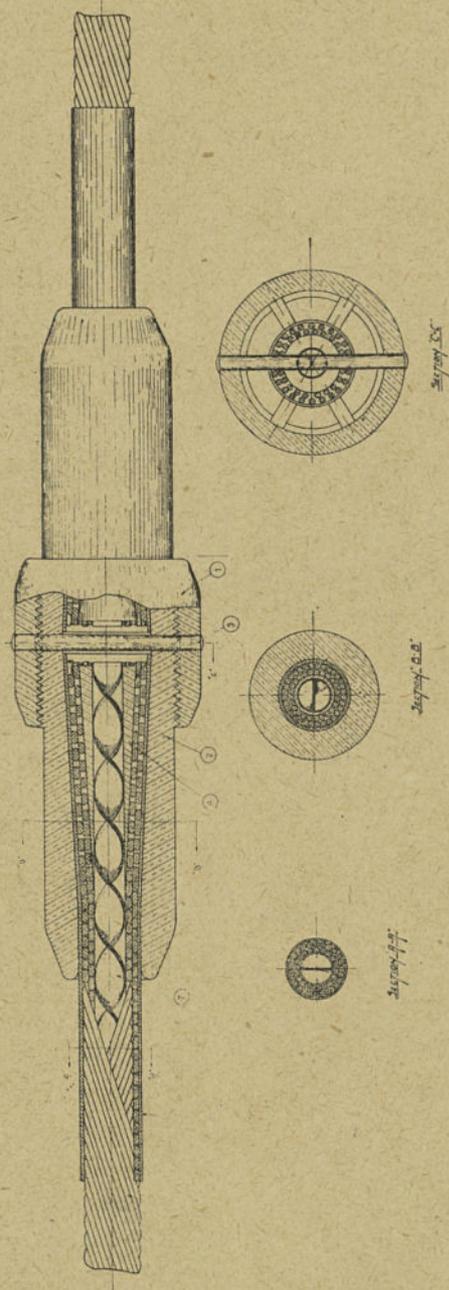


Fig. 3. — Câble creux formé de fils de cuivre; manchon raccord.

Le tableau suivant résume les caractéristiques mécaniques et électriques comparatives du cuivre commercial et de l'aluminium commercial.

	Cuivre commercial	Aluminium commercial
Poids spécifique: métal écroui. En gr: cm ³	8,95	2,7
Point de fusion.	1082° C.	657° C.
Chaleur spécifique (eau=1).	0,092	0,203
Conductibilité thermique (argent=100)	70	35
Résistivité à 0° en microhms-cm :		
A 0° C. { recuit.	1,60	2,68
{ écroui.	1,63	2,722
A 20° C. { recuit.	1,72	2,89
{ écroui.	1,76	2,95
Coefficient de température.	0,0039	0,00419
Conductibilité électrique (cuivre=1)	1	0,6
Coefficient de dilatation linéaire	0,000016	0,0000228
Contrainte de rupture en kg: mm ² { recuit.	22	9
	40 à 45	20
Limite d'élasticité en kg: mm ²	23-25	11-12
Coefficient d'allongement.	0,000078	0,000148
Module d'Young en kg: mm ²	13000	6750
Allongement à la rupture { écroui.	2 %	2 %
	35 %	25 %
Rapport des sections à égale conductibilité	1	1,666
— diamètres à égale conductibilité.	1	1,29
— poids à égale conductibilité.	1	0,5025
— sections à égal échauffement.	1	1,405
— poids à égal échauffement.	1	0,42
— poids à égale section.	1	0,3
— conductibilité à égale section.	1	0,6
Poids d'un fil de 1 mm ² de section et 1 km. de longueur en kg.	8,95	2,70
Poids d'un câble par mm ² de section utile par km. de longueur en kg.	9,4	2,84
Résistance kilométrique à 0° C. en ohms :		
D'un fil écroui de s mm ² de section.	$\frac{1}{s} \times 16,3$	$\frac{1}{s} \times 27,22$
D'un fil écroui de d mm de diamètre	$\frac{1}{d^2} \times 20,75$	$\frac{1}{d^2} \times 34,4$
Effort maximum d'un conducteur suspendu en kg: mm ² :		
Avec le coefficient de sécurité 3	13,3 à 15	6,7
— — — — — 5	8 à 9	4
— — — — — 10	4 à 4,5	2

Pour la comparaison économique entre les conducteurs de cuivre et d'aluminium, il faut surtout retenir que le rapport du poids de l'aluminium au poids du cuivre est de :

30 à 100 à égalité de section des conducteurs ;

42 à 100 à égalité d'échauffement des conducteurs sous le passage d'un même courant ;

50 à 100 à égalité de conductibilité (1).

Il ne s'agit évidemment que de l'économie brute réalisée sur l'acquisition du métal ; cette économie sera modifiée suivant la nature des ouvrages et suivant le tracé de la ligne par l'augmentation ou la diminution des frais accessoires. En fait, si l'on fait une étude économique comparative très complète, on arrive à réaliser des lignes qui diffèrent, notamment par la hauteur des supports, par la résistance mécanique de ceux-ci et par la portée optimum.

L'aluminium ne doit être employé que sous la forme de câble ; ceux-ci seront composés de préférence avec le minimum de brins composants, la charge se répartissant d'autant mieux que le nombre des brins est moindre, et les gros brins étant les moins fragiles.

Il n'est pas à recommander d'employer des conducteurs aériens d'aluminium de moins de 22 mm^2 (7 fois $\frac{20}{10}$) lorsque la portée dépasse 40 mètres ; pour les portées inférieures à 40 mètres on peut réduire cette section jusqu'à 12 ou 14 mm^2 par l'emploi de câbles à 3 brins.

La fabrication du câble doit être surveillée avec soin ; en particulier on devra vérifier qu'il n'y a pas plusieurs soudures de brins dans une même section droite du câble.

D'une façon générale, les câbles d'aluminium exigent des précautions particulières au montage des lignes, ainsi que nous l'exposerons dans un autre chapitre.

(1) Ce rapport est une limite supérieure, car, ainsi qu'on le verra plus loin, l'aluminium est souvent associé à l'acier, ou est utilisé sous forme d'alliages spéciaux. Dans toutes ces applications, le rapport ci-dessus est plus faible, de sorte que la règle habituellement exprimée comme suit : "L'aluminium est avantageux tant que son prix ne dépasse pas le double de celui du cuivre", ne peut pas être généralisée.

Les conditions de réception des conducteurs d'aluminium ont été résumées par M. Dusaugéy dans son rapport à la XV^e Commission de l'Union des Syndicats français de l'Electricité. Les essais comportent :

1° *Une analyse chimique* qui fixera la teneur en fer et en silicium qui ne devra pas être supérieure à 1 pour cent. Les seuls éléments étrangers qui pourront être contenus dans l'aluminium commercial seront le fer, le silicium et des traces d'oxygène et de carbone.

2° *Un essai de résistance mécanique.* — Les brins composant le câble devront être écrouis au maximum et présenter une contrainte à la rupture d'au moins 20 kg : mm² pour tous les fils de diamètre de 3,5 mm et au-dessous ; pour les fils ayant un diamètre compris entre 3,5 et 5 mm., la contrainte à la rupture devra être de 18 kg : mm² au moins. A défaut de mesures directes sur le câble, la mesure de résistance mécanique se fera par celle des brins composants, en admettant, comme pour les câbles de cuivre, que la résistance du câble est égale à 85 pour cent de la somme des résistances des brins.

3° *Limite d'élasticité, allongement à la rupture* — La limite d'élasticité du métal écroui des conducteurs suspendus ne devra pas être inférieure à 11 kg : mm². L'allongement à la rupture de ces fils ne sera pas inférieur à 2 pour cent, celui-ci étant mesuré sur une éprouvette de longueur égale à $\sqrt{66,67}$ s et sous la charge de rupture.

4° *Souplesse.* — Le métal ne devra pas être cassant, et chaque brin devra pouvoir supporter sans crique ni rupture un essai d'enroulement et de déroulement sur son propre diamètre.

On pourra effectuer des essais de pliage dans une mâchoire à rayon convenable. Nous résumons ci-dessous quelques essais de ce genre où les pliages ont été faits, le premier à 90°, les suivants à 180°.

DIAMÈTRES des fils	PLIAGES	OBSERVATIONS
mm.	nombre	
2,5	10	Sur rayon de 6 mm.
3,2	15	Sur rayon de 10 mm.
3,6	14	—
4	12	—
4,5	10	—
5	7	—
5,6	6	—
6,3	5	—
7,1	5	—
8,0	4	—
9,0	4	—
10,0	3	—

6. Almelec (1). — Dans divers pays, notamment en France et en Suisse, on a mis au point un nouveau métal qui appartient à la famille des alliages à haute teneur en aluminium et à faible teneur en magnésium et silicium. La proportion d'aluminium est de 98,5 à 98,8 % et celle de magnésium-silicium, sous la forme $Mg^2 Si$ et Si , ne dépasse pas 1 à 1,2 %, la différence à 100 étant constituée par les impuretés habituelles de l'aluminium.

On sait que ces alliages sont susceptibles de prendre la trempe à haute température (570°) et d'acquérir de la résistance et de la dureté par vieillissement à la température ordinaire ou à des températures moyennes, mais en perdant de la conductibilité. Par une succession de traitements thermiques ultérieurs à des températures déterminées et d'érouissage à froid, on agit sur la résistance et sur la conductibilité et on amène ces deux caractéristiques jusqu'à leur valeur optimum, obtenant ainsi le produit fini, libéré de toutes tensions internes et présentant les qualités de souplesse nécessaires.

(1) *E. Dusaughey*. Emploi de nouveaux alliages d'aluminium dans la construction des lignes électriques. Rapport à la Conférence Internationale des Grands Réseaux Electriques de 1927.

D^r Wyssling. Ligne électrique à longues portées des Chemins de fer fédéraux Suisses en alliage d'aluminium à conductibilité élevée et à haute résistance mécanique. Rapport à la dite Conférence.

Les fils conducteurs, ainsi réalisés par la Société des Produits Chimiques Alais, Froges et Camargue, en France, et par la Société pour l'Industrie de l'Aluminium, de Neuhausen, en Suisse, avec des proportions de magnésium-silicium et des traitements thermiques et mécaniques un peu différents de part et d'autre, sont appelés en France, fils d'almelec, et, en Suisse, fils d'alliage n° 3.

Le tableau suivant résume les propriétés physiques de l'almelec :

Poids spécifique	2,7 g : cm ³ .
Résistance à la rupture	35 kg. : mm ² .
Allongement à la rupture (sur 100 mm.)	6 à 8 ^o /.
Limite élastique ou charge correspondant à un allongement rémanent nul	11 à 13 kg. : mm ²
Charge correspondant à un allongement rémanent de 0,02 ^o /.	18,5 kg. : mm ² .
Charge correspondant à un allongement rémanent de 0,05 ^o /.	27 kg. : mm ² .
Module d'Young (kg : mm ²)	6 500 kg. : mm ² .
Coefficient de dilatation	23 × 10 ⁻⁶
Résistivité à 15° C en microhms-centimètres	3,1.
Coefficient de température	0,0038.

L'almelec est sensible au phénomène du déplacement de la limite élastique. Si on le soumet à un effort de traction préalable, supérieur à sa limite élastique, toutes les déformations ultérieures qu'on lui fait subir demeurent parfaitement élastiques jusqu'à des charges voisines de l'effort de traction préalable qu'il a subi. La charge de rupture ne semble pas modifiée, mais l'allongement à la rupture est ramené de 5 à 6^o/.. Quant à la conductibilité électrique, elle n'a pas varié.

Le tractionnement des fils d'almelec peut donc améliorer sensiblement les propriétés élastiques du métal et éviter tout allongement des conducteurs après leur pose et même après de fortes surcharges.

Les essais de flexion et de torsion donnent les résultats suivants :

- Nombre de flexions sur un rayon de 10 mm. 9 à 12
- Nombre de torsions sur une longueur de 10 cm., le fil étant soumis à une traction de 15 kg : mm² 9 à 12

Enfin, si l'on recherche la résistance de l'almelec à la corrosion par rapport à celle de l'aluminium commercial, on trouve qu'à

l'épreuve des solutions salines les deux métaux se comportent très sensiblement de la même façon.

Si nous comparons les constantes physiques ainsi déterminées de l'almelec à celles des constantes physiques correspondantes du cuivre, de l'aluminium et de l'aluminium-acier, nous obtenons le tableau suivant :

	CUIVRE écroui	ALUMINIUM	ALUMINIUM-ACIER			ALMELEC
			7 brins	37 brins	61 brins	
			(1)	(2)	(3)	
Poids spécifique . .	8,95	2,7	3,55	3,85	3,46	2,7
Résistance à la rupture en kg : mm ²	40 à 45	20	29	32	27	35
Résistivité à 0° C en microhms-cm. . .	1,63	2,722	3,17	3,34	3,08	2,96
Conductance à 0° C en mohs pour 1 m. et 1 mm ²	61,4	36,7	31,5	30	32,5	33,7
Conductibilités relatives	100	60	51,5	49	53	55

(1) Dont 1 d'acier et 6 d'aluminium.
 (2) Dont 7 d'acier et 30 d'aluminium.
 (3) Dont 19 d'acier et 42 d'aluminium. C'est le câble type des grands transports californiens à 150000 et 220000 volts.

Si, d'autre part, nous constituons avec chacun de ces six matériaux, des conducteurs ayant même conductibilité électrique, les valeurs relatives des poids, diamètres, sections et résistances de ces six conducteurs seront représentées par les chiffres du tableau suivant, en prenant pour unité les valeurs trouvées pour le conducteur de cuivre.

	CUIVRE	ALUMINIUM	ALUMINIUM-ACIER			ALMELEC
			7 brins.	37 brins.	61 brins.	
Sections équivalentes . .	1	1,666	1,943	2,05	1,885	1,8
Diamètres équivalents .	1	1,29	1,395	1,43	1,37	1,34
Poids équivalents. . .	1	0,5	0,77	0,885	0,725	0,54
Résistances mécaniques équivalentes	1	0,79	1,34	1,56	1,215	1,5

7. Conducteurs d'acier. — La Société Française des Électriciens a mis à l'étude il y a quelques années la question de l'emploi du fer ou de l'acier dans les lignes de transmission d'énergie.

Nous résumerons ici les conclusions du rapport établi par le Syndicat Professionnel des Producteurs et Distributeurs d'Énergie Électrique.

L'emploi des conducteurs de fer ou d'acier pour les lignes électriques a été préconisé en vue de réduire au minimum les dépenses d'établissement, particulièrement dans les réseaux ruraux. Tout en reconnaissant l'intérêt de cette réduction, bien des distributeurs hésitent à adopter un métal dont les inconvénients sont sérieux tant au point de vue économique qu'au point de vue de la sécurité publique qui doit primer toute autre considération.

Au point de vue économique, il faut tenir compte de la nécessité du remplacement au bout d'un temps plus ou moins long par suite de la rouille, ainsi que de la surveillance à exercer entre temps. Tout développement un peu important de la distribution risque, d'autre part, de rendre rapidement nécessaire ce remplacement qui est d'autant plus onéreux que le métal déposé n'a qu'une valeur pratiquement négligeable. Étant donné le prix élevé de la main-d'œuvre et le fait qu'il ne s'agit, en général, que de masses assez faibles du métal, l'opération peut n'être pas à recommander économiquement.

Au point de vue de la sécurité, il faut remarquer que les causes de ruptures spéciales aux conducteurs en acier sont assez nombreuses. La galvanisation, même dans les meilleures conditions, n'est, en effet, pas d'une efficacité indéfinie; elle ne dure qu'un nombre d'années relativement court (10 à 15 ans environ), durée qui risque d'être extrêmement abrégée si les fils ou câbles achetés n'ont pas fait l'objet d'une réception soignée. D'autre part, de nombreuses causes d'altérations locales viennent multiplier les chances de rupture, ce sont surtout les éraillures de la couche de zinc par frottement notamment sur les isolateurs, l'attaque au contact d'autres métaux, les petits arcs intermittents quelle qu'en soit la cause qui sont bien plus dangereux pour une

mince couche de zinc que pour un conducteur de cuivre massif, enfin les attaques par dégagement gazeux au voisinage de certaines usines.

On pourrait aussi envisager l'emploi des aciers dits inoxydables, qui paraissent à première vue constituer une solution assez satisfaisante; en fait leur prix actuellement assez élevé et comparable au prix du cuivre réduit l'intérêt de cette application.

Un questionnaire adressé à divers exploitants au sujet de l'emploi des conducteurs d'acier a montré que sur 88 exploitants, un peu moins de la moitié de ceux-ci (41) ont employé l'acier, dont treize seulement en basse tension. Parmi ces derniers, trois seulement ont l'intention de continuer son emploi, encore l'un d'eux ne l'envisage-t-il que comme neutre de distribution. Par contre, d'autres secteurs sont nettement hostiles à l'emploi de l'acier. Il est à remarquer d'ailleurs que tous les distributeurs qui ont dépassé une densité de courant de $1/4$ d'ampère par millimètre carré environ se plaignent des chutes de tension, étant donné que la section ne peut être augmentée sensiblement sans que la réactance s'accroisse beaucoup; l'emploi de l'acier ne peut donc, en tous cas, être envisagé utilement pour la basse tension que dans des cas très rares.

En ce qui concerne la haute tension, l'opinion moyenne paraît plus favorable; vingt-trois distributeurs ne sont pas hostiles à l'emploi de l'acier, soit uniquement comme conducteur de terre, soit aussi comme conducteur de phases pour les petites puissances. Dans la majorité des cas, il s'agit d'expériences de trop courte durée pour que l'on soit arrivé dans la période difficile. Par contre, quelques réponses font état d'expériences suffisamment longues, c'est ainsi que sept distributeurs indiquent une expérience remontant à 15 ans au moins. Parmi ces derniers, deux déconseillent l'emploi de l'acier, deux continuent à l'employer comme conducteur de terre et trois seulement acceptent son emploi aussi bien comme conducteur principal que comme conducteur de terre mais en prenant toutes les précautions nécessaires: essais de réception très sérieusement faits sur chaque touret, protection spéciale sur

le conducteur au niveau de l'attache sur l'isolateur, emploi de jonction soignée sur les fils et sur les câbles, et surveillance en cours d'exploitation.

Ce sont là des précautions absolument essentielles et l'on peut citer l'exemple d'une ligne faite avec du câble insuffisamment galvanisé qui a donné de nombreux mécomptes.

En résumé, il semble qu'il résulte de l'enquête du Syndicat Professionnel des Producteurs et Distributeurs d'Énergie Électrique :

1° Que pour la basse tension l'acier a été assez peu employé et que son emploi paraît d'ailleurs peu intéressant à ceux mêmes qui l'ont expérimenté.

2° Que pour la haute tension, il a été assez fréquemment utilisé notamment comme conducteur de terre et que, à condition de ne l'employer qu'avec toutes les précautions voulues, il peut continuer à être accepté pour cette application.

Une bonne galvanisation étant indispensable quand le câble d'acier doit avoir une longue durée, ce qui est le cas par exemple pour les câbles de terre des lignes à haute tension, nous résumons ci-dessous les conditions de réception qui peuvent être imposées.

Le brin galvanisé sera nettoyé au sulfure de carbone, à la benzine ou à l'essence de térébenthine, puis rincé à l'eau claire. Il sera ensuite plongé dans une solution de sulfate de cuivre pur pendant une minute à deux reprises différentes. Après chaque immersion, la couche noire sera enlevée à l'eau et à la brosse, puis le fil sera essuyé avec un chiffon de coton. La galvanisation sera considérée comme insuffisante si après la deuxième immersion suivie du brossage et de l'essuyage, le fil présente une couche brillante de cuivre couleur saumon.

La solution de sulfate de cuivre utilisée pour cet essai comprendra 200 grammes de sulfate par litre d'eau ; sa densité après neutralisation par un excès d'oxyde de cuivre et après filtrage sera ramenée à 1,1354 à 19° C. avant chaque essai.

En outre, chaque brin devra pouvoir s'enrouler sur un cylindre d'un diamètre quadruple du sien sans que la couche de zinc se fendille ou se détache.

Les P. T. T. limitent à 2 le nombre des immersions précédentes dans la solution de sulfate de cuivre ; les compagnies de chemin de fer portent généralement ce nombre à 3.

Dans les calculs mécaniques des conducteurs d'acier, on peut adopter les constantes résumées au tableau suivant :

Poids spécifique en g : cm ³	7,8	
Coefficient de dilatation linéaire	$11,5 \times 10^{-6}$	
Contrainte à la rupture kg : mm ²	100 à 120	
Limite d'élasticité en kg : mm ²	90 à 95	
Coefficient d'allongement {	massif	34×10^{-6}
	câble	$45,4 \times 10^{-6}$
Module d'Young en kg : mm ² {	massif	29.600
	câble	22.000
Résistivité à 0° C. en microhm — cm.	10 à 20	

8. Constantes des câbles homogènes de cuivre et d'aluminium. Poids spécifique. — Nous appelons *section utile* d'un câble la somme des sections droites des brins composants. En raison du câblage qui fait entrer dans l'unité de longueur du câble des brins dépassant cette longueur de 5 pour cent environ, le poids spécifique d'un câble par unité de section utile est supérieur de 5 pour cent à celui d'un conducteur massif de même section.

Dilatation. — Le coefficient de dilatation n'est pas affecté par le câblage.

Élasticité. — M. Dusaugy conseille d'adopter pour les câbles d'aluminium un coefficient d'allongement supérieur d'environ 20 pour cent à la valeur $\frac{1}{E}$ du même coefficient du métal massif.

La raison de ce choix est de donner au conducteur câblé une flèche de pose un peu inférieure à celle qu'il faudrait donner au même conducteur supposé massif, car un câble suspendu, même lorsqu'on le laisse tendu pendant quelques jours avant de le fixer, ne prend pas immédiatement son allongement définitif, de sorte que le calcul basé sur le coefficient d'allongement $\frac{1}{E}$ des conducteurs massifs aurait au bout de quelques semaines, une fois

l'allongement définitif réalisé, une flèche trop grande. Il est bien entendu que le même phénomène ne se présente pas si on pose un câble ayant déjà servi.

Pour plus de simplicité dans les calculs, nous préférons conserver au câble le même coefficient d'allongement $\frac{1}{E}$ que pour les fils massifs de même nature et de prendre une marge pour les flèches qui est d'autant plus faible que la portée est plus grande. Pour les câbles d'aluminium tendus avec le coefficient 3, il faut prévoir une majoration des flèches de 25 pour cent environ pour une portée de 50 m. et de 3 pour cent environ pour une portée de 250 m. Cette façon de voir est d'ailleurs basée sur des essais faits en Allemagne et cités dans les *Normalien für Freileitungen*, édition 1914, qui ont démontré qu'il est prudent d'affecter aux câbles de cuivre et d'aluminium les mêmes constantes respectivement que pour les fils des mêmes métaux, parce qu'une fois qu'ils ont pris leur allongement ces câbles travaillent à peu près dans les mêmes conditions que des fils pleins.

C'est l'hypothèse que l'on adoptera dans les calculs qui seront développés dans la seconde partie de cet ouvrage.

§ 3. — CONDUCTEURS BI-MÉTALLIQUES

Les conducteurs mixtes sont obtenus par l'association du cuivre et de l'acier ou de l'aluminium et de l'acier.

9. Conducteurs mixtes cuivre-acier (bi-métal). — Les défauts respectifs des fils fins de cuivre et des fils d'acier sont supprimés par l'emploi de fils bi-métalliques composés d'une âme d'acier recouverte d'une gaine de cuivre relativement épaisse et sans solution de continuité (1).

L'acier joue presque uniquement un rôle mécanique, et seul le cuivre est pris en considération dans la détermination de la conductibilité électrique.

(1) Voir la brochure : *Le bi-métal et ses emplois*, éditée par la C^e Française du Bi-Métal, 31, rue Saint-Ambroise, Paris.

Ces conducteurs présentent ainsi les avantages suivants :

Résistance mécanique se rapprochant de celle de l'acier ;

Conductibilité électrique se rapprochant de celle du cuivre ;

A égalité de section totale, prix moins élevé que celui du cuivre.

Les conducteurs en bi-métal sont établis en trois types :

Le *type A*, dont la conductibilité est égale à 40 % de celle du cuivre de même diamètre ;

Le *type B*, dont la conductibilité est égale à 45 % de celle du cuivre de même diamètre ;

Le *type C*, dont la conductibilité est égale à 55 % de celle du cuivre de même diamètre.

Les tableaux suivants indiquent, pour chacun de ces types, et pour les diamètres les plus courants :

- a) La section correspondante ;
- b) La résistance en ohms par km. à 0° ;
- c) La charge de rupture en kg : mm².
- d) La charge de rupture totale en kg ;
- e) L'allongement *maximum* à la rupture ;
- f) Le poids théorique au kilomètre.

BI-MÉTAL TYPE A. Densité : 0,0083 kg : cm³

DIAMÈTRE en dixième de millimètres	SECTION en millimètres carrés	RÉSISTANCE électrique moyenne à 0° C. par kilomètre en ohms	CHARGE DE RUPTURE		ALLONGEMENT maximum garanti à la rupture	POIDS théorique au kilomètre
			par m/m ²	Totale		
6/10	0,282	141,60	79	22	3 %	2,340
10/10	0,785	50,86	79	62	3 %	6,515
15/10	1,767	22,60	77	136	3 %	14,666
20/10	3,141	12,71	77	242	3 %	26,075
25/10	4,908	8,13	77	378	3 %	40,736
30/10	7,068	5,64	77	544	3 %	58,664
35/10	9,621	4,15	76	731	3 %	79,854
40/10	12,566	3,18	72	904	3 %	104,298
45/10	15,904	2,51	68	1081	3 %	133,003
50/10	19,635	2,04	65	1276	3 %	162,970

BI-MÉTAL TYPE B. Densité : 0,0084 kg. : cm³

6/10	0,282	122,82	78	22	3 %	2,368
10/10	0,785	44,22	78	61	3 %	6,597
15/10	1,767	19,65	76	134	3 %	14,842
20/10	3,141	11,05	76	238	3 %	26,389
25/10	4,908	7,08	76	373	3 %	41,233
30/10	7,068	4,91	75	530	3 %	59,371
35/10	9,621	3,60	74	712	3 %	80,816
40/10	12,566	2,76	70	880	3 %	105,554
45/10	15,904	2,18	66	1049	3 %	133,593
50/10	19,635	1,76	63	1237	3 %	164,931

BI-MÉTAL TYPE C. Densité : 0,0085 kg : cm³

6/10	0,282	101,88	70	19	3 %	2,399
10/10	0,785	36,98	70	51	3 %	6,670
15/10	1,767	16,26	66	116	3 %	15,019
20/10	3,141	9,24	65	204	3 %	26,698
25/10	4,908	5,91	63	309	3 %	41,718
30/10	7,068	4,10	60	424	3 %	60,078
35/10	9,621	3,02	59	567	3 %	81,778
40/10	12,566	2,31	58	728	3 %	106,811
45/10	15,904	1,83	57	906	3 %	135,18
50/10	19,635	1,48	56	1100	3 %	166,897

Les caractéristiques générales de chacun de ces trois types principaux sont résumées dans le tableau suivant :

	A	B	C
Conductibilité approximative par rapport au cuivre. . . .	40 %	45 %	55 %
Poids en kg d'un mètre linéaire de 1 mm ² de section.	0,0083	0,0084	0,0085
Charges moyennes en kg par mm ² à la limite de proportionnalité.	51	50	48
Allongements moyens à la limite de proportionnalité. .	0,33 %	0,29 %	0,26 %
Module d'Young en kg par mm ²	15.000	16.000	18.000
Coefficient de dilatation entre 15° et 50°.	$10,5 \times 10^{-6}$	11×10^{-6}	$12,3 \times 10^{-6}$

Les caractéristiques de chacun de ces types sont assez peu différentes pour que l'on puisse, en première approximation, se borner à considérer dans les calculs les facteurs du type B, qui sont intermédiaires entre ceux des types A et C.

Les calculs électriques des conducteurs composés de métaux magnétiques doivent tenir compte de la variation de résistance effective et de réactance de ceux-ci en fonction de la fréquence et de la densité de courant.

M. Bunet qui a résumé, dernièrement, la question pour le cas des lignes en fer, a montré que, par suite de l'effet Kelvin, la résistance du fer augmente rapidement avec la fréquence, d'où un accroissement de pertes et de chute de tension, accroissement déjà très notable à la fréquence de 50 périodes par seconde.

La réactance interne du fil de fer est, elle-même, assez élevée, et contribue aussi à accroître la chute de tension.

Ces défauts n'existent pas pour les fils bi-métal, ainsi que cela résulte d'essais effectués par le Laboratoire Central d'Électricité sur des conducteurs en bi-métal de 30/10, essais qui conduisent à la conclusion :

Que la résistance effective de ces conducteurs est la même, à la fréquence de 50 périodes, qu'en courant continu ;

Que la réactance, à 50 périodes par seconde, d'une boucle en bi-métal, est supérieure de 10^{-4} henry environ par kilomètre à la réactance d'une boucle identique constituée par du cuivre rouge de même diamètre. Cette

augmentation paraît due à l'accroissement de réactance interne produite par l'âme d'acier.

Les calculs électriques de lignes en bi-métal peuvent donc être conduits de façon identique aux calculs des lignes en cuivre.

On pourrait si l'on voulait, en seconde approximation, tenir compte de l'accroissement de réactance interne du bi-métal, en appliquant pour une ligne triphasée la formule suivante :

$$l = \left(1.5 + 4.605 \log_{10} \frac{d}{a} \right) 10^{-4} \text{ henry : km}$$

au lieu de la formule habituelle suivante :

$$l = \left(0.5 + 4.605 \log_{10} \frac{d}{a} \right) 10^{-4} \text{ henry : km}$$

qui est la formule généralement appliquée pour les conducteurs en cuivre ; dans ces formules, d représente l'écartement moyen des conducteurs en cm, et a leur rayon en cm.

10. Câbles mixtes aluminium-acier. — Étant donnée l'importance du couple électrolytique entre le fer et l'aluminium en présence de l'humidité, on doit protéger le fer par un métal plus voisin de l'aluminium dans la série des potentiels électrolytiques ; on a recours pour cela au zinc. L'acier est généralement galvanisé à chaud, à deux couches, après étirage du fil ce qui assure également une bonne protection contre la rouille.

D'une façon générale, on s'arrange pour que les brins d'aluminium enserrant complètement l'âme d'acier formant ainsi une véritable gaine étanche. L'acier utilisé dans ces câbles est de l'acier à haute résistance présentant les caractéristiques moyennes suivantes :

Densité	7,8
Coefficient de dilatation linéaire	$11,5 \times 10^{-6}$
Résistance à la traction	120 kg : mm ² ,
Limite élastique	95 kg : mm ² ,
Module d'Young	22.000 kg : mm ² ,
Allongement à la rupture	5 à 7-pour cent.

On utilise habituellement deux types de câbles mixtes :

1° Le type à 7 brins de même diamètre composé d'un brin central en acier et de 6 brins en aluminium à la périphérie.

2° Le type à 37 brins dont les 7 brins centraux en acier et les 30 brins périphériques en aluminium.

Le premier type est employé jusqu'à une section utile d'aluminium de 110 mm², le second pour les sections supérieures.

L'expérience a montré que le rapport des sections de l'aluminium à l'acier doit être voisin de 4,3 qui correspond au câble de 37 brins.

Chaque type constitue un conducteur spécial qui peut être assimilé à un métal fictif homogène ayant une densité et une conductibilité particulières; par exemple les valeurs correspondant aux câbles de 7 brins sont les suivantes :

	Type 7 brins.	Type 37 brins.
Poids spécifique	3,55	3,85
Conductibilité (par rapport au cuivre commercial) en pour cent	51,5	49

Au point de vue mécanique, la question est plus délicate. On est en présence d'un problème nouveau et difficile en raison des différences entre les coefficients de dilatation et d'élasticité des métaux associés. On a donc dû rechercher une méthode approchée qui facilite les calculs donnant des résultats suffisants dans la pratique. On a ainsi établi les caractéristiques physiques et mécaniques du métal homogène fictif équivalent correspondant à chacun des types normaux, dont les principales sont résumées au tableau suivant dans lequel nous avons fait figurer aussi les valeurs correspondantes pour le cuivre commercial et l'aluminium commercial.

Comparaison des propriétés mécaniques et électriques du cuivre commercial, de l'aluminium commercial, de l'aluminium acier à 7 brins et de l'aluminium acier à 37 brins.

	CUIVRE commercial	ALUMINIUM commercial	ALUMINIUM acier à 7 brins	ALUMINIUM acier à 37 brins
Poids spécifique en g : cm ³ . . .	8,95	2,7	3,55	3,85
Conductibilité électrique (cuivre = 100)	100	60	51,5 ⁽¹⁾	49 ⁽¹⁾
Coefficient de dilatation linéaire	16 × 10 ⁻⁶	22,8 × 10 ⁻⁶	18,2 × 10 ⁻⁶	17,25 × 10 ⁻⁶
Contrainte de rupture en kg : mm ²	42	20	29	32
Limite d'élasticité en kg : mm ² .	23 à 25	11 à 12	16	17 à 18
Coefficient d'allongement	{ massif 78 × 10 ⁻⁶ { câble. 97 × 10 ⁻⁶	148 × 10 ⁻⁶	—	—
Module d'Young	{ massif . . . 13000 { câble . . . 10300	6750	—	—
Rapport des sections à égale conductibilité	1	1,666	1,943	2,05
Rapport des diamètres à égale conductibilité	1	1,29	1,395	1,43
Rapport des poids à égale conductibilité	1	0,5	0,73	0,835
Poids d'un câble en kg : mm ² par km.	9,4	2,84	3,55	3,85
Résistance kilométrique à 0° en ohms d'un câble de section de 1 mm ²	17,2	28,6	33,4	35,2
Contrainte maximum en kg : mm ² :				
Avec un coefficient de sécurité 3	14	6,7	9,7	10,7
— — — 5	8,4	4	5,8	6,4
— — — 10	4,2	2	2,9	3,2

(1) On ne tient pas compte de la présence de l'acier au point de vue de la conductibilité.

M. Dusaughey (1) a donné dans un tableau comparatif que nous reproduisons ci-après les caractéristiques de 11 conducteurs-types équivalents de cuivre, d'aluminium et d'aluminium-acier.

(1) *Les conducteurs d'acier en aluminium*, Rapport de M. DUSAUGEY à la quinzième Commission de l'Union des Syndicats de l'Électricité.

Comparaison des caractéristiques de 11 conducteurs-types équivalents de cuivre, d'aluminium et d'aluminium-acier.

TYPES	RÉSISTANCE par km, en ohms à 0° C	CUIVRE							ALUMINIUM							ALUMINIUM-ACIER						
		Section en mm ²	Nombre et diamètre des brins	Diamètre du câble en mm	Poids par km en kg	Charge de rupture en kg	Charge limite élastique en kg ; mm ²	Section en mm ²	Nombre et diamètre des brins	Diamètre du câble	Poids par km, en kg	Charge de rupture en kg ; mm ²	Charge limite élastique en kg ; mm ²	Section en mm ²	Nombre et diamètre des brins	Diamètre du câble en mm	Poids par km, en kg	Charge de rupture en kg ; mm ²	Charge limite élastique en kg ; mm ²			
a	2,7	6,36	1 × $\frac{285}{100}$	2,85	57	270	150	10,6	•	•	•	•	12,36	7 × $\frac{150}{100}$	4,5	44	325	180				
b	1,3	13,2	1 × $\frac{410}{100}$	4,1	118	550	300	22	7 × $\frac{200}{100}$	6	62	400	25,66	7 × $\frac{216}{100}$	6,5	91	665	370				
c	0,734	23,4	1 × $\frac{547}{100}$	5,47	210	970	540	39	7 × $\frac{266}{100}$	8	110	695	45,5	7 × $\frac{288}{100}$	8,6	161	1 170	660				
d	0,476	36	7 × $\frac{256}{100}$	7,8	338	1 330	770	60	7 × $\frac{330}{100}$	10	170	1 100	70	7 × $\frac{357}{100}$	10,7	248	1 800	1 000				
e	0,325	52,8	7 × $\frac{310}{100}$	9,45	498	1 960	1 100	88	7 × $\frac{400}{100}$	12	250	1 550	102,6	7 × $\frac{431}{100}$	13	364	2 700	1 470				
f	0,239	72	7 × $\frac{362}{100}$	11	676	2 700	1 530	120	7 × $\frac{467}{100}$	14	340	2 100	148	37 × $\frac{225}{100}$	15,8	570	4 250	2 350				
g	0,187	92	7 × $\frac{409}{100}$	12,45	865	3 450	1 950	153	19 × $\frac{320}{100}$	16	435	2 700	188,7	37 × $\frac{255}{100}$	17,8	726	5 400	3 000				
h	0,148	116	19 × $\frac{279}{100}$	14	1 090	4 400	2 430	193	19 × $\frac{360}{100}$	18	547	3 450	238	37 × $\frac{286}{100}$	20,1	916	6 850	3 750				
i	0,121	143	19 × $\frac{310}{100}$	15,6	1 345	5 400	3 000	238	19 × $\frac{400}{100}$	20	675	4 250	293,8	37 × $\frac{318}{100}$	22,3	1 130	8 500	4 600				
j	0,1	173	19 × $\frac{341}{100}$	17,1	1 625	6 550	3 600	288	19 × $\frac{440}{100}$	22	815	5 150	355,3	37 × $\frac{350}{100}$	24,5	1 365	10 200	5 600				
k	0,0835	206	19 × $\frac{372}{100}$	18,7	1 935	7 700	4 300	343	19 × $\frac{480}{100}$	24	972	6 100	423	37 × $\frac{382}{100}$	26,8	1 625	12 200	6 650				

11. Tableau comparatif des différentes jauges. — La comparaison des diamètres et des sections des conducteurs est souvent difficile en raison de leur désignation. Nous pensons donc utile de donner ici le tableau comparatif des différentes jauges anglaises et américaines.

JAUGE ANGLAISE STANDARD WIRE GAUGE (S. W. G.)

NUMÉRO	DIAMÈTRE		NUMÉRO	DIAMÈTRE	
	mils	mm		mils	mm
0 000 000	500	12,5	22	28	0,7
000 000	464	11,6	23	24	0,6
00 000	432	10,8	24	22	0,55
			25	20	0,50
0 000	400	10,0			
000	372	9,3	26	18	0,45
00	348	8,7	27	16,4	0,41
0	324	8,1	28	14,8	0,37
			29	13,6	0,34
1	300	7,5	30	12,4	0,31
2	276	6,9			
3	252	6,3	31	11,6	0,29
4	232	5,8	32	10,8	0,27
5	212	5,3	33	10,0	0,25
			34	9,2	0,23
6	192	4,8	35	8,4	0,21
7	176	4,4			
8	160	4,0	36	7,6	0,19
9	144	3,8	37	6,8	0,17
10	128	3,2	38	6,0	0,15
			39	5,2	0,135
11	116	2,9	40	4,8	0,12
12	104	2,6			
13	92	2,3	41	4,4	0,11
14	80	2,0	42	4,0	0,10
15	72	1,8	43	3,6	0,09
			44	3,2	0,08
16	64	1,6	45	2,8	0,07
17	56	1,4			
18	48	1,2	46	2,4	0,06
19	40	1,0	47	2,0	0,055
20	36	0,9	48	1,6	0,040
			49	1,2	0,030
21	32	0,8	50	1,0	0,025

Jauge Edison (1888). — Dans cette jauge, chaque numéro multiplié par 1000 donne la section du fil en *circular mils*. La surface prise pour unité est celle d'un cercle de 1 mil ($\frac{1}{1000}$ de pouce) de diamètre et porte le nom de *circular mil*. Le diamètre d d'un fil (en mm) et sa section S (en mm^2), connaissant le numéro n du fil, ont respectivement pour valeurs :

$$S = 0,5067 n \text{ mm}^2; \quad d = 0,8031 \sqrt{n} \text{ mm.}$$

On a aussi la relation : 1 *circular mil* = 0,0005067 mm^2 .

JAUGE AMÉRICAIN (BROWN AND SCHARPE (B. S.))

NUMÉRO	DIAMÈTRE		SECTION mm ²
	pouces	mm	
0. 000	0,46000	11,684	107,219
000	0,40964	10,405	85,028
00	0,36480	9,266	67,431
0	0,32495	8,254	53,504
1	0,28936	7,348	42,409
2	0,25763	6,544	33,632
3	0,22942	5,827	26,670
4	0,20431	5,189	21,151
5	0,18194	4,621	16,773
6	0,16202	4,115	13,301
7	0,14428	3,665	10,548
8	0,12849	3,264	8,366
9	0,11443	2,906	6,635
10	0,10189	2,588	5,260
11	0,09074	2,305	4,172
12	0,08081	2,053	3,309
13	0,07196	1,828	2,618
14	0,06408	1,628	2,081
15	0,05707	1,450	1,650
16	0,05082	1,291	1,309
17	0,04526	1,150	1,038
18	0,04030	1,024	0,823
19	0,03539	0,899	0,6346
20	0,03196	0,812	0,5176
21	0,02846	0,723	0,4106
22	0,02535	0,644	0,3257
23	0,02257	0,573	0,2579
24	0,02010	0,510	0,2043
25	0,01790	0,455	0,1626
26	0,01594	0,405	0,1288
27	0,01420	0,360	0,1018
28	0,01264	0,321	0,0809
29	0,01126	0,286	0,0642
30	0,01003	0,255	0,0510
31	0,008928	0,2268	0,04039
32	0,007950	0,2019	0,03203
33	0,007080	0,1798	0,02540
34	0,006304	0,1602	0,02014
35	0,005614	0,1426	0,01597
36	0,005000	0,1270	0,01267
37	0,004453	0,1131	0,01005
38	0,003965	0,1007	0,00797
39	0,003531	0,0897	0,00632
40	0,003145	0,0799	0,00501

CHAPITRE II

CALCUL ÉLECTRIQUE DES LIGNES A TENSION ASSEZ BASSE POUR QUE L'ON PUISSE NÉGLIGER LES EFFETS DE CAPACITÉ

Théoriquement, les effets de capacité entre les conducteurs des lignes aériennes parcourus par des courants alternatifs ne sont pas particuliers aux lignes à haute tension ; mais il se présentent dans toutes les distributions, même à basse tension. Cependant, il est possible, en pratique, dans des limites de tensions et de longueurs de lignes, de n'effectuer que des calculs simples basés uniquement sur les considérations de la résistance et de l'inductance des conducteurs.

Ce sont ces calculs simples que nous développerons dans le présent chapitre. Les limites d'emploi de ces calculs simples peuvent être fixées pratiquement à environ 60 kv. pour les tensions, et à 80 km. pour les distances de transmission.

1. Constantes caractéristiques des lignes. — Les seules constantes qui entrent dans le calcul des lignes à courants alternatifs, tel que nous le développons dans ce chapitre sont donc la *résistance* et l'*inductance*.

On démontre que, quel que soit le nombre de phases, en supposant le système chargé symétriquement, il suffit de considérer :

a) La *résistance par phase* r , qui rapportée au kilomètre a pour expression,

$$(1) \quad r = \frac{\rho}{s} \text{ ohm: km.}$$

en appelant ρ la résistance spécifique du conducteur par mm^2 et par km., et s la section en mm^2 .

Cette résistance doit être majorée pour tenir compte de la température moyenne du conducteur, et, s'il y a lieu, de l'effet Thomson par les formules de Lord Rayleigh ou de Potier (1);

b) *L'inductance par phase l*, qui a pour expression, dans le cas des *lignes triphasées* composées de conducteurs ayant un rayon *a* et disposés au sommet d'un triangle équilatéral de côté *d*,

$$l = \left(0,5 + 2 \log_e \frac{d}{a} \right) 10^{-4} \text{ henry : km. ,}$$

ou en passant des logarithmes népériens aux logarithmes vulgaires,

$$l = \left(0,5 + 4,605 \log \frac{d}{a} \right) 10^{-4} \text{ henry : km.}$$

Les mêmes formules seraient applicables pour les lignes monophasées à condition de considérer un fil neutre de retour, sans courant de retour et sans résistance, et une tension étoilée égale à la moitié de la tension entre conducteurs; mais on renonce en général à l'emploi des tensions étoilées dans ce cas, et l'on considère la boucle formée du conducteur d'aller et du conducteur de retour, à laquelle est appliquée la tension totale. Dans ces conditions, l'inductance est le double de la précédente; on a donc pour les lignes monophasées,

$$l = \left(1 + 4 \log_e \frac{d}{a} \right) 10^{-4} \text{ henry : km. ,}$$

ou en adoptant les logarithmes vulgaires

$$l = \left(1 + 9,21 \log \frac{d}{a} \right) 10^{-4} \text{ henry : km.}$$

Il est évidemment nécessaire d'exprimer dans ces formules *d* et *a* dans les mêmes unités.

Les inductances ci-dessus ne sont nécessaires que pour déterminer la réactance correspondante, égale à ωl , en désignant par ω

(1) Voir à ce sujet l'étude développée au chapitre III de la première partie.

la vitesse de pulsation égale elle-même à 2π fois la fréquence. Par exemple, pour la fréquence 50 p : s., on a

$$\omega = 2\pi \times 50 = 314,16 \dots$$

Enfin, on déduit de la résistance par km. r , et de la réactance par km. ωl , l'impédance par km. z et l'angle d'impédance θ par les relations de définition suivantes,

$$z = \sqrt{r^2 + \omega^2 l^2},$$

$$\text{tang } \theta = \frac{\omega l}{r}.$$

Le rappel des définitions et des formules précédentes est suffisant pour nous permettre d'entreprendre le calcul des lignes à effets de capacité négligeable par les diverses méthodes connues.

Nous exposerons ces méthodes dans l'ordre suivant :

a) Méthodes graphiques ;

b) Méthodes algébriques ;

c) Méthode basée sur le théorème de la séparation des puissances.

Nous appliquerons ces méthodes au calcul d'une ligne monophasée et à celui d'une ligne polyphasée.

La théorie générale de ce calcul est bien connue, aussi développerons-nous directement les exemples d'application, et ne présenterons-nous qu'incidemment les considérations théoriques qui n'apparaîtraient pas clairement par ces applications elles-mêmes.

Nous donnerons aussi dans ce même chapitre le principe de la régulation des lignes par l'amélioration du facteur de puissance des installations réceptrices.

2. Calculs graphiques par des épures. — a) Considérons le cas d'une *ligne monophasée* alimentée à la tension alternative moyenne de 15.000 V. à la fréquence de 50 p : s., ayant une longueur de 20 km., et composée de deux conducteurs en fil de cuivre de 6,5 mm. de diamètre, disposés à une distance de 1 mètre l'un de l'autre. Nous admettrons que les écarts de tension resteront dans les limites de ± 5 pour cent de la tension normale pour tous les régimes compris entre la marche à vide et la marche à pleine charge, de sorte qu'en charge la tension à l'arrivée ne

devra pas descendre au-dessous de $15.000 - 5\%$, soit 14.250 V. C'est sur cette tension à l'arrivée que nous baserons nos calculs.

On a, d'après les formules qui précèdent :

Résistance par km. de fil (valeur tirée des tableaux donnés au chapitre I),

$$\text{à } 0^{\circ}\text{C} : r_0 = 0,481 \text{ ohm} : \text{km.},$$

$$\text{à } 20^{\circ}\text{C} : r = r_0 (1 + 0,004 \times 20) = 0,52 \text{ ohm} : \text{km.};$$

Résistance totale de la boucle, à 20°C ,

$$R = 40 \times r = 20,8 \text{ ohms.}$$

Inductance par km.,

$$l = 24,2 \times 10^{-4} \text{ henry} : \text{km.};$$

Inductance totale pour 20 km.,

$$L = 20l = 484 \times 10^{-4} \text{ henry.}$$

Réactance totale,

$$\omega L = 2\pi \times 50 = 15,2 \text{ ohms.}$$

Impédance totale,

$$Z = \sqrt{R^2 + \omega^2 L^2} = 25,7 \text{ ohms};$$

Angle de déphasage de Z par rapport à R ,

$$\text{tang } \theta = \frac{\omega L}{R} = 0,73,$$

d'où

$$\theta = 36^{\circ}9'.$$

Ces calculs préliminaires étant effectués, on peut passer à la construction de l'épure donnant le régime de fonctionnement de la ligne,

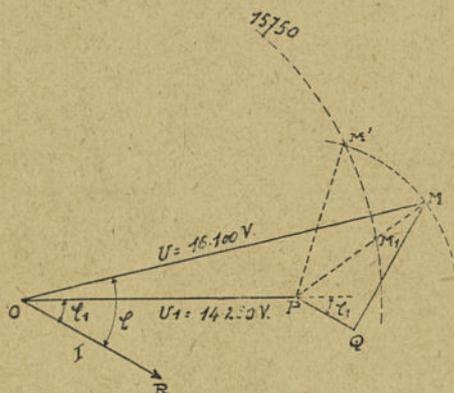


Fig 4. — Diagramme des tensions ; ligne monophasée.

connaissant la puissance distribuée à l'arrivée. Nous supposons que cette puissance est de 800 kw. et son facteur de puissance $0,8$.

On en déduit l'intensité I du courant correspondant,

$$I = \frac{800.000}{14.250 \times 0,8} = 70 \text{ A.}$$

La chute de tension par résistance dans la boucle est

$$RI = 20,8 \times 70 = 1456 \text{ V.},$$

et la chute de tension par réactance,

$$\omega LI = 15,2 \times 70 = 1064 \text{ V.}$$

Portons sur la figure 4 en OP la tension à l'arrivée égale à 14.250 V., en OR le courant I correspondant faisant l'angle φ_1 avec OP ($\varphi_1 = 36^{\circ}52'$), en PQ un vecteur parallèle à OR d'une longueur représentant RI volts, enfin en QM, perpendiculairement à PQ le vecteur représentant ωLI volts (1).

D'après les définitions données plus haut, on a en PM la valeur ZI et en MPQ l'angle θ .

Joignons O et M; le vecteur OM donne la tension nécessaire au départ pour réaliser la distribution projetée; on a $U = 16.100$ volts et l'angle ROM est égal à φ , déphasage au départ entre I et U .

Cette tension est trop élevée, puisque, par hypothèse nous ne disposons au départ que de 15.750 v. (15.000 + 5%). On déterminerait sans nouveaux calculs la puissance qu'il est possible de transmettre sans dépasser cette tension limite. Il suffirait de tracer du point O un arc de cercle ayant un rayon égal à 15.750 v.; cet arc de cercle couperait la droite PM en un point M_1 et l'intensité possible du courant serait égale à $PM_1 : Z$.

Une modification de l'angle φ_1 est aussi de nature à changer la chute de tension; en effet, en diminuant φ_1 , on fait tourner autour de P le triangle PQM dans le sens inverse des aiguilles d'une montre, de sorte que le point M décrit un cercle ayant P pour centre. Son intersection M' donne, par exemple, l'orientation PM' de PM nécessaire pour que le courant I puisse être transmis avec la chute de tension imposée.

En pratique, le calcul ci-dessus doit être effectué pour un certain nombre de valeurs de la puissance et du déphasage φ_1 , de manière à se rendre compte de ce que peut donner la ligne envisagée pour les écarts de tension imposés.

En outre, il faut connaître la perte par effet Joule pour les mêmes hypothèses; le plus simple consiste à calculer celle-ci par la formule RI^2 .

Le tableau suivant donne en résumé les résultats des calculs graphiques effectués pour le cas étudié où nous adoptons les puissances de 800 et 400 kw et les facteurs de puissance 0,7, 0,8 et 0,9.

(1) Ce diagramme, comme ceux que nous donnerons dans la suite, n'est pas tracé à l'échelle, de manière à en montrer mieux la construction: les vecteurs PQ et QM sont exagérément longs.

PUISSANCES	800			400			kw
	0,7	0,8	0,9	0,7	0,8	0,9	
$\cos \varphi_1$							
Tension arrivée U_1 . . .	14.250	14.250	14.250	14.250	14.250	14.250	V.
Courant arrivée I_1 . . .	79,8	70	62,2	39,9	35	31,1	A.
Chute tension RI . . .	1660	1456	1300	880	728	650	V.
Chute tension ωLI . . .	1210	1065	945	605	533	473	V.
Tension départ U . . .	16.250	16.100	15.900	15.250	15.150	15.000	V.
Chute tension $U-V$ (1) . . .	2.000	1850	1650	1000	900	750	V.
Chute tension % . . .	14	13	11,5	7	6	5,5	
Pertes $\frac{RI^2}{1000}$	140	107	84,8	35	26,8	21,2	kw.
Puissance départ . . .	940	907	884,8	435	426,8	421,4	kw.
$\cos \varphi$ départ	0,725	0,81	0,89	0,715	0,80	0,895	

Nous compléterons le diagramme de la figure 4 comme on l'a indiqué sur la figure 5, en traçant à partir de P, deux

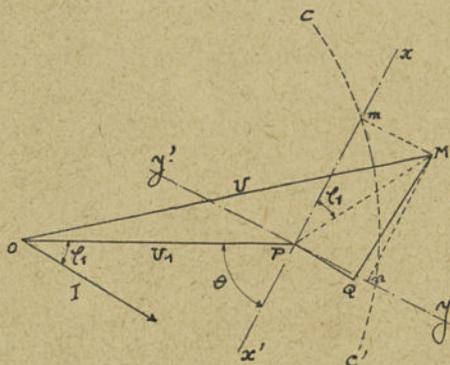


Fig. 5. — Diagramme des tensions; axes des puissances actives et réactives.

axes perpendiculaires $x'x$ et $y'y'$, la direction Px faisant un angle θ avec OP prolongé. Il est facile de voir, dans ces conditions, que PM fait avec Px l'angle φ_1 , de sorte que puisque PM , égal à ZI , est proportionnel à I , on aura par projection de PM sur Px en P_m une grandeur qui mesurera la composante active du courant, à l'échelle Z ($P_m = ZI \cos \varphi_1$); de même la projection P_n de PM sur l'axe Py mesurera à l'échelle Z la composante réactive du courant ($P_n = ZI \sin \varphi_1$).

On voit donc, qu'à puissance constante, la composante active $I \cos \varphi_1$

(1) Les expressions vectorielles seront représentées dans tout l'ouvrage par des lettres grasses.

restant constante elle-même, le point M se déplacera parallèlement à yy , sur Mm . On peut donc étudier la variation de tension à puissance constante, et obtenir ainsi par un simple tracé la valeur de l'angle φ , nécessaire pour que le point M donne par OM la tension imposée au départ.

On pourrait même construire, à partir de ces deux axes, un quadrillage des puissances actives et réactives sur lequel on lirait pour la tension de 15.750 V. tous les régimes des puissances possibles; ces régimes seraient ceux donnés par les points M situés sur l'arc de cercle cc' tracé à partir de O comme centre avec un rayon égal à 15.750 V.

On pourrait encore tracer sur ce diagramme divers réseaux topographiques donnant tous les renseignements que nous avons résumés au tableau précédent et que nous avons obtenus par le calcul (courant I , pertes RI^2 , etc.). Notre but étant ici, non de montrer tout ce que l'on peut tirer d'un diagramme, mais de faire apparaître ce qu'il est suffisant d'en tirer, nous ne développerons pas la théorie d'établissement de ces réseaux topographiques. Le lecteur que la question intéresse pourra se reporter à l'étude qui a été faite ailleurs (1), et dont les lignes sans capacité constituent un cas particulier simple.

b) Comme second exemple, considérons le cas d'une ligne triphasée à 15.000 V., à 50 p. s. ayant une longueur de 20 km., et composée de trois conducteurs de même section que dans le cas précédent. Nous admettrons qu'il s'agit d'une transmission d'énergie pour laquelle la tension à pleine charge est de 14.250 V. triphasés à l'arrivée. Admettons que les conducteurs de 6,5 mm. de diamètre sont disposés au sommet d'un triangle équilatéral de 1 mètre de côté.

La résistance par km est :

$$\text{à } 0^{\circ} \text{ C : } r_0 = 0,481 \text{ ohm : km.}$$

$$\text{à } 20^{\circ} \text{ C : } r = r_0 (1 + 0,004 \times 20) = 0,52 \text{ ohm : km.}$$

Résistance totale d'une phase à 20° C. ,

$$R = 0,52 \times 20 = 10,4 \text{ ohms.}$$

Inductance par km.,

$$l = 12,1 \times 10^{-4} \text{ henry : km.}$$

Inductance pour 20 km.,

$$L = 20 \times 12,1 \times 10^{-4} = 242 \times 10^{-4} \text{ henry.}$$

Réactance par phase,

$$\omega L = 2\pi \times 50 \times 242 \times 10^{-4} = 7,6 \text{ ohms.}$$

On en déduit l'impédance,

$$Z = \sqrt{R^2 + \omega^2 L^2} = 12,85 \text{ ohms,}$$

(1) CH. LAVANCHY. Calcul électrique des lignes par l'emploi de diagrammes et d'abaques, *Edition de la R. G. E.*

et son angle de déphasage,

$$\text{tang } \theta = \frac{\omega L}{R} = 0,73 ;$$

d'où

$$\theta = 36^{\circ} 9',$$

comme pour la ligne monophasée étudiée.

Nous effectuerons les calculs pour les puissances et les déphasages suivants :

Puissances : 400, 800, 1.200 kw.

Déphasages : 0,7, 0,8, 0,9.

Construisons, par exemple, le diagramme pour 1.200 kw. et un facteur de puissance de 0,8.

Nous calculerons tout d'abord le courant I .

$$I = \frac{1200 \times 1000}{14.250 \times 0,8\sqrt{3}} = 61 \text{ A.},$$

puis la chute de tension due à la résistance,

$$RI = 10,4 \times 61 = 635 \text{ V.},$$

enfin la chute de tension due à la réactance,

$$\omega LI = 7,6 \times 61 = 463 \text{ V.}$$

Nous porterons ensuite sur une épure identique à celle de la figure 4 : En OP non la tension 14.250 v., mais la tension étoilée :

$$14.250 : \sqrt{3} = 8.250 \text{ V. ;}$$

En OR le courant I faisant avec OP un angle φ_1 tel que $\cos \varphi_1 = 0,8$ ($\varphi_1 = 36^{\circ}52'$) ;

En PQ le vecteur RI ;

En QM le vecteur ωLI .

Le vecteur OM donnera la *tension étoilée* correspondante au départ, et l'angle MOR donnera le déphasage φ au départ.

Pour rendre les comparaisons plus faciles, on repassera ensuite aux

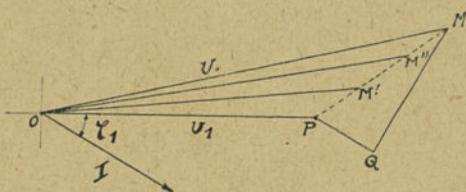


Fig. 6. — Diagramme des tensions; application à une série de puissances distribuées sous un même facteur de puissance.

tensions entre phases, de sorte que l'on aura à l'arrivée une tension égale à $OM \times \sqrt{3}$, soit pour notre cas $9.050 \times \sqrt{3} = 15.600 \text{ v.}$

Le calcul se terminera en déterminant la perte par effet Joule égale à la somme des pertes dans les trois fils; on a ainsi en kw. :

$$\frac{1}{1000} \times 3 RI^2 = 116,5 \text{ kw.},$$

soit en pour cent de la puissance transmise

$$100 \times \frac{116,5}{1200} = 9,7 \text{ } \%.$$

Le diagramme de la figure 4 permet sans de nouveaux tracés de connaître les chutes de tension pour toute autre charge transmise avec le même facteur de puissance. Il suffit, par exemple, de diviser le vecteur PM en trois parties égales par les points M' et M'', ainsi qu'on le voit sur la figure 6 pour déterminer en OM' et en OM'' les tensions au départ correspondant aux puissances de 400 et de 800 kw.

Pour d'autres déphasages, on pourra ou construire un nouveau diagramme, ou compléter le précédent comme on l'a fait sur la figure 7, en

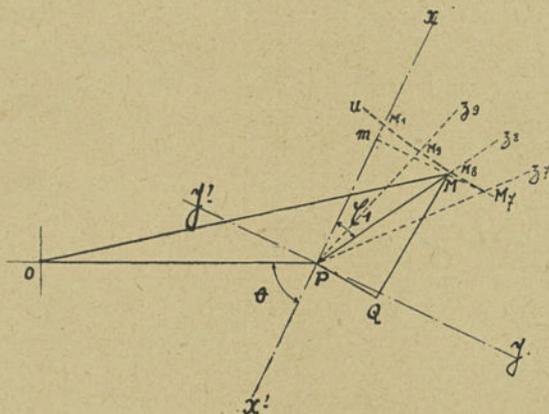


Fig. 7. — Diagramme des tensions; application à une puissance déterminée sous divers facteurs de puissance.

menant les axes xx' et yy' et à partir de P les directions z9, z8 et z7 faisant avec Ox les angles correspondant respectivement aux facteurs de puissance 0,9, 0,8 et 0,7. La parallèle à l'axe y'y menée par M coupe Pz9 en M9 et Pz7 en M7. Ces points d'intersection donnent les tensions au départ correspondantes pour une même puissance transmise.

On a, par exemple, si le point M a été fixé pour une puissance de 1.200 kw.

- en OM7, la tension au départ pour $\cos \varphi_1 = 0,7$;
- en OM la tension au départ pour $\cos \varphi_1 = 0,8$;
- en Om la tension au départ pour $\cos \varphi_1 = 1$.

Ainsi, une seule épure permet de déterminer tous les régimes envisagés. Cette épure montre nettement l'avantage d'une amélioration du facteur de puissance sur la régulation de la ligne.

Elle donne aussi la puissance en condensateurs nécessaire pour passer par exemple de $\cos \varphi_1 = 0,7$ à $\cos \varphi_1 = 0,8$, mesurée à l'échelle de l'épure par la longueur M_7M .

Si, au lieu d'un condensateur statique ne consommant pas d'énergie, on utilisait pour ce relèvement un moteur synchrone, il suffirait de remplacer la droite M_7M par la caractéristique M_7u de ce moteur (courbe en V) tracée en pointillés dans le système d'axes des puissances xx' et yy' pour obtenir aux points d'intersection de cette courbe avec les droites rayonnantes Pz_0 , Pz_0 et Px les tensions au départ nécessaires. On voit ainsi tout le profit que l'on peut tirer du tracé du diagramme.

La construction des diagrammes doit être faite avec soin si l'on veut obtenir des résultats précis, aussi divers auteurs ont-ils établi des réseaux de coordonnées qui, par leur construction préalable, permettent d'éviter en partie ces erreurs. Nous citerons ceux de MM. Mershon, Bondel, Herdt et Dwight.

3. Abaque de Mershon (1). — L'abaque de Mershon constitue un canevas sur lequel on n'a plus, pour effectuer les constructions du diagramme, qu'à faire usage de la règle, à l'exclusion du com-

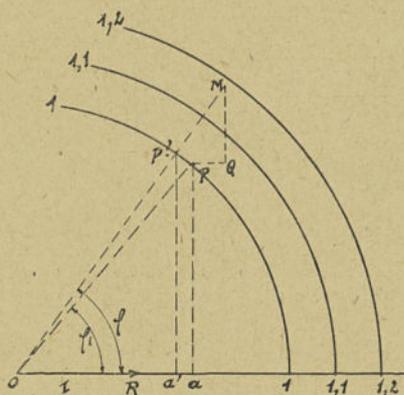


Fig. 8. — Principe de l'abaque de Mershon.

pas. Mais, pour rendre ce canevas universel, Mershon a tout d'abord ramené à l'unité la longueur OP des diagrammes précé-

(1) MERSHON RALPH D. Drop in Alternating-Current Lines, *The American Electrician*, t. IX, 1899, p. 220.

dents ; en outre, il a pris comme origine des phases le courant et non la tension, de sorte que les épures précédentes reportées sur

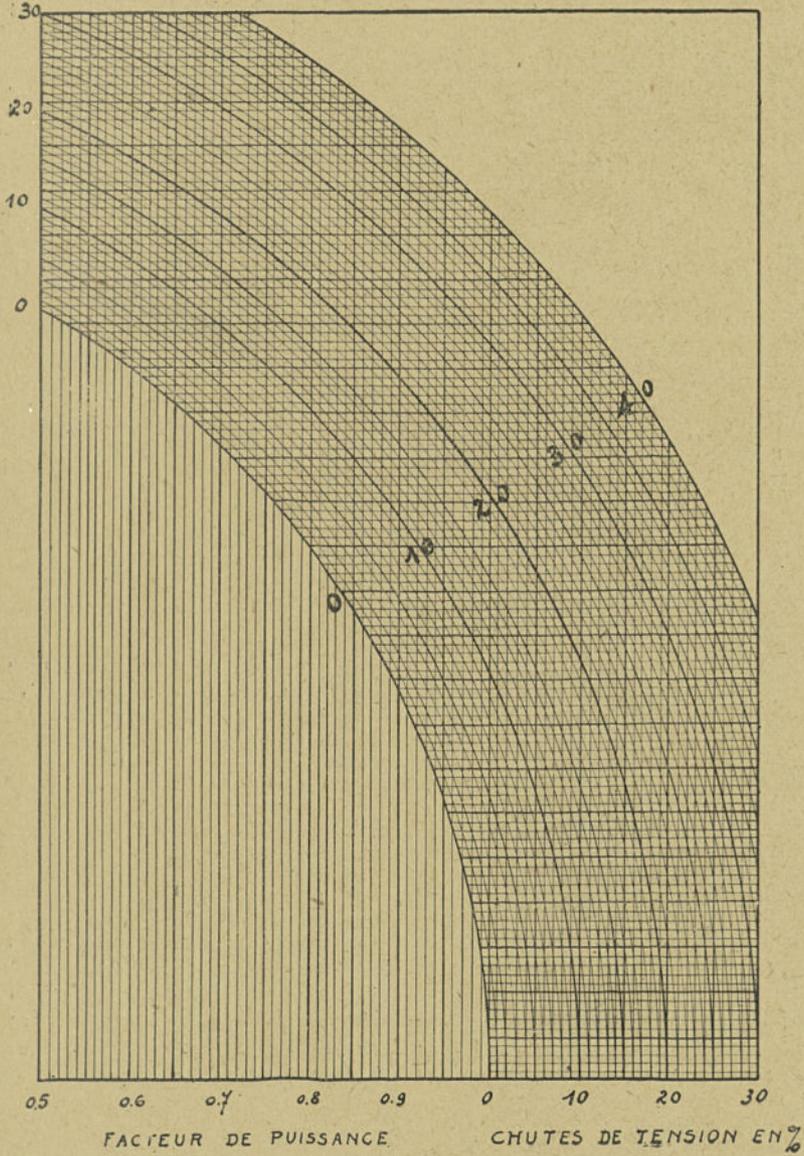


Fig. 9. — Abaque de Mershon.

l'abaque de Mershon ont l'aspect du tracé en pointillés donné sur la figure 8, qui représente cet abaque par quelques courbes. La figure 9 donne une réduction de l'abaque pouvant servir au calcul ; le point O se trouve en dehors des limites de l'abaque ; mais on peut aisément le retrouver si c'est nécessaire.

La construction se fait de la façon suivante. Le facteur de puissance à l'arrivée étant connu, on part du point $a = \cos \varphi_1$, verticalement jusqu'à la rencontre avec le cercle gradué o (c'est le cercle trigonométrique tracé avec le rayon égal à l'unité) ; on détermine ainsi le point P, et OP représente le vecteur unité faisant l'angle φ_1 avec le bord inférieur de l'abaque. On porte ensuite :
horizontalement en PQ la longueur

$$PQ = \frac{RI}{U_1} \times 100,$$

c'est-à-dire la chute relative par résistance exprimée en pour cent ;
verticalement en QM la longueur

$$QM = \frac{\omega LI}{U_1} \times 100,$$

c'est-à-dire la chute relative par réactance exprimée en pour cent.

La longueur OM donne la tension au départ rapportée à la tension à l'arrivée prise comme unité, c'est-à-dire le rapport $U:U_1$, et la longueur P'M la chute de tension en pour cent de la tension à l'arrivée, c'est-à-dire l'expression

$$\frac{U - U_1}{U_1} \times 100.$$

Enfin, la projection de P' sur l'axe horizontal inférieur détermine par le point a' la valeur du facteur de puissance au départ. Nous appliquerons cet abaque aux deux exemples traités précédemment.

2) *Cas d'une ligne monophasée.* — L'exposé que nous venons de faire permet de résumer simplement les calculs nécessaires en un tableau qui montre la succession des opérations. L'abaque sert uniquement à déterminer

$$\frac{U - U_1}{U} \times 100 \text{ et } \cos \varphi.$$

Les autres opérations sont des calculs algébriques qui peuvent être faits à la règle.

PUISSANCES KW	800			400			UNITÉS
	0,7	0,8	0,9	0,7	0,8	0,9	
cos φ , arrivée							
Tension arrivée U_1 . . .	14250	14250	14250	14250	14250	14250	V.
Résistance r_0	0,481	0,481	0,481	0,481	0,481	0,481	ohm:km
Résistance r_{20}	0,52	0,52	0,52	0,52	0,52	0,52	ohm:km
Résistance R	20,8	20,8	20,8	20,8	20,8	20,8	ohm
Réactance ωL	15,2	15,2	15,2	15,2	15,2	15,2	ohm
Courant I	79,8	70	62,2	39,9	35	31,1	A.
Chute par résistance RI . .	1660	1456	1300	830	728	650	V.
Chute par inductance ωLI . .	1210	1065	945	605	533	473	V.
$\frac{RI}{U_1} \times 100$	11,6	10,2	9,1	5,82	5,1	4,56	%
$\frac{\omega LI}{U_1} \times 100$	8,5	7,5	6,63	4,25	3,75	3,32	%
Chute tension % $\frac{U-U_1}{U_1} \times 100$	14	13	11,5	7	6	5	%
Tension départ U	16250	16100	15900	15250	15150	15000	V.
Pertes $\frac{RI^2}{1000}$	140	107	84,8	35	26,8	21,2	kw
Pertes %	17,5	13,4	10,6	4,37	3,3	2,65	%
Puissance départ	940	907	884,8	435	426,8	421,4	kw
Cos φ au départ	0,725	0,81	0,89	0,715	0,80	0,895	—

b) *Cas d'une ligne triphasée.* — Les mêmes calculs effectués au moyen de l'abaque de Mershon pour le deuxième exemple traité plus haut sont résumés dans le tableau suivant, pour les puissances de 1200 et de 800 kw.

Puissances kw	1200			800			Unités
	0,7	0,8	0,9	0,7	0,8	0,9	
Tension arrivée $U_1\sqrt{3}$	14250	14250	14250	14250	14250	14250	V.
Tension simple arrivée U_1	8250	8250	8250	8250	8250	8250	V.
Résistance r_0	0,481	0,481	0,481	0,481	0,481	0,481	ohm : km
Résistance r_{20}	0,52	0,52	0,52	0,52	0,52	0,52	ohm : km
Résistance R	10,4	10,4	10,4	10,4	10,4	10,4	ohm
Réactance ωL	7,6	7,6	7,6	7,6	7,6	7,6	ohm
Courant I	69,8	61	54,2	46,5	40,7	36,2	A.
Chute par résistance RI	725	635	564	484	422	375	V.
Chute par réactance ωLI	530	463	413	353	310	275	V.
$\frac{RI}{U_1} \times 100$	8,76	7,7	6,8	5,84	5,1	4,54	%
$\frac{\omega LI}{U_1} \times 100$	6,4	5,6	5	4,27	3,75	3,33	%
$\frac{U-U}{U_1} \times 100$	10,5	9,5	8	7	6	5	%
$U\sqrt{3}$	15750	15600	15400	15250	15150	15000	V.
Pertes $\frac{3RI^2}{1000}$	152	116	92	67,5	51,6	41	kw
Pertes %	13,7	9,7	7,66	8,45	6,45	5,12	%
Puissance départ.	1352	1316	1292	867,5	851,6	841	kw
Cos φ départ	0,715	0,8	0,89	0,71	0,8	0,9	—

Il suffit ensuite de chercher dans ces tableaux les régimes possibles eu égard aux conditions d'exploitation aux points de vue des chutes de tension et des pertes.

4. *Abaque de M. Blondel (1).* — L'abaque de Mershon est un simple canevas à coordonnées rectangulaires et polaires qui dispense de tous tracés; mais il exige les mêmes tâtonnements que la méthode purement graphique précédemment décrite. M. Blondel a cherché à réaliser, au contraire, un abaque permettant de trouver instantanément les types des conducteurs qui,

(1) A. BLONDEL. Sur quelques procédés pratiques pour le calcul rapide des lignes de transport d'énergie à courants alternatifs. *L'Eclairage électrique*, t. VII, p. 259.

pour une puissance donnée, sont compatibles avec une chute de tension imposée.

Si nous nous reportons à l'épure de la figure 4 nous voyons qu'elle comprend le triangle PQM des chutes de tension qui pour une intensité constante et pour un facteur de puissance variable tourne autour du pôle P. Cette remarque a conduit M. Blondel à

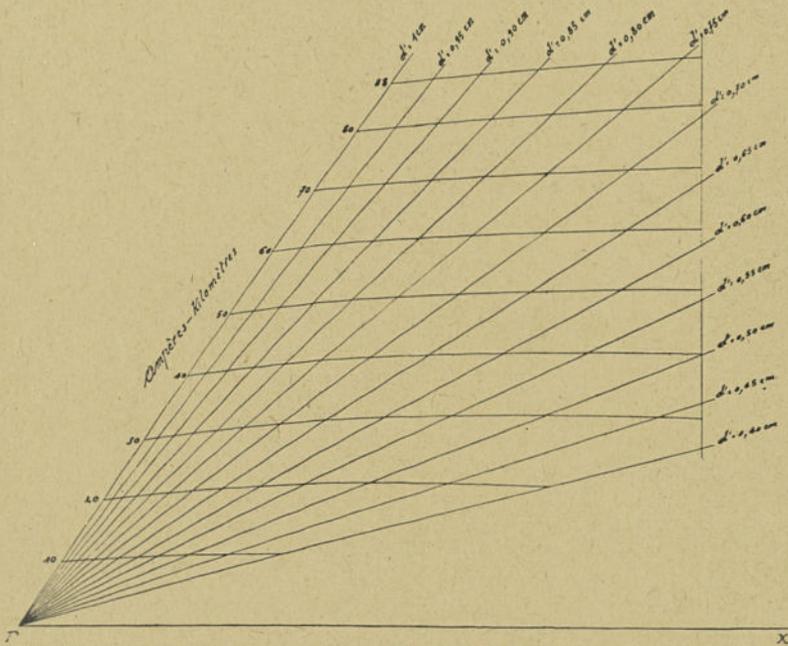


Fig. 10. — Abaque à entre-croisement de M. Blondel donnant le triangle des chutes de tension pour le calcul des lignes sans capacité.

tracer sur une feuille séparée ce triangle qu'il a généralisé en même temps en se basant sur les considérations suivantes :

Les trois côtés du triangle d'impédance sont respectivement :

$$PQ = rXI,$$

$$QM = \omega lXI,$$

$$PM = zXI ;$$

ils sont donc proportionnels au nombre de kilomètres de la trans-

mission et au nombre des ampères transmis, c'est-à-dire au produit xI que M. Blondel a appelé *ampères-kilomètres*.

En changeant les conducteurs ou leur disposition, on modifie également la résistance r et l'inductance l . Conservons constant l'écartement d des conducteurs, on n'a plus que deux variables, le rayon a des conducteurs et les ampères-kilomètres (la fréquence étant supposée constante aussi).

On peut ainsi construire une double série de courbes lieux du point M du triangle PQM correspondant à $a = \text{constante}$, et à

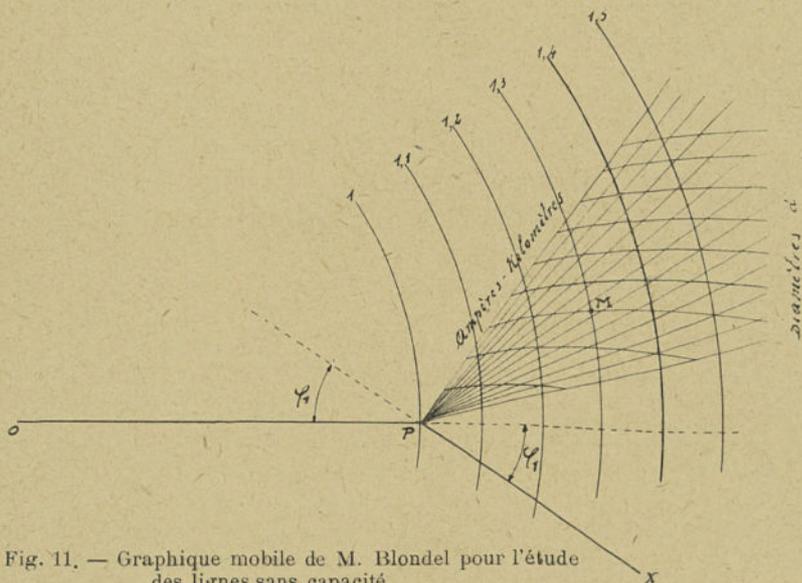


Fig. 11. — Graphique mobile de M. Blondel pour l'étude des lignes sans capacité.

$xI = \text{constante}$. Par exemple, l'abaque de la figure 10 correspond à un écartement des conducteurs de 0,70 m. et à la fréquence 50 p. s. ; le faisceau rayonnant autour de P est celui des diamètres $d' = 2a$ des conducteurs, et le faisceau des courbes parallèles est celui des ampères-kilomètres.

Par rapport à l'origine P des coordonnées, tout point M de l'abaque représente la chute de tension correspondant aux données a et xI . Il suffit de reporter cet abaque sur le graphique de la figure 11 qui doit être construit à la même échelle pour trouver

instantanément le point M correspondant au régime choisi, et plus généralement pour trouver le régime possible pour que le point M ne corresponde pas à une chute de tension excessive. C'est ce second problème que s'est proposé de résoudre M. Blondel en vue de réduire les tâtonnements nécessaires par les méthodes habituelles. En outre, pour la commodité d'emploi, on maintient fixe l'abaque ci-dessus, et l'on fait tourner au contraire et en sens inverse le côté OP du diagramme général préalablement reporté sur un papier transparent. Cet abaque mobile comporte en outre un certain nombre de cercles tracés avec le point O comme centre et correspondant à des valeurs croissantes de la tension. Ces deux abaques suppriment les calculs, puisqu'il suffit d'une superposition des deux feuilles et d'une rotation autour du point P pour connaître toutes les valeurs des ampères-kilomètres compatibles avec la chute de tension qui aura été imposée. Mais il faut un abaque fixe tel que celui de la figure 10 pour chaque écartement possible des conducteurs.

Connaissant ensuite les ampères-kilomètres possibles, on en déduit la puissance par des calculs simples.

M. Blondel a appliqué cet abaque aux deux cas pratiques suivants :

1° Quelle est la puissance qui peut être transmise pour que les écarts de tension au départ par rapport à la tension à l'arrivée considérée comme fixe ne dépassent pas une valeur déterminée?

2° Quelle est la puissance qui peut être transmise pour que les écarts de la tension à l'arrivée, par rapport à la tension au départ, considérée comme constante, ne dépassent pas une valeur déterminée?

Nous remarquerons que, dans la pratique, on peut se contenter de traiter le premier problème plus facile, et résoudre le second un peu plus complexe par approximation; c'est pourquoi dans toute notre étude nous nous contentons d'exposer les calculs à effectuer dans cette première hypothèse.

Herdt (1) a établi de son côté un abaque d'un genre assez

(1) *La Lumière électrique* du 27 mars 1909.

semblable à celui de M. Blondel, mais d'une application un peu plus délicate.

Enfin, l'abaque de Dwight se présente sous la forme monographique de points alignés (1).

5. Calcul algébrique. — Désignons par U_1 la tension à l'arrivée (tension entre fils pour les lignes monophasées et étoilée pour les lignes triphasées); par U la tension correspondante au départ; par φ_1 le déphasage du courant I par rapport à U_1 et par φ le déphasage du courant I par rapport à U . Le diagramme de la figure 4 donne immédiatement la relation suivante obtenue en déterminant la longueur OM par ses projections sur la direction de I et sur une direction perpendiculaire :

$$(1) \quad U^2 = (U_1 \cos \varphi_1 + RI)^2 + (U_1 \sin \varphi_1 + \omega LI)^2.$$

De même le déphasage φ se déduit de la relation

$$(2) \quad \text{tang } \varphi = \frac{U_1 \sin \varphi_1 + \omega LI}{U_1 \cos \varphi_1 + RI}.$$

En remarquant que le vecteur PM est toujours petit devant OP (de l'ordre de $10^0/0$), on voit que l'on peut sans erreur sensible remplacer la longueur OM par sa projection sur OP . On a ainsi la formule approchée

$$(3) \quad U = U_1 + RI \cos \varphi_1 + \omega LI \sin \varphi_1.$$

Mais alors l'angle φ est égal sensiblement à φ_1 .

Appliquons ces formules au calcul d'un régime de chacun des exemples traités plus haut.

a) Cas de la ligne monophasée. — Soient donnés :

la puissance de 800 kw,

le facteur de puissance $\cos \varphi_1 = 0,8$,

la tension à l'arrivée 14250 V.

On en déduit $I = 70$ A.

La ligne ayant les caractéristiques indiquées, on a :

$$R = 20,8 \text{ ohm.}$$

$$\omega L = 15,2 \text{ ohm ;}$$

d'où, en appliquant la formule (3),

(1) Voir H. B. DWIGHT. *Transmission Line Formulas* 1925.

$$\begin{aligned}
 U &= 14250 + 20,8 \times 70 \times 0,8 + 15,2 \times 70 \times 0,6 \\
 &= 14250 + 1.170 + 635 \\
 &= 16055 \text{ V.}
 \end{aligned}$$

Le calcul complet par la formule (1) donne $U = 16.100 \text{ V}$.
Pertes en ligne :

$$\frac{RI^2}{1000} = 107 \text{ kw.}$$

Puissance au départ 907 kw.

b) *Cas de la ligne triphasée.*

Tension entre phases, 14250 V.,

Tension simple, $U_1 = 14250 : \sqrt{3} = 8250 \text{ V}$.

Facteur de puissance, $\cos \varphi_1 = 0,8$,

Puissance transmise, 1200 kw.

On en déduit :

$$I = \frac{1200 \times 1000}{14250 \sqrt{3} \times 0,8} = 61 \text{ A.}$$

La ligne ayant les caractéristiques indiquées, on a :

$$R = 10,4 \text{ ohm,}$$

$$\omega L = 7,6 \text{ ohm;}$$

d'où, en appliquant la formule (3),

$$\begin{aligned}
 U &= 8250 + 10,4 \times 61 \times 0,8 + 7,6 \times 61 \times 0,6 \\
 &= 8250 + 508 + 278 \\
 &= 9036 \text{ V.}
 \end{aligned}$$

Soit entre phases :

$$U\sqrt{3} = 15.600 \text{ V.,}$$

valeur identique à celle obtenue par les autres méthodes (1).

Pertes en ligne :

$$\frac{3RI^2}{1000} = 116 \text{ kw.}$$

Puissance au départ : 1316 kw.

Remarque. — On peut encore écrire les formules générales donnant la chute de tension pour les cas suivants :

(1) Tous nos calculs ont été effectués à la règle ou sur des épures de petite échelle ; ils ne peuvent donc servir à discuter la précision des diverses méthodes ; ils ont pour unique but de montrer l'application des formules et des procédés indiqués.

1° Les conditions de fonctionnement étant données à l'extrémité génératrice par U , I , φ , déterminer U_1 et φ_1 . On a :

$$U_1 = \sqrt{(U \cos \varphi - RI)^2 + (U \sin \varphi - \omega LI)^2},$$

$$\text{tang } \varphi_1 = \frac{U \sin \varphi - \omega LI}{U \cos \varphi - RI}.$$

Ce sont les formules (1) et (2) ci-dessus, dans lesquelles on a remplacé I par $-I$ ou x par $-x$.

2° Les conditions U , I et φ_1 étant données, trouver U_1 et φ . On a :

$$U_1 = \sqrt{U^2 - (\omega LI \cos \varphi_1 - RI \sin \varphi_1)^2 - \omega LI \sin \varphi_1 - RI \cos \varphi_1},$$

$$\text{tang } \varphi = \frac{U_1 \sin \varphi_1 + \omega LI}{U_1 \cos \varphi_1 + RI},$$

ou, en développant en séries (1),

$$\begin{aligned} \frac{U - U_1}{U} &= \frac{RI}{U} \cos \varphi_1 + \frac{\omega LI}{U} \sin \varphi_1 + \frac{1}{2} \left[\frac{RI}{U} \sin \varphi_1 - \frac{\omega LI}{U} \cos \varphi_1 \right]^2 \\ &+ \frac{1}{8} \left[\frac{RI}{U} \sin \varphi_1 - \frac{\omega LI}{U} \cos \varphi_1 \right]^4 + \dots \end{aligned}$$

Il faut remarquer que les angles φ_1 et φ sont, par définition, positifs quand le courant est déphasé en retard sur la tension (cas des circuits inductifs) et négatifs dans le cas contraire (circuits capacitifs).

6. Calcul par la méthode de séparation des puissances. —

M. Boucherot a démontré que dans un réseau les puissances réactives se conservent de même que les puissances actives, de sorte qu'il faut produire à l'extrémité génératrice d'une ligne les puissances actives et réactives nécessaires aux appareils récepteurs et à la ligne.

Soient :

P_1 et Π_1 les puissances active et réactive des appareils récepteurs;

P_L et Π_L les mêmes puissances dissipées dans la ligne.

(1) Cette formule est due à M. Genkin. Voir : V. GENKIN. A propos de la formule donnant la chute de tension d'un transformateur pour un facteur de puissance déterminé, *R. G. E.* du 2 novembre 1929, t. XXVI, p. 697.

Les puissances correspondantes à l'extrémité génératrice P et Π ont simplement pour expressions

$$(1) \quad P = P_1 + P_L,$$

$$(2) \quad \Pi = \Pi_1 + \Pi_L.$$

Cette propriété peut être encore démontrée immédiatement en partant du diagramme de la figure 4. Multiplions les expressions de tous les côtés de ce diagramme par I ; nous avons par la projection sur la direction de I :

$$(1 \text{ bis}) \quad UI \cos \varphi = U_1 I \cos \varphi_1 + RI^2,$$

et sur une direction perpendiculaire à I ,

$$(2 \text{ bis}) \quad UI \sin \varphi = U_1 I \sin \varphi_1 + \omega LI^2.$$

Ces deux relations sont sous une forme différente l'expression du principe résumé par les formules (1) et (2).

Appliquons cette méthode aux deux mêmes exemples que plus haut.

a) *Cas de la ligne monophasée.* — Effectuons les calculs pour 800 kw et $\cos \varphi_1 = 0,8$.

	Puissances actives.	Puissances réactives
Puissances à l'arrivée $P_1, \Pi_1 \dots$	800 kw.	600 kvA.
Puissances perdues en ligne $P_L, \Pi_L \dots$	<u>107 kw.</u>	<u>78 kvA.</u>
Puissances au départ $P, \Pi \dots$	907 kw.	678 kvA.
Puissance apparente au départ $\sqrt{P^2 + \Pi^2}$	1130 kvA.	
Tension au départ $U = \sqrt{P^2 + \Pi^2} : I = \dots$	16100 V.	
Facteur de puissance au départ, $\cos \varphi = \frac{P}{\sqrt{P^2 + \Pi^2}} =$	0,8.	

b) *Cas de la ligne triphasée.* — Nous effectuerons le calcul pour 1200 kw et $\cos \varphi_1 = 0,8$.

	Puissances actives	Puissances réactives
Puissances à l'arrivée $P_1, \Pi_1 \dots$	1200 kw.	900 kvA.
Puissances perdues en ligne $P_L, \Pi_L \dots$	<u>116 kw.</u>	<u>87 kvA.</u>
Puissances au départ $P, \Pi \dots$	1316 kw.	987 kvA.
Puissance apparente au départ $\sqrt{P^2 + \Pi^2} \dots$	1650 kvA.	
Courant $I \dots$	61 A.	
Tension au départ $U = \frac{1650}{3 \times 61} = \dots$	9050 V.	
Tension entre phases au départ $9050\sqrt{3} \dots$	15600 V.	
Facteur de puissance au départ $\frac{1316}{1650} =$	0,8.	

Les constructions graphiques, les formules et les calculs qui précèdent sont suffisants pour tous les cas ordinaires de l'étude des lignes à tensions peu élevées; l'ingénieur y aura trouvé des exemples analogues à ceux qu'il a à résoudre presque journellement. Ce n'est qu'exceptionnellement qu'il aura à effectuer des calculs plus complexes dont l'exposé fera l'objet des chapitres suivants, et qui doivent être connus de ceux qui veulent se spécialiser dans l'étude, la construction et l'exploitation des réseaux à tensions élevées.

7. Échauffement des conducteurs. — Courants admissibles. — Les calculs précédents pourraient, pour des lignes courtes, conduire à des densités de courant trop élevées, qui auraient pour résultat un échauffement exagéré du métal produisant, sinon la fusion, tout au moins un recuit préjudiciable à la bonne conductibilité et à la bonne résistance mécanique, indépendamment d'un accroissement exagéré de la flèche.

Le problème de l'échauffement des conducteurs sous l'influence du courant électrique a été étudié depuis longtemps, et notamment par A. E. Kennelly, qui a basé sa théorie sur des résultats expérimentaux très complets (1).

En principe un conducteur traversé par un courant s'échauffe jusqu'au moment où il s'établit un équilibre entre la chaleur produite et celle qui est dissipée par la surface, sous l'influence de la différence de température avec le milieu ambiant. Supposons ce régime d'équilibre établi, et désignons par :

I , l'intensité du courant traversant le conducteur ;

ρ , la résistivité du conducteur en ohm — $\text{cm}^2 : \text{cm}$;

a , le rayon du conducteur en cm ;

H , le coefficient de déperdition d'énergie calorifique par seconde par cm^2 et par degré de différence de température, que l'on suppose constant.

(1) A. E. KENNELLY. *Heating of Conductors*. Travail lu à l'Association des Compagnies d'Éclairage Edison, août 1889. *E. W. et Electrician* (Londres), décembre 1889.

La perte de chaleur par unité de temps et par cm^2 , est donnée par la formule :

$$(1) \quad 2a\pi H\Delta\theta.$$

L'énergie par effet Joule produite pendant le même temps est donnée par la formule :

$$(2) \quad \frac{\rho}{4\pi a^2} I^2,$$

d'où en rendant ces deux expressions égales :

$$(3) \quad 2\pi aH\Delta\theta = \frac{\rho}{4\pi a^2} I^2;$$

on en déduit la valeur de l'intensité I ;

$$(4) \quad I = 2\pi \sqrt{\frac{2H\Delta\theta}{\rho}} \sqrt{a^3}$$

L'intensité I est ainsi proportionnelle à la racine carrée de la différence de température $\Delta\theta$, inversement proportionnelle à la racine carrée de la résistance spécifique ρ , proportionnelle à la puissance $3/2$ du rayon du conducteur, ou si l'on préfère à la puissance $3/4$ de la section.

Pour une différence de température $\Delta\theta$ constante, par exemple de 10°C , divers expérimentateurs ont trouvé que la formule (4) s'écrit, dans le cas du cuivre, simplement sous la forme suivante, C désignant une constante,

$$(5) \quad I = Ca^{3/2}.$$

Cette formule théorique ne se vérifie bien que pour les gros conducteurs ; pour les petits, la formule suivante représente mieux les résultats d'expérience :

$$(6) \quad I = C'a.$$

Tenant compte de ce fait, Teichmüller (1) a donné la formule suivante, dans laquelle s représente la section en mm^2 .

$$(7) \quad I = \sqrt{\Delta\theta} \sqrt{C_1 s + C_2 s^{3/2}}$$

qui convient ainsi mieux aux divers types de conducteurs.

(1) TEICHMÜLLER. Die Erwärmung der elektrischen Leitungen, Enke, Stuttgart, 1905.

Le tableau suivant donne les valeurs des densités admissibles dans les conducteurs de ligne en cuivre pour une différence de température avec l'ambiance de l'ordre de 20° C. L'énoncé des lois précédentes permettra d'effectuer la conversion pour les métaux autres que le cuivre et pour d'autres différences de températures. En particulier, on devra prendre pour les conducteurs d'aluminium parcourus par une même intensité de courant une section égale à 1,4 de la section du cuivre indiquée dans ce tableau.

Les valeurs de ce tableau sont sensiblement identiques à celles qui ont été données par A. E. Kennelly et résumant ses expériences ; pour toute section autre que celle du tableau, on pourra obtenir la densité de courant par interpolation.

DENSITÉ ADMISSIBLE DANS LES CONDUCTEURS EN CUIVRE DES LIGNES AÉRIENNES, EN TENANT COMPTE DE LEUR ÉCHAUFFEMENT (1).

($\Delta \theta = 20^\circ \text{ C.}$).

SECTIONS	DENSITÉS	INTENSITÉS
mm ²	A : mm ²	A
10	7	70
20	5	100
30	4,4	132
40	4	160
50	3,8	190
60	3,05	219
70	3,5	245
80	3,3	264
90	3,2	288
100	3,1	310
125	2,85	356
150	2,7	405
175	2,55	446
200	2,4	480
225	2,3	527,5
250	2,2	550

(1) D'après les Instructions sur l'Exécution des Installations électriques, établies par le groupement des Associations Françaises des propriétaires d'appareils à vapeur et de l'Association des Industriels du Nord, Bader et C^o, Mulhouse, 1927.

8. Amélioration du facteur de puissance des installations. — Au cours de ce chapitre, nous avons fait entrevoir les avantages du relèvement du facteur de puissance, en vue de limiter les pertes et d'améliorer la régulation ; nous exposerons ici plus en détail les procédés permettant d'obtenir cette amélioration dans les installations.

Les pertes d'énergie, proportionnelles à la résistance des conducteurs, seront réduites en augmentant la section de ceux-ci, ou, s'ils sont en aluminium ou en fer, en les remplaçant par des conducteurs en cuivre, de résistivité plus faible.

Les pertes de tension sont des fonctions plus complexes qui dépendent non seulement de la nature et de la section des conducteurs, mais encore de leurs dispositions dans l'espace et du nombre de circuits adopté. C'est ainsi qu'un même poids de cuivre pourra être réparti en deux circuits triphasés au lieu d'un seul : les pertes d'énergie resteront les mêmes, tandis que les chutes de tension seront notablement réduites, en raison de la réduction de moitié de la chute inductive. Ces pertes de tension sont encore fonctions du facteur de puissance de la distribution. On réduira donc les pertes de puissance proportionnelles au carré du courant et les chutes de tension en ramenant le courant autant que possible à sa composante wattée, la seule utile, c'est-à-dire en améliorant le facteur de puissance des distributions.

Ceci se constate aisément si l'on se reporte à la figure 4 qui représente graphiquement les tensions.

Si, par exemple, nous faisons varier le déphasage φ_1 en conservant le courant I constant, le triangle des impédances PQM tourne autour de P, de sorte que la tension nécessaire au départ représentée par OM est modifiée. Quand, dans cette rotation, le déphasage φ_1 sera nul, c'est-à-dire quand le courant sera en phase avec la tension U_1 à l'arrivée, représentée par OP, PQ sera dans le prolongement de OP, et QM lui sera perpendiculaire ; on aura ainsi simplement

$$U^2 = (U_1 + RI)^2 + \omega^2 L^2 I^2.$$

Pour un déphasage en avance, le vecteur OM pourra devenir

plus petit que OP, c'est-à-dire que la tension au départ sera inférieure à la tension correspondante à l'arrivée. Ce fait ne se présente pas habituellement; toutefois, on peut constater une semblable surtension quand un compensateur synchrone est branché en un point d'un réseau par une ligne d'impédance non négligeable ou par un transformateur. On peut alors être surpris, à première vue, qu'il se produise une surtension dans ces organes de liaison. La construction du diagramme correspondant explique immédiatement ce fait.

L'amélioration du facteur de puissance d'une installation peut être réalisée par divers procédés que nous exposerons brièvement, d'après une étude parue au Bulletin de la Société Amicale des Ingénieurs de l'École Supérieure d'Électricité de juin 1928.

a) *Revision des installations.* — La première chose à faire pour améliorer le facteur de puissance d'une installation est d'en reviser tous les moteurs pour éliminer par des permutations convenables les moteurs trop puissants et ceux qui tournent plus lentement qu'il n'est nécessaire. On renoncera chaque fois que ce sera possible à la commande individuelle pour éliminer les petits moteurs qui ont généralement un facteur de puissance très mauvais.

On remplacera de même les transformateurs de puissance trop élevée par des transformateurs mieux adaptés à la puissance nécessaire.

b) *Utilisation de moteurs n'absorbant pas de courant réactif.* — Le *moteur synchrone* nécessite quelques précautions pour son démarrage, mais ensuite il peut être surexcité pour produire, en même temps que de la puissance active, de la puissance réactive en avance compensant le courant réactif consommé par d'autres appareils. Son réglage se fait simplement par le rhéostat de champ. Son emploi est cependant limité à l'entraînement de machines ayant un couple relativement constant (pour éviter les décrochages).

Le *moteur asynchrone synchronisé* est un moteur asynchrone, dont on excite le rotor pour le transformer en moteur synchrone.

Il a un excellent couple de démarrage ; son courant de démarrage est un peu supérieur en général à celui du moteur asynchrone ordinaire ; sa capacité de surcharge est souvent un peu faible, à moins qu'il ne soit pourvu d'un régulateur automatique de l'excitation en fonction de la charge. Le réglage du courant réactif fourni au réseau se fait par rhéostat comme pour le moteur asynchrone.

Le moteur asynchrone compensé est un moteur asynchrone dont le rotor est excité, non pas par du courant continu, mais par des courants à basse fréquence, à la fréquence du glissement. Il existe de nombreux types de moteurs asynchrones compensés : les uns comportent une excitatrice ; dans d'autres, au contraire, l'excitatrice est combinée dans un même circuit magnétique avec le moteur principal. La puissance des premiers ne descend guère au-dessous de 50 à 100 CV, tandis que celle des seconds peut être beaucoup plus faible (deux à trois CV). Le moteur asynchrone compensé a le même couple et le même courant de démarrage qu'un moteur asynchrone ordinaire. Sa capacité de surcharge est très élevée, supérieure à celle du moteur asynchrone ordinaire. Son seul inconvénient est le réglage du courant réactif débité, souvent difficile, par exemple par décalage des balais, ce qui est moins commode que le réglage par rhéostat. Le type de moteur asynchrone compensé Leblanc-Scherbius n'est pas compensé à vide et aux faibles charges ; il n'est donc pas à recommander dans le cas où des marches fréquentes à vide sont à prévoir.

c) *Utilisations de générateurs de courant réactif.* — On appelle *compensateur synchrone* un moteur synchrone fonctionnant à vide pour fournir du courant réactif au réseau. Cet appareil est souvent employé ; toutefois, pour de faibles puissances, ses pertes deviennent assez importantes et sont de nature à réduire sensiblement l'avantage résultant de l'amélioration du facteur de puissance ainsi obtenu.

On a donc intérêt à adopter pour les faibles puissances *les condensateurs statiques*, qui sont également des générateurs de courant réactif. Ils sont de deux types, les condensateurs à diélectrique solide et les condensateurs électrolytiques.

Les condensateurs à diélectrique solide ont des pertes extrêmement réduites, mais sont d'un prix d'achat élevé; ce prix est d'ailleurs proportionnel à la puissance, tandis que le prix des machines tournantes croît beaucoup moins vite que la puissance. Ils ont quelquefois donné lieu à des surtensions; cependant, des dispositifs récemment imaginés permettent de diminuer beaucoup ce danger (1).

Les condensateurs électrolytiques sont moins coûteux que les précédents; leur prix est proportionnel à leur puissance, et est en général équivalent à celui des compensateurs synchrones vers 100 à 150 KVA. Leurs pertes sont, en général, de 5 à 6 pour cent de la puissance réactive fournie. Ils sont moins sensibles aux surtensions que les condensateurs à diélectrique solide, car leur diélectrique se reforme de lui-même une fois la surtension passée; ils présentent, par contre, l'inconvénient de nécessiter la reconstitution du diélectrique toutes les cinq ou six heures en survoltant le condensateur pendant quelques instants.

Le choix du procédé de compensation le mieux adapté à un cas particulier peut être fait d'après les considérations suivantes :

Les moteurs synchrones, asynchrones synchronisés ou compensés comportent tous des bagues collectrices; ils ne peuvent donc être recommandés dans les endroits très poussiéreux, exposés aux projections d'eau, ni dans les endroits où l'atmosphère est acide, à moins de placer le groupe excitateur à l'abri des influences nuisibles, par exemple dans un local séparé.

La compensation doit se faire le plus près possible de la consommation de courant réactif pour réduire les pertes dans les canalisations; quand on a le choix entre le compensateur synchrone général et les moteurs individuels synchrones ou compensés, on doit donc adopter cette seconde solution qui permet d'effectuer la compensation dans le moteur lui-même.

Les condensateurs électrolytiques ou à diélectrique solide sont généralement plus avantageux pour les faibles puissances jusqu'à

(1) BATES, *Electrical World*, 31 mars 1923 et 8 novembre 1924.

100 à 150 KVA, mais dans certains cas spéciaux l'avantage s'étend à des puissances bien plus grandes.

D'une façon générale, on trouve que :

1° Dans les petites installations ne dépassant pas une dizaine de KVA, la seule solution possible est le condensateur statique ; le choix entre les condensateurs à électrolyte ou à diélectrique solide doit être fait eu égard au prix, aux pertes et aux facilités de surveillance et d'entretien ;

2° Entre 10 et 50 KVA, la solution la plus avantageuse est moins apparente, et devra faire l'objet d'une étude spéciale ;

3° Entre 50 et 250 KVA, le condensateur statique est généralement remplacé par le compensateur synchrone ou par le moteur compensé ;

4° Au delà de 250 KVA, les condensateurs statiques sont très rarement employés.

Cette classification ne doit cependant pas être considérée d'une façon absolue, car pour des cas bien déterminés (installations minières aux colonies) nous avons trouvé que le condensateur statique était avantageux pour des puissances beaucoup plus élevées. D'ailleurs, il faut remarquer que si les moteurs synchrones ou compensés ont été étudiés depuis longtemps, il reste à réaliser de grands progrès dans la construction des condensateurs statiques, progrès qui sont de nature à modifier eux aussi la classification précédente.

Si, dans des installations à tension basse ou moyenne, on a toujours intérêt à relever le facteur de puissance de la distribution, il n'en est pas toujours de même dans les réseaux à tension plus élevée où se présentent des effets appréciables de capacité. Dans de tels réseaux, comme on le verra dans la suite, on a, au contraire, intérêt parfois à déprécier le facteur de puissance à faible charge de manière à combattre la surtension due à la capacité, et à améliorer le facteur de puissance aux charges élevées ; on peut par ce moyen limiter les écarts de tension entre les valeurs extrêmes que l'on s'impose, et même supprimer totalement ces écarts.

Le compensateur synchrone sera ainsi sous-excité à faible charge et surexcité aux charges élevées.

Les compensateurs ordinairement employés sont capables d'une marche stable en moteurs sous-excités pour une charge variant de 30 à 50 pour cent de leur pleine charge.

Ils sont généralement pourvus de circuits amortisseurs évitant leur décrochage. Leur mise en route est simple, soit par auto-transformateur, soit par moteur auxiliaire de lancement; le premier procédé permet une mise en route plus rapide que le second, mais exige un appel de courant momentané plus élevé aussi; chaque cas particulier doit être étudié spécialement en raison des exigences d'exploitation.

Les pertes des compensateurs qui doivent être prises en considération varient suivant leur puissance; on peut, pour un avant-projet, se baser sur les valeurs indiquées au tableau suivant.

Puissance apparente KVA	Pertes KW
100	12
300	22
500	32
1.000	55
2.000	120
3.000	150
5.000	220
7.500	320
10.000	420
15.000	620
20.000	820
25.000	1.000
35.000	1.400
50.000	2.000

La détermination de la puissance des compensateurs nécessaires est facile quand on a construit les courbes caractéristiques de la ligne: on parvient ainsi après quelques tâtonnements à trouver le compensateur le mieux adapté à chaque cas particulier.

D'une façon générale, un compensateur synchrone doit rester constamment branché sur le réseau à régler, et pour cela il sera simplement protégé par des relais différentiels, la surcharge étant limitée elle-même par une combinaison de relais ampèremétriques et wattmétriques agissant sur son excitation.

Les lignes à 220.000 v. américaines ont des compensateurs synchrones dont la puissance atteint 40.000 KVA. Des réseaux de moindre importance relative sont munis de compensateurs dont les puissances sont de 20.000, 15.000, 12.500, 10.000, 7.500, et 5.000 KVA. En règle générale, la régulation d'une ligne à très haute tension sera bonne si l'on adopte des compensateurs dont la puissance apparente atteint 50 pour cent au moins de la puissance transmise.

9. Calcul de la puissance réactive nécessaire pour modifier le facteur de puissance d'une installation. — L'étude d'une installation conduit à la recherche de la puissance réactive nécessaire

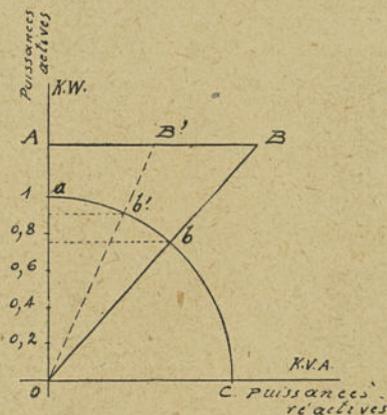


Fig. 12. — Décomposition graphique des puissances.

pour améliorer son facteur de puissance. Ce calcul peut s'effectuer soit graphiquement, soit algébriquement.

Pour le calcul graphique, on représentera sur la figure 12 en OA la puissance active et en AB la puissance réactive de l'installation avant correction du facteur de puissance. La puissance apparente est représentée par OB, et l'angle de déphasage φ par l'angle AOB.

Toute puissance réactive déphasée en avance diminue la puissance réactive de l'installation. Supposons que cette puissance de correction soit égale à BB'; le nouveau facteur de puissance sera déterminé par l'angle AOB'. On pourra éviter tout calcul en traçant un

arc du cercle trigonométrique ac avec un rayon unité d'ailleurs arbitraire. La projection sur l'axe vertical de b , intersection de ce cercle avec OB , donne le facteur de puissance avant la correction ; la projection sur le même axe de b' donne directement le facteur de puissance corrigé.

Les triangles AOB et AOB' donnent immédiatement la formule algébrique permettant de déterminer BB' en fonction des angles φ et φ' ; on a, en effet,

$$\frac{AB}{OA} = \tan \varphi$$

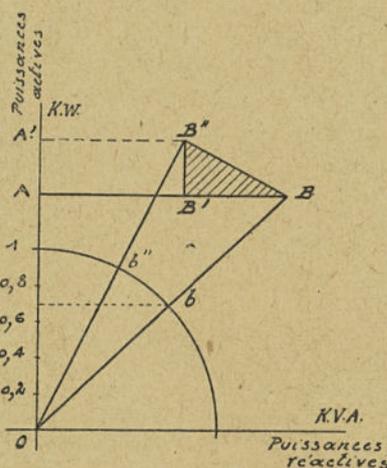


Fig. 13. — Exemple de calcul graphique de l'amélioration du facteur de puissance d'une installation.

$$\frac{AB'}{OA} = \tan \varphi'$$

d'où

$$BB' = OA (\tan \varphi - \tan \varphi').$$

OA représente la puissance active de l'installation ; BB' la puissance réactive nécessaire, φ le déphasage avant la correction ; φ' le déphasage après correction.

La méthode algébrique deviendrait plus compliquée si l'on devait tenir compte de la puissance active consommée par l'appareil com-

pensateur, tandis que la méthode graphique permet aisément d'en tenir compte.

Considérons, à titre d'exemple, le cas d'une installation qui a un facteur de puissance égal à 0,7 pour une puissance de 500 KW, et recherchons l'influence d'un compensateur synchrone de 300 KVA., qui consomme en outre une puissance active de 100 KW. On trace successivement sur l'épure de la figure 13 : $OA = 500 \text{ KW}$, puis par O et le point b correspondant à $\cos \varphi = 0,7$ la droite OB, puis $BB' = 300 \text{ KVA}$, enfin $B'B''$ égal à 100 KW. On joint $B''O$. La puissance active totale est représentée par $OA' = 500 + 100 = 600 \text{ KW}$; la puissance réactive par $A'B'' = 200 \text{ KVA}$.

Le nouveau facteur de puissance s'obtient enfin par la projection de b'' sur l'échelle verticale. On voit que toutes ces constructions très simples consistent en définitive en une addition sur des axes perpendiculaires des puissances actives d'une part et des puissances réactives d'autre part.

Le tableau suivant qui donne la correspondance entre les valeurs de $\cos \varphi$, $\sin \varphi$ et $\tan \varphi$ pour des facteurs de puissance allant de 1 à 0,5 facilite les calculs algébriques, en dispensant de toutes recherches dans les tables de logarithmes.

ANGLE	cos φ	sin φ	tang φ
0° 00'	1,000	0,0000	0,0000
8° 06'	0,990	0,1409	0,1423
11° 28'	0,980	0,1988	0,2028
14° 04'	0,970	0,2430	0,2506
16° 15'	0,960	0,2798	0,2915
18° 11'	0,950	0,3120	0,3285
19° 56'	0,940	0,3410	0,3627
21° 33'	0,930	0,3673	0,3949
23° 04'	0,920	0,3918	0,4258
24° 29'	0,910	0,4144	0,4554
25° 50'	0,900	0,4357	0,4841
27° 07'	0,890	0,4558	0,5121
28° 21'	0,880	0,4748	0,5396
29° 32'	0,870	0,4929	0,5665
30° 41'	0,860	0,5103	0,5934
31° 47'	0,850	0,5267	0,6196
32° 51'	0,840	0,5424	0,6457
33° 54'	0,830	0,5577	0,6720
34° 54'	0,820	0,5721	0,6976
35° 54'	0,810	0,5864	0,7239
36° 52'	0,800	0,6000	0,7499
37° 48'	0,790	0,6129	0,7757
38° 44'	0,780	0,6257	0,8021
39° 38'	0,770	0,6379	0,8283
40° 32'	0,760	0,6499	0,8551
41° 24'	0,750	0,6613	0,8816
42° 16'	0,740	0,6726	0,9089
43° 06'	0,730	0,6833	0,9358
43° 56'	0,720	0,6938	0,9634
44° 45'	0,710	0,7040	0,9913
45° 34'	0,700	0,7141	1,0199
46° 22'	0,690	0,7238	1,0489
47° 09'	0,680	0,7331	1,0780
47° 55'	0,670	0,7422	1,1074
48° 42'	0,660	0,7513	1,1383
49° 27'	0,650	0,7598	1,1688
50° 12'	0,640	0,7683	1,2002
50° 57'	0,630	0,7766	1,2327
51° 41'	0,620	0,7846	1,2655
52° 24'	0,610	0,7923	1,2985
53° 07'	0,600	0,8000	1,3327
53° 50'	0,590	0,8073	1,3680
54° 32'	0,580	0,8145	1,4037
55° 14'	0,570	0,8215	1,4406
55° 56'	0,560	0,8284	1,4788
56° 37'	0,550	0,8350	1,5175
57° 18'	0,540	0,8415	1,5577
57° 59'	0,530	0,8479	1,5993
58° 40'	0,520	0,8542	1,6426
59° 20'	0,510	0,8601	1,6864
60° 00'	0,500	0,8660	1,7321

CHAPITRE III

GRANDEURS CARACTÉRISTIQUES ENTRANT DANS LE CALCUL DES LIGNES A HAUTE TENSION

Les conducteurs d'une ligne à haute tension se comportent les uns vis-à-vis des autres comme des armatures de condensateurs. Ce fait donne lieu à des courants dérivés proportionnels aux tensions alternatives appliquées, qui seraient déphasés par rapport à ces tensions de 90° exactement si les condensateurs ainsi constitués étaient parfaits, mais qui, en raison de l'imperfection de ces derniers, présentent une petite composante wattée.

Cette considération montre qu'en plus de la résistance et de l'inductance des conducteurs envisagées au chapitre précédent, il faut, en outre, tenir compte de la susceptance ωc et de la conductance g du milieu séparant ces conducteurs.

Nous devons donc préciser, avant d'aborder les méthodes de calcul elles-mêmes, la notion des constantes qui devront être utilisées, ce sera le but du présent chapitre.

1. Les grandeurs caractéristiques; leur détermination mathématique. — Les grandeurs caractéristiques des lignes polyphasées sont :

- la *résistance* par phase et par km : r ;
- l'*inductance* par phase et par km : l ;
- la *capacité* par phase et par km : c ;
- la *perditance* par phase et par km : g .

Dans les calculs ordinaires, on admet généralement que ces grandeurs sont nettement définies, constantes, uniformément réparties, et indépendantes de la nature du courant ou de la tension de la transmission.

D'autre part, on a l'habitude d'appliquer au calcul des grandeurs caractéristiques des formules simples dans lesquelles divers effets secondaires sont négligés.

Ces hypothèses et ces simplifications rendent les calculs plus aisés, mais peuvent conduire à des résultats que ne vérifie pas complètement l'expérience. Cependant, les essais expérimentaux présentent eux-mêmes des causes d'erreurs diverses de sorte qu'il est bien difficile de tirer des conclusions nettes de la comparaison des valeurs calculées et de celles déterminées par l'expérience.

La *résistance* des conducteurs est donnée ordinairement pour une température déterminée et pour le cas du courant continu; ces valeurs doivent être corrigées pour tenir compte de la température et de la fréquence.

La correction due à la *température* est, en première approximation, représentée par la relation linéaire suivante, bien connue, où r_0 est la résistance par kilomètre à 0° C et r la résistance à θ° C. :

$$(1) \quad r = r_0(1 + 0,0039\theta).$$

Cette formule est applicable pratiquement, pour les températures ordinaires, aux conducteurs en cuivre, en aluminium et en fer; elle est d'ailleurs suffisamment approchée, en raison des impuretés des métaux industriels.

La *fréquence* produit un effet de concentration superficielle connue sous le nom d'« effet pelliculaire » (1).

Diverses formules approchées ont été proposées. On peut, par exemple, appliquer la formule de Lord Rayleigh suivante où r est la résistance en ohms par kilomètre du conducteur plein pour la fréquence nulle (courant continu), r_f la résistance en ohms par kilomètre pour la fréquence f , $\left(f = \frac{\omega}{2\pi}\right)$, et μ la perméabilité magnétique du conducteur :

$$(2) \quad r_f = \left[1 + \frac{10^{-8}}{12} \left(\frac{\omega \mu}{r} \right)^2 - \frac{10^{-16}}{180} \left(\frac{\omega \mu}{r} \right)^4 + \dots \right] r.$$

(1) Voir à ce sujet l'important travail de MM. KENNELLY, F. A. LAWS et P. H. PIERRE: *Experimental Researches on Skin Effect in Conductors* A. I. E. E., t. XXXIV, 1915, p. 1953.

Cet accroissement de résistance n'est à considérer tant que la fréquence est de l'ordre de 50 p : s. que pour les câbles de gros diamètres.

Nous avons établi d'après, la formule (2) le graphique de la figure 14, qui donne, pour le cas des conducteurs en cuivre, l'aug-

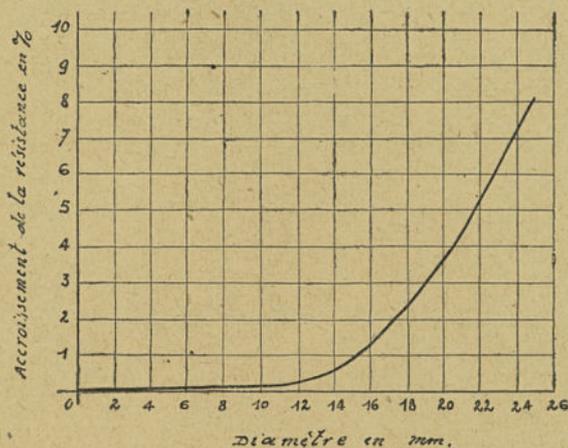


Fig. 14. — Variation de la résistance en fonction du diamètre des conducteurs en cuivre pour les courants alternatifs à la fréquence de 50 p : s.

mentation de résistance en pour cent pour la fréquence 50 p : s. en fonction du diamètre.

On voit, par exemple, que pour un conducteur ayant un diamètre de 18 mm, l'accroissement de résistance pour les courants alternatifs par rapport à la résistance pour les courants continus est de 2,4 pour cent. D'après la formule (1), cet accroissement est le même que celui qui serait obtenu pour une élévation de température de 6° C. ; il est donc faible, malgré l'importance du diamètre, et pourrait être négligé sans erreur sensible pour tout conducteur de section inférieure.

Enfin, on ne tient pas compte ordinairement, dans les calculs, de la conductivité des âmes d'acier des conducteurs mixtes.

L'inductance apparente par rapport au neutre fictif ou réel se calcule souvent en admettant une disposition symétrique des trois conducteurs d'une ligne triphasée, et en négligeant l'effet possible

d'autres conducteurs placés sur les mêmes pylônes ou sur des pylônes voisins.

Soit a le rayon des conducteurs, d leur écartement moyen géométrique, l'inductance kilométrique l d'un conducteur de ligne triphasée a pour expression approchée en supposant le diamètre des conducteurs très faible par rapport à cet écartement :

$$(3) \quad l = \left(0,5 + 2 \log_e \frac{d}{a} \right) 10^{-4} \text{ henry : km.}$$

Cette formule ne tient pas compte non plus de l'effet pelliculaire qui réduirait légèrement l'inductance interne d'ailleurs déjà

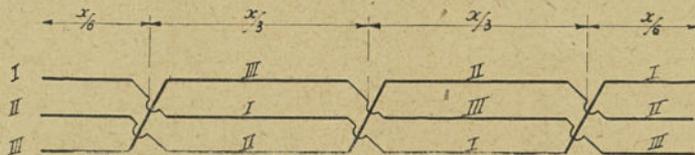


Fig. 15. — Transposition des phases d'une ligne triphasée.

faible elle-même ni de l'influence du sol qui modifierait aussi quelque peu l'inductance externe.

Divers auteurs ont donné des formules plus compliquées pour des dispositions particulières des conducteurs (1).

Mais les dispositions dyssymétriques des conducteurs conduisent à des chutes de tension différentes, aussi cherche-t-on souvent à équilibrer ces effets dans les très longues lignes en effectuant des transpositions convenables de conducteurs.

Par exemple, en supposant les trois conducteurs disposés en nappe horizontale, chaque conducteur devra occuper la position centrale sur le tiers et les deux positions extérieures sur les deux autres tiers de la ligne comme l'indique la figure 15. On réalisera ainsi une disposition triangulaire fictive pour laquelle les effets d'inductance (et de capacité), sont les mêmes dans les trois conduc-

(1) M. BLONDEL a été le premier à donner un exposé général du calcul de l'inductance des lignes polyphasées. Voir A. Blondel : *Inductance des lignes aériennes. Éclairage électrique*, t. I, p. 241, 1894. Pour les conducteurs câblés, la réactance est un ou deux pour cent inférieure à celle des conducteurs pleins de même diamètre; voir DWIGHT, *Transmission Line Formulas*.

teurs; en outre, on voit qu'à chaque extrémité de la ligne les phases ont la même disposition respective, ce qui ne se serait pas présenté si l'on n'avait fait que deux permutations décomposant la ligne en trois tronçons égaux (1).

Quand la ligne est composée de plusieurs fils en parallèle par phase, on peut employer la formule suivante :

$$(4) \quad l = \left[0,5 + 2 \log_e \frac{\sqrt{(d_{11}d_{12}\dots d_{1n})(d_{21}d_{22}\dots d_{2n})}}{a c_2 c_3 \dots c_n} \right] 10^{-4} \text{ henry : km.}$$

dans laquelle

a est le rayon du conducteur;

$c_2, c_3 \dots c_n$ les distances du conducteur considéré aux autres de la même phase;

$d_{11}, d_{12}, \dots d_{1n}$ les distances du même conducteur aux divers conducteurs de la seconde phase;

$d_{21}, d_{22}, \dots d_{2n}$ les distances du même conducteur aux divers conducteurs de la troisième phase.

La *capacité* apparente c d'une ligne triphasée par rapport au neutre se calcule ordinairement par la formule la plus simple qui ne tient pas compte de l'effet du sol et du rayon des conducteurs :

$$(5) \quad c = \frac{10^{-6}}{18 \log_e \frac{d}{a}} \text{ farad : km.}$$

On a proposé diverses formules plus compliquées tenant compte des dimensions du conducteur, mais celle que nous donnons ici suffit généralement.

La présence du sol modifie légèrement cette formule qui est à remplacer par la suivante en désignant par h_s la distance moyenne des conducteurs au sol :

$$(6) \quad c = \frac{10^{-6}}{18 \left\{ \log_e \frac{d}{a} - \frac{1}{2} \log_e \left[1 + \left(\frac{d}{2h_s} \right)^2 \right] \right\}} \text{ farad : km.}$$

(1) On verra au chapitre V de la deuxième partie comment ces rotations peuvent être réalisées pratiquement.

Pour les lignes à 120.000 volts ou 150.000 volts, les valeurs de c déduites de (5) ou de (6) ne diffèrent que de 2 ou 3 pour cent environ.

Même les essais donnent une différence encore inférieure à ces chiffres, ce qui est dû en partie à la mauvaise conductibilité du sol. On peut donc négliger cette influence et se contenter dans la pratique de la formule (5) ou de sa forme généralisée (7).

Dans le cas de dispositions dyssymétriques on peut encore appliquer pratiquement les mêmes formules à condition d'effectuer les transpositions des conducteurs indiquées par la figure 15 et de prendre pour distance d la moyenne géométrique des distances.

Pour une ligne triphasée à n conducteurs par phase, la formule (5) prend la forme générale suivante où les symboles ont même signification que précédemment :

$$(7) \quad c = \frac{10^{-6}}{18 \log_e \frac{\sqrt{(d_{11} d_{12} \dots d_{1n}) (d_{21} d_{22} \dots d_{2n})}}{a c_2 c_3 \dots c_n}} \text{ farad : km.}$$

Ces formules générales (4) et (7) sont applicables, en particulier, dans le cas de circuits enchevêtrés de plusieurs lignes triphasées alimentées en parallèle (1).

Par exemple si l'on a deux circuits triphasés A_1, A_2, A_3 et B_1, B_2, B_3 , les diverses distances indiquées dans ces formules sont définies comme suit pour calculer l et c du conducteur A_1 :

$$\begin{aligned} c_2 &= \text{distance } A_1, A_2, \\ d_{11} &\quad \text{— } A_1, B_1, \\ d_{12} &\quad \text{— } A_1, B_2, \\ d_{21} &\quad \text{— } A_1, C_1, \\ d_{22} &\quad \text{— } A_1, C_2. \end{aligned}$$

Mais ces formules ne sauraient tenir compte d'autres facteurs correctifs, par exemple de la capacité des chaînes d'isolateurs difficilement estimable et d'ailleurs variable avec le type d'isola-

(1) FISCHER HINNEN. *Induktivität und Kapazität von Leitungen*. Bulletin de l'Association suisse des Électriciens 1917, p. 333 et R. G. E., t. VI, p. 203.

teurs et même avec l'état ou le degré d'humidité de leur surface (de l'ordre de 2×10^{-11} farad par élément).

Il faudrait considérer encore la capacité de chaque conducteur par rapport au fil de terre quand celui-ci existe (1).

Comme application de ces formules générales, considérons le cas d'une ligne triphasée composée de trois conducteurs disposés en nappe horizontale ; on a, en désignant par a le rayon des conducteurs et par d la distance séparant deux conducteurs voisins : pour les conducteurs extérieurs de la nappe,

$$l = \left[0,5 + 2 \log_e \frac{d\sqrt{2}}{a} \right] 10^{-4} \text{ henry : km.},$$

ou

$$l = \left[0,5 + \log_e 2 + 2 \log_e \frac{d}{a} \right] 10^{-4} \text{ henry : km.},$$

et

$$c = \frac{10^{-6}}{18 \log_e \frac{d\sqrt{2}}{a}} \text{ farad : km.},$$

ou

$$c = \frac{10^{-6}}{9 \log_e 2 + 18 \log_e \frac{d}{a}} \text{ farad : km.},$$

et pour le conducteur de la phase médiane,

$$l = \left[0,5 + 2 \log_e \frac{d}{a} \right] 10^{-4} \text{ henry : km.}$$

et

$$c = \frac{10^{-6}}{18 \log_e \frac{d}{a}} \text{ farad : km.}$$

En comparant ces formules, on voit que la dyssymétrie des

(1) Voir : P. BUNET. *Capacités et Condensateurs*, R. G. E., t. VIII, p. 237, 1920.

constantes des conducteurs extérieurs par rapport au conducteur médian n'a qu'une faible importance relative; elle ne doit donc être prise en considération que pour des lignes de grande longueur, sur lesquelles on fait d'ailleurs des permutations pour réduire les effets d'induction sur les lignes de télécommunication situées dans le voisinage.

Pour le cas d'une ligne triphasée dont les trois conducteurs sont à des distances respectives d_1 , d_2 , d_3 , on appliquera les formules (3) et (5), en y introduisant une distance d , moyenne géométrique, définie par

$$d = \sqrt[3]{d_1 d_2 d_3},$$

en désignant par d_1 , d_2 , d_3 , les trois côtés du triangle section droite des conducteurs.

Si l'on néglige dans les expressions de l'inductance l le terme constant qui se rapporte à l'inductance interne du conducteur, et qui est toujours faible devant l'autre, on voit que le produit lc est constant; on a :

$$\sqrt{lc} = \frac{1}{300.000}.$$

Le premier terme de cette relation est l'inverse de la vitesse de la lumière exprimée en km : sec.

Cette formule permettra, dans les applications, de ne calculer que l'une des grandeurs l ou c , puis d'en déduire ensuite l'autre par un calcul rapide.

La *perditance* est la plus mal connue des quatre grandeurs caractéristiques. Certains auteurs admettent que les pertes par dérivation sont négligeables tant que la tension n'atteint pas la valeur critique qui correspond à l'apparition des effluves; pour des tensions supérieures à cette valeur, ils appliquent la formule bien connue de Peck. Désignons par a le rayon des conducteurs, en centimètres, par d leur écartement moyen géométrique d'axe en axe en centimètres, par ρ la densité de l'air; par m_c un coefficient numérique,

variable avec la nature et l'état de la surface du conducteur (1); la tension étoilée, critique efficace d'apparition de l'effet couronne U_c , pour expression :

$$(8) \quad U_c = 21,1 m_c \delta a \log_e \frac{d}{a} \times 10^3 \text{ volts.}$$

Cette tension critique correspond à un beau temps; par mauvais temps, on ne peut guère compter que sur les 80 % de cette valeur.

La densité δ est elle-même exprimée en fonction de la hauteur barométrique h (en centimètres de mercure) et de la température θ^0 (en degrés centigrades) par la relation suivante :

$$(9) \quad \delta = \frac{3,926h}{273 + \theta^0}.$$

Soit U_x la tension moyenne de la ligne en kilovolts, la perte par conductance p en kilowatts pour un kilomètre de conducteur simple se calcule par la formule approchée suivante, donnée également par Peck,

$$(10) \quad p = \frac{241}{\delta} (f + 25) \sqrt{\frac{a}{d}} (U_x - U_c)^2 10^{-5}.$$

D'autres auteurs tiennent compte des pertes diverses aux tensions inférieures à la tension critique, et notamment des pertes par les isolateurs, en introduisant dans les calculs une perditance kilométrique g constante. Cette hypothèse est d'ailleurs la seule qui conduise à des équations différentielles de propagation simples; elle n'est cependant pas complètement vérifiée par l'expérience, ainsi que le prouvent, entre autres, les mesures effectuées sur la ligne à 120.000 volts d'Eget par MM. Denis Eydoux et Paul Leboucher (2).

(1) Le coefficient m_c a les valeurs suivantes :

- 1 pour les fils lisses;
- 0,98 à 0,93 pour les fils oxydés ou rugueux;
- 0,87 à 0,83 pour les câbles.

(2) Denis EYDOUX et Paul LEBOUCHER, *L'Usine Hydroélectrique d'Eget et ses installations à 120.000 volts*, R. G. E. t. VIII, p. 5, 1920.

Mershon a déterminé la perte par isolateurs et a donné les chiffres suivants (Proc. A. I. E. E., 1908 p. 1.027) :

4 W. par isolateur à 60.000 V.
4 W. 80.000 V.
6 W. 100.000 V.

L'isolement des lignes par rapport à la terre correspondait à une perdite par kilomètre g égale à $0,97 \times 10^{-8}$ mho par kilomètre; tandis que les pertes par conductance à 120.000 volts

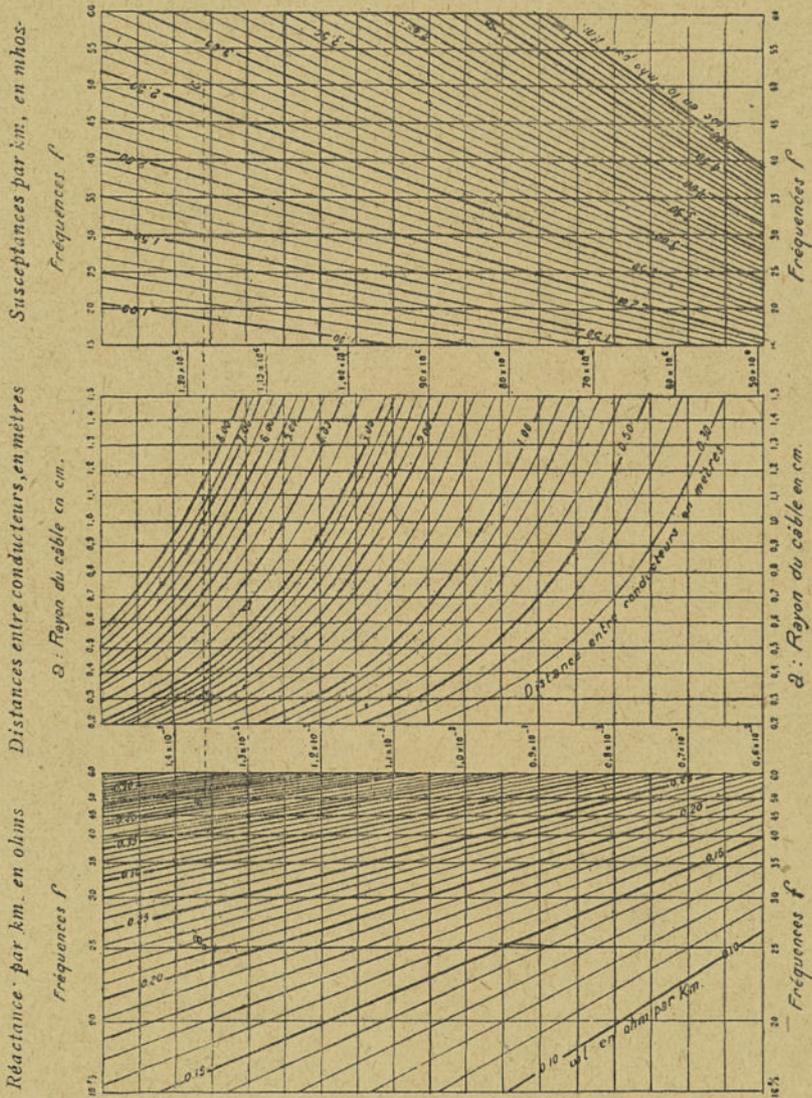


Fig. 16. — Abaque auxiliaire pour le calcul direct et simultané de la réactance et de la susceptance d'une ligne triphasée.

qui atteignaient 70 kilowatts correspondaient, par conséquent, à la valeur $g = 27,1 \times 10^{-8}$ mho par kilomètre (1) (rapport entre ces deux valeurs : 28 environ).

En résumé, les calculs des grandeurs caractéristiques sont moins précis que l'on pourrait le croire. Cette imprécision justifie entièrement l'emploi de formules simples et leur *résolution graphique par des abaques* (2).

Ces considérations nous démontrent la nécessité d'une vérification expérimentale des grandeurs caractéristiques dans des conditions aussi voisines que possible de celles du fonctionnement normal de la ligne et l'impossibilité d'obtenir même par des formules complexes des résultats rigoureusement exacts, d'ailleurs inutiles en pratique.

2. Calcul rapide des grandeurs caractéristiques des lignes au moyen d'abaques. — Le calcul de la réactance linéique ωl et de la susceptance linéique ωc peut être effectué au moyen d'un abaque (3) tel que celui de la figure 16. Les grandeurs d et a déterminent sur le tableau central de l'abaque un point A . Il suffit de mener une horizontale de part et d'autre de ce point jusqu'à sa rencontre sur les tableaux de gauche et de droite avec la verticale correspondant à la fréquence considérée. On obtient ainsi sur l'abaque de gauche un point B qui donne par le réseau de droites obliques la valeur de ωl et sur l'abaque de droite un point C qui donne symétriquement par le réseau de droites obliques la valeur de ωc .

Les grandeurs précédentes n'entrent pas directement dans le

(1) La perdittance g se déduit de la perte p par kilomètre et par fil et de la tension de ligne U_x (tension étoilée) par la relation de définition suivante :

$$g = \frac{p}{U_x^2}$$

(2) De nombreux auteurs ont publié des abaques, permettant la résolution rapide de ces formules; voir, en particulier :

A. BLONDEL : *Inductance des lignes aériennes, Eclairage électrique* t. I, p. 24, 1894; DUSAUGEY : *Les conducteurs d'électricité en aluminium*, Dunod et Pinat, Paris 1912; PANTOJA LEITE : *Abaque pour le calcul de la réactance d'un fil de ligne*, *R. G. E.*, t. VII, p. 419, 1920; VALENSI : *Abaque pour le calcul de la réactance des lignes électriques*, *R. G. E.*, t. VIII, p. 313, 1920.

(3) Voir, pour sa description : Ch. LAVANCHY; *Nomogrammes et abaques auxiliaires nouveaux pour le calcul électrique des lignes de transmission d'énergie électrique à haute tension*, *R. G. E.*, 9 juillet 1921, t. X, p. 47. Cet abaque est en vente à la *R. G. E.*

ABAQUE A. BLONDEL
 pour le calcul des constantes caractéristiques
 Fréquence 50 Hz
 l'Impédance caractéristique vectorielle \bar{m}
 la Constante de propagation vectorielle $\bar{\gamma}$
 avec deuxième échelle pour la quantité $\bar{\gamma}^2$.

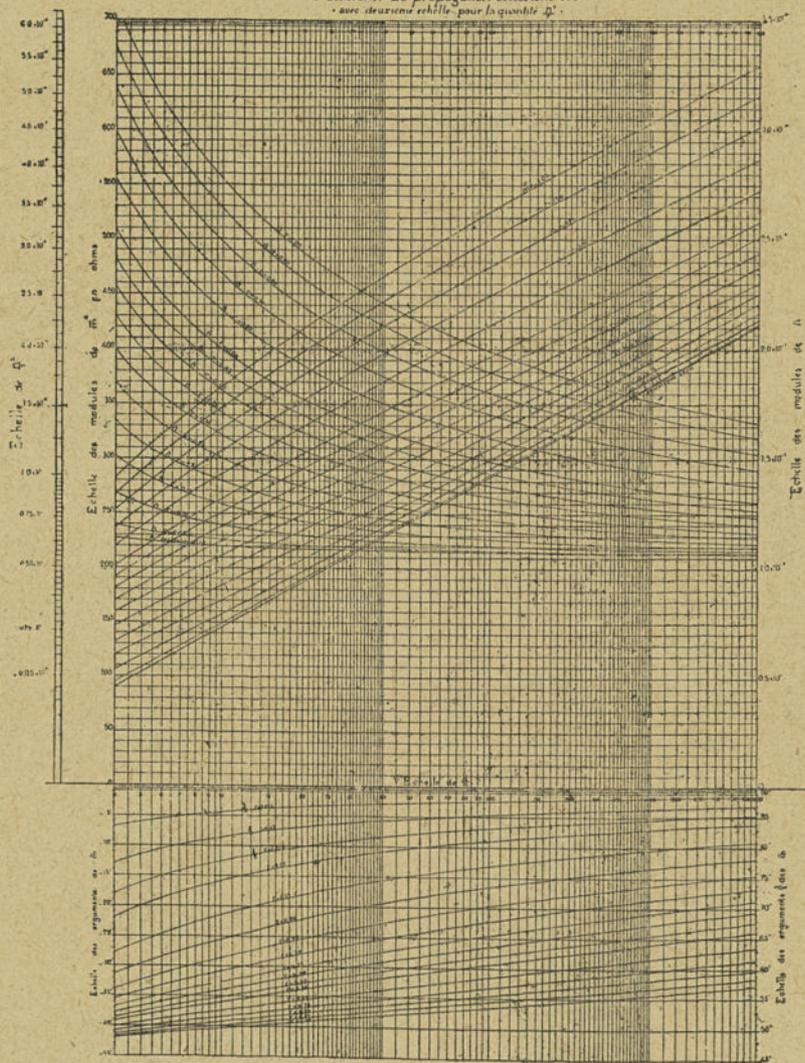


Fig. 17. — Abaque auxiliaire pour le calcul des constantes caractéristiques des lignes en fonction du rapport $d : a$ de l'écartement des conducteurs d à leur rayon a et de leur résistance par kilomètre.

calcul, comme on le verra plus loin, mais sont combinées de manière à introduire au lieu de r , ωl , ωc et g les quatre autres grandeurs.

$$m = \sqrt[4]{\frac{r^2 + \omega^2 l^2}{g^2 + \omega^2 c^2}}$$

$$n = \sqrt[4]{(r^2 + \omega^2 l^2)(g^2 + \omega^2 c^2)},$$

$$\gamma = \frac{1}{2} \left[\text{arc tang} \frac{\omega l}{r} - \text{arc tang} \frac{\omega c}{g} \right],$$

$$\frac{\delta}{2} = \frac{1}{2} \left[\text{arc tang} \frac{\omega l}{r} + \text{arc tang} \frac{\omega c}{g} \right];$$

ou, en notations complexes :

$$\mathbf{m} = \sqrt{\frac{r + j\omega l}{g + j\omega c}} = m \angle \gamma,$$

$$\mathbf{n} = \sqrt{(r + j\omega l)(g + j\omega c)} = n \angle \frac{\delta}{2}.$$

M. Blondel (1) a établi récemment un abaque donnant directement les quatre grandeurs m , n , γ , $\frac{\delta}{2}$, et reproduit sur la figure 17.

Pour les applications, on calculera la valeur $\frac{d}{a}$ puis, au point qui correspond à ce chiffre sur l'échelle horizontale de l'abaque, on tracera une droite perpendiculaire et on lira sur les courbes correspondant à la valeur de la résistance du conducteur envisagé les ordonnées m , n , γ et $\frac{\delta}{2}$ dont l'échelle est indiquée sur les bords de l'abaque. L'auteur a porté aussi sur une cinquième échelle les valeurs correspondantes du module $\frac{n^2}{2}$ pour faciliter l'emploi des constructions graphiques approchées.

(1) A. BLONDEL : Abaque pour le calcul des constantes caractéristiques des lignes de transmission aériennes à haute tension. *Comptes rendus des séances de l'Académie des Sciences*, 7 avril 1924, t. CLXXVIII, p. 1239.

Cet abaque est en vente à la *Revue générale de l'électricité*, 12, place Laborde, à Paris.

L'abaque de M. Blondel a été établi pour le calcul de m et de n des lignes industrielles à la fréquence de 50 p : s; il peut servir pour n'importe quelle fréquence f , en conservant la même échelle

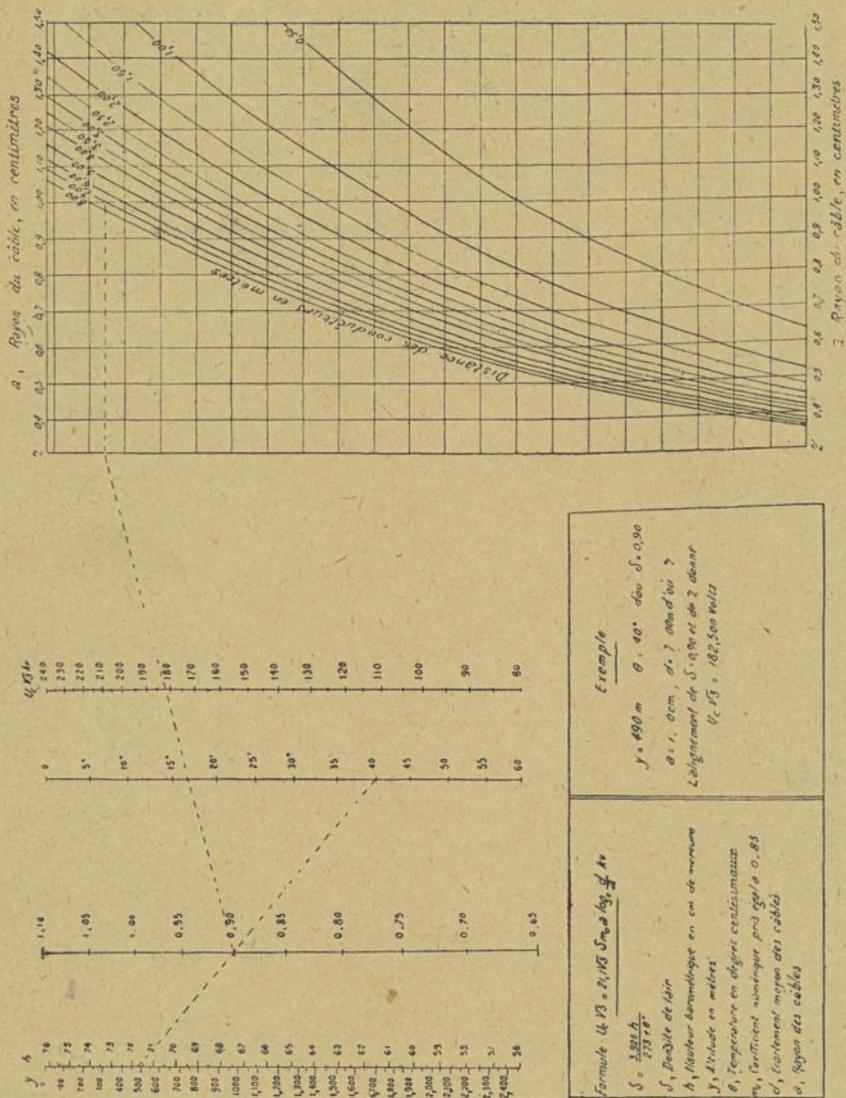


Fig. 18. — Abaque pour le calcul de la tension d'apparition d'effluves par la formule de Peek.

pour m , γ et pour $\delta/2$, en multipliant par $\frac{50}{f}$ l'échelle de n , et en prenant pour nouvelle résistance r la valeur $r \frac{f}{50}$.

Nous avons nous-même établi un abaque reproduit sur la figure 18, permettant de calculer très rapidement la tension critique d'apparition d'effluves par la formule de Peek (1); l'exemple traité sur l'abaque lui-même montre comment doivent être effectués les tracés.

3. Modification des grandeurs caractéristiques naturelles des lignes. — Divers facteurs sont de nature à modifier les grandeurs caractéristiques des lignes; nous citerons les principaux.

a) Lorsque la ligne sert en même temps à distribuer l'énergie tout le long de son parcours, il convient d'ajouter à toutes les constantes précédentes des constantes fictives représentant cette distribution. Pour simplifier, on supposera cette distribution uniformément répartie toutes les fois que les points de consommation seront très rapprochés et qu'il n'y aura pas de concentration exceptionnelle en certains points.

Le coefficient de perdittance g doit être alors augmenté pour tenir compte du courant actif distribué, car celui-ci correspond au point de vue du fonctionnement de la ligne à une perte en phase avec la tension.

Soit p la puissance distribuée en moyenne par kilomètre, U_p la tension moyenne de la ligne, la perdittance équivalente à p est :

$$g' = \frac{p}{3U_p^2}.$$

De même, le courant réactif peut être considéré comme produit par une admittance uniformément répartie, en phase avec la susceptance ωc mais de signe opposé.

Soit π la puissance réactive distribuée en moyenne par kilomètre, l'admittance correspondante k a pour expression :

$$k = \frac{\pi}{3U_p^2}.$$

La perdittance à introduire dans les calculs est alors égale à la perdittance naturelle *augmentée* de g' , et la susceptance à adopter pour les calculs est la susceptance naturelle ωc *diminuée* de k .

(1) Ch. LAVANCHY. Nomogrammes et abaques auxiliaires nouveaux pour le calcul électrique des lignes de transmission d'énergie électrique à haute tension *R. G. E.* du 9 juillet 1921, t. x, p. 47. Cet abaque est en vente à la *Revue générale de l'électricité*, 12, place Laborde à Paris.

b) L'influence des transformateurs peut aussi être prise en considération, en première approximation, par l'introduction de corrections aux grandeurs caractéristiques naturelles. Il suffit de considérer le circuit équivalent du transformateur sous sa forme en Γ , ou, puisqu'il s'agit de corrections sous sa forme simplifiée en Γ , comme on le voit sur la figure 19, où les deux branches correspondent à une impédance Z_t en série :

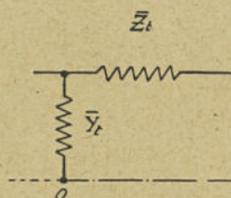


Fig. 19. — Schéma équivalent en Γ d'un transformateur.

$$Z_t = R_t + j \omega L_t,$$

et à une admittance Y_t en dérivation :

$$Y_t = G_t - j K_t$$

Dans ces conditions, pour chaque transformateur rencontré, l'impédance linéique naturelle doit être augmentée de l'impédance répartie $Z_t : x$ et l'admittance linéique naturelle doit être augmentée de l'admittance répartie $Y_t : x$.

Ces constantes doivent évidemment être rapportées à la tension du réseau étudié. Soit, par exemple, un groupe de trois transformateurs monophasés de 6.000 K V A formant un ensemble triphasé de 18.000 K V A à la tension de 110.000 V. Le courant normal est :

$$\frac{180.000}{110\sqrt{3}} = 94 \text{ A.}$$

Admettons une chute de tension par résistance de 0,55 pour cent, une chute de tension par réactance de 12 pour cent, un courant magnétisant de 5 pour cent, enfin une perte dans le fer à 110.000 V. de 0,5 pour cent.

Les caractéristiques du circuit équivalent du transformateur seront, en première approximation, les suivantes :
résistance de la branche horizontale,

$$R_t = \frac{110.000}{\sqrt{3}} \times \frac{0,0055}{94} = 3,725 \text{ ohms}$$

réactance de la branche horizontale,

$$\omega L_t = \frac{110.000}{\sqrt{3}} \times \frac{0,12}{94} = 38 \text{ ohms.}$$

Courant magnétisant à 110.000 V.,

$$0,05 \times 6000 : \frac{110}{\sqrt{3}} = 47,2 \text{ A.}$$

Susceptance en dérivation à 110.000 V.,

$$K_t = 47,2 : \frac{110.000}{\sqrt{3}} = 0,000745 \text{ mho.}$$

L'admittance correspondant aux pertes dans le fer a enfin pour valeur, en remarquant que le rapport entre le courant correspondant et le courant magnétisant est égal à 10.

$$G_1 = \frac{0,000745}{10} = 0,0000745 \text{ mho.}$$

Si plusieurs groupes de transformateurs marchent en parallèle, on composera les constantes ci-dessus comme pour des circuits en parallèle. On verra plus loin d'autres façons de tenir compte de l'influence des transformateurs.

Pour les avant-projets, on peut adopter les chiffres moyens suivants pour les valeurs des chutes de tension, des pertes et du courant magnétisant dans les transformateurs à la fréquence de 50 p : s.

PUISSANCES	Chute tension par résistance	Chute tension par réactance	PERTES CUIVRE	PERTES FER	COURANT magnétisant
KVA	%	%	%	%	%
200	1,5	5,5	1,4	1,5	10
500	1,2	6	1,2	1,2	8
1.000	1,1	6,5	0,9	1,1	7
2.000	0,8	7	0,7	0,8	6
5.000	0,65	7	0,6	0,65	6
10.000	0,6	8	0,5	0,6	5
15.000	0,55	8,5	0,5	0,55	5
25.000	0,5	9,0	0,6	0,5	5
35.000	0,5	9,5	0,6	0,5	5
50.000	0,5	10	0,6	0,5	5

Ce sont des valeurs moyennes, qui peuvent être modifiées suivant le genre de construction des transformateurs et suivant leur usage.

Il faut remarquer aussi que les valeurs des réactances et des résistances calculées ci-dessus devraient être modifiées proportionnellement au carré des tensions dans le cas où l'on règle le rapport par modification des prises; mais cette correction est du second ordre et est généralement négligée.

c) Les conditions du fonctionnement le plus avantageux des lignes de transmission, aux points de vue du rendement et de la chute de tension, pourraient être réalisées, à toute charge, si on était maître de modifier à son gré leurs grandeurs caractéristiques.

On pourrait, par exemple, introduire en dérivation des capacités dont

l'effet s'ajouterait à celui de la capacité naturelle, ou au contraire des réactances dont l'effet se retrancherait de celui de cette capacité naturelle. Les compensateurs synchrones répartis le long des transmissions à grande distance réalisent le moyen le plus simple pour corriger les constantes des lignes.

On pourrait aussi, et c'est ce qu'a proposé récemment M. Bunet, placer des capacités en série avec les conducteurs, la susceptance correspondante venant alors en diminution de la réactance naturelle.

On pourrait aussi essayer d'enchevêtrer convenablement les conducteurs de plusieurs lignes triphasées voisines et marchant en parallèle.

Supposons, par exemple, deux circuits triphasés disposés au sommet d'un hexagone régulier; les phases des deux circuits étant supposées symétriques, les courants et les chutes inductives sont les mêmes dans chaque conducteur. Soit d la distance entre les conducteurs de phases différentes pour chaque circuit; on obtient, pour l'inductance kilométrique l , l'expression suivante :

$$(1) \quad l = \left(0,5 + 2 \log_e \frac{d}{2a} \right) 10^{-4} \text{ henry par kilomètre.}$$

L'inductance de chaque conducteur est, ainsi la même que pour un circuit triphasé unique dont les conducteurs auraient un diamètre double fictif du diamètre réel ou seraient à une distance moitié.

On peut comparer cette solution à celle d'une seule ligne triphasée au point de vue d'une même distance entre les conducteurs les plus voisins (distance fixée par l'apparition de l'effet de couronne). Soit d' cette distance; on a pour les deux circuits enchevêtrés $d' = d$ et pour le circuit unique $d' = \frac{d}{\sqrt{3}}$.

Les deux formules d'inductance sont alors respectivement les suivantes :

Pour les circuits enchevêtrés :

$$(2) \quad = \left(\frac{1}{2} + 2 \log_e \frac{d'}{2\sqrt{3}a} \right) 10^{-4} \text{ henry par kilomètre.}$$

Pour le circuit unique :

$$(3) \quad l = \left(\frac{1}{2} + 2 \log_e \frac{d'}{a} \right) 10^{-4} \text{ henry par kilomètre.}$$

A *courant égal*, la chute inductive est donc un peu plus faible dans le premier cas que dans le second. L'effet de capacité serait, au contraire, un peu accentué. On remarquera que les modifications introduites dans les formules le sont sous un logarithme, ceci explique le peu d'influence de ces artifices qui tous ne modifient qu'assez peu la valeur adoptée pour les lignes simples.

M. Boucherot (1) a proposé dernièrement un procédé de transmission d'énergie à impédance constante au moyen de lignes triphasées sans distorsion pour se maintenir dans des conditions de régulation et de chute de tension avantageuse. Cette dernière condition est réalisée par l'installation le long de la ligne de transformateurs dont les primaires sont placés en dérivation et les secondaires en série.

On parvient ainsi à accroître la conductance g nécessaire à la suppression de la distorsion, sans pertes supplémentaires notables, puisque l'énergie prélevée en dérivation est restituée en série.

M. Blondel a étudié de son côté le même problème en utilisant soit des survolteurs statiques (2), soit des groupes tournants (3) produisant dans chaque phase une force électromotrice de compensation de la chute de tension inductive. Dans cette seconde solution, l'énergie nécessaire est prise en dérivation par un premier générateur qui entraîne un second générateur branché en série sur le réseau.

4. Détermination expérimentale des quatre grandeurs caractéristiques. — La détermination expérimentale peut être effectuée par l'une des deux méthodes générales suivantes :

a) La mesure de la tension du courant et du déphasage pour deux régimes particuliers de la ligne, d'où l'on déduit par des calculs convenables, les grandeurs cherchées.

b) La mesure séparée de chaque grandeur.

A. Détermination expérimentale déduite de mesures effectuées pour deux régimes particuliers. — On sait depuis longtemps (Blondel), que dans l'hypothèse où les quatre grandeurs caractéristiques r , l , c et g sont indépendantes de la tension appliquée, ces grandeurs peuvent se déduire de deux essais de la ligne fonctionnant avec son extrémité réceptrice respectivement ouverte et court-circuitée.

Si l'essai à vide est effectué dans les conditions voisines du fonctionnement normal de la ligne, il n'en est pas de même de l'essai en court-circuit effectué à basse tension. Or, l'hypothèse

(1) P. BOUCHEROT. Sur un nouveau mode de transmission par courants alternatifs. *G. R. H. T.* 1921.

(2) A. BLONDEL. Sur l'application de survolteurs statiques répartis au réglage des lignes à haute tension, *Compte Rendus*, t. CLXXII, 1921, p. 132 et *R. G. E.*, t. X, 1921, p. 251.

(3) A. BLONDEL. Sur une méthode nouvelle pour la régulation des lignes à courant alternatif à tension élevée *G. R. H. T.*, 1921.

précédente ne se vérifiant pas, il faut effectuer les deux séries de mesures, la ligne étant sous tension. On est conduit ainsi à la méthode suivante basée sur un essai à vide et sur un essai en charge (1).

Soit \mathbf{m} l'impédance caractéristique vectorielle de la ligne, \mathbf{n}_x le vecteur de propagation pour x kilomètres ; $\mathbf{Z}_0 = \mathbf{Z}_0/\varphi_0$ l'impédance vectorielle à l'extrémité génératrice pour l'essai à vide.

On a pour ce régime particulier la relation suivante :

$$(1) \quad th \mathbf{n}_x = \frac{\mathbf{m}}{\mathbf{Z}_0}.$$

À l'essai en charge correspondront les impédances $\mathbf{Z}_1 = \mathbf{Z}_1/\varphi_1$ à l'arrivée et $\mathbf{Z} = \mathbf{Z}/\varphi$ au départ qui figurent dans les équations suivantes où ϖ et ϖ_1 sont des angles hyperboliques auxiliaires (2) :

$$(2) \quad th \varpi_1 = \frac{\mathbf{m}}{\mathbf{Z}_1}$$

$$(3) \quad th \varpi = \frac{\mathbf{m}}{\mathbf{Z}}$$

$$(4) \quad \varpi = \varpi_1 + \mathbf{n}_x.$$

Développons (3) en tenant compte de (4), et en utilisant les formules de développement connues :

$$(5) \quad th \varpi = \frac{th \varpi_1 + th \mathbf{n}_x}{1 + th \varpi_1 th \mathbf{n}_x};$$

on a, en substituant (1) (2) et (3) dans (5), la valeur de l'impédance caractéristique \mathbf{m} :

$$(6) \quad \mathbf{m} = \sqrt{\mathbf{Z}\mathbf{Z}_0 + \mathbf{Z}\mathbf{Z}_1 - \mathbf{Z}_1\mathbf{Z}_0}.$$

(1) Nous prions le lecteur de bien vouloir se reporter au chapitre suivant pour la définition plus complète des notations employées et pour la démonstration des formules que nous devons introduire ici.

(2) Les angles hyperboliques ϖ et ϖ_1 , qui ne sont pas à confondre avec des vitesses de pulsation, ont été exceptionnellement composés dans un but de simplification, en caractères ordinaires quoi qu'ils soient de véritables vecteurs, et contrairement à la règle observée au cours de cet ouvrage où les grandeurs vectorielles sont représentées en caractères gras.

Dans le cas où le second essai est celui qui correspond au court-circuit, on a $Z_1 = 0$, et l'expression (6) prend la forme suivante bien connue :

$$(6 \text{ bis}) \quad \mathbf{m} = \sqrt{\mathbf{z}\mathbf{z}_0}$$

La constante de propagation \mathbf{n}_x se déduit ensuite de l'expression (1), dans laquelle le second membre est connu. Cette résolution est immédiate si l'on emploie des tables ou abaques hyperboliques de MM. Kennelly, R. S. Brown ou Blondel.

On passe ensuite des expressions de \mathbf{m} et de \mathbf{n} à celle de l'impédance par kilomètre \mathbf{z} et de l'admittance par kilomètre \mathbf{w} par les relations suivantes :

$$(7) \quad \mathbf{z} = \mathbf{m} \times \mathbf{n},$$

$$(8) \quad \mathbf{w} = \frac{\mathbf{n}}{\mathbf{m}}.$$

Enfin, en désignant par θ l'argument de \mathbf{z} et par θ' celui de \mathbf{w} , on aura :

$$(9) \quad \begin{aligned} r &= z \cos \theta, \\ \omega l &= z \sin \theta, \\ g &= w \cos \theta', \\ \omega c &= w \sin \theta'. \end{aligned}$$

Les quatre grandeurs caractéristiques sont ainsi complètement déterminées expérimentalement *dans les conditions mêmes du fonctionnement de la ligne*.

On pourrait obtenir aussi ces grandeurs d'après la connaissance de deux régimes de la ligne en charge ; le régime à vide simplifie un peu les formules.

Cependant, ces essais, indépendamment des difficultés de mesures proprement dites à effectuer en haute tension, sont basés, comme les formules appliquées ci-dessus, sur l'hypothèse de la répartition uniforme des grandeurs caractéristiques ; or, ces grandeurs peuvent être modifiées en diverses régions de la ligne, par exemple, par changement de disposition ou même de nature et de dimension des câbles. Les essais ne donneront donc que les résultats d'une ligne fictive uniforme de même longueur que la

ligne en essai et équivalente à celle-ci, du moins pour les régimes envisagés et pour la fréquence d'essai (1).

On s'explique ainsi, autrement que par une insuffisance expérimentale, certains résultats qui semblent paradoxaux comme l'obtention de valeurs trop faibles ou même parfois négatives pour la perditance.

B. *Détermination expérimentale séparée des quatre grandeurs caractéristiques.* — A défaut des déterminations globales précédentes, on peut effectuer des mesures expérimentales de chaque grandeur séparément.

La mesure de la *résistance* est la plus simple. On réunit les trois conducteurs à une extrémité, puis on mesure la résistance des trois boucles ainsi formées par les extrémités libres des conducteurs pris deux à deux. Soit r_1 , r_2 et r_3 la résistance des trois fils de phase; r_{12} , r_{23} , r_{31} les résistances des trois boucles formées par les trois phases prises deux à deux; on démontre aisément que l'on a les trois relations

$$r_1 = \frac{r_{12} - r_{23} + r_{31}}{2}$$

$$r_2 = \frac{r_{12} + r_{23} - r_{31}}{2}$$

$$r_3 = \frac{-r_{12} + r_{23} + r_{31}}{2}.$$

L'*inductance apparente* s'obtiendra par la détermination de l'impédance dans un essai en courant alternatif de deux phases en série; si les câbles sont symétriques, l'inductance sera égale à la moitié de la valeur ainsi calculée.

Dans le cas de systèmes dyssymétriques, on pourra, en première approximation, effectuer des mesures en combinant deux à deux les phases et prendre la moyenne des trois valeurs obtenues.

La *capacité apparente* des dispositions symétriques s'obtiendra par deux essais. On mesurera dans le premier la capacité C' d'une

(1) M. Ravut a indiqué les formules générales de la propagation des courants sinusoïdaux sur les lignes quelconques (voir R. G. E., t. VII, 1920, p. 611).

des phases par rapport aux deux autres réunies au sol, et dans le second la capacité C'' d'une des phases réunie au sol par rapport aux deux autres reliées en elles et isolées. La capacité apparente C aura pour expression (1) :

$$C = 2C' - \frac{1}{2}C''.$$

On peut aussi faire une troisième mesure de capacité entre le sol et les 3 phases isolées et reliées entre elles ; on a alors en désignant par C''' la valeur obtenue

$$C = \frac{3}{2}C' - \frac{1}{6}C'''.$$

M. R. Bouzon (2) a donné un procédé de mesure de la capacité par un seul essai. Il applique au conducteur de la phase 1 la tension $+V$ par rapport au sol et au conducteur de la phase 2 la tension $-V$ et laisse la troisième phase soit isolée soit reliée au sol, ce qui revient au même si les dispositions sont symétriques. Soit C_{12} la capacité entre 1 et 2 ; on a

$$C = 2 C_{12}.$$

La détermination expérimentale des valeurs de la résistance, de l'inductance et de la capacité des lignes monophasées et polyphasées donne des résultats qui paraissent s'accorder assez bien avec les calculs simples, tout au moins dans le cas des dispositions pratiquement symétriques.

Ces vérifications sont un peu délaissées actuellement et les expérimentateurs montrent plutôt une prédilection pour l'étude des effets de perdite à très haute tension (3).

(1) La méthode peut être généralisée pour le cas de dispositions dyssymétriques. Voir, par exemple, Herzog-Feldmann : *Le calcul des circuits électriques. Théorie et pratique.*

(2) R. BOUZON : Mesure de la capacité dans les câbles armés triphasés *R. G. E.* du 3 mai 1919, p. 651. Voir aussi A. MAUDUIT. *Installations Électriques à haute tension*, Paris, Dunod, 1926.

(3) Voir, par exemple, JAKOBSEN : *Corona Tests at High Altitude A. I. E. E.*, t. XXXVII, 1918, p. 91. W.W. LEVIS : *Some Corona Loss Tests G. E. R.*, t. XXIII, 1920, p. 419. W.W. LEWIS : *Somme transmission Line Tests J. A. I. E. E.*, 1921, p. 492.

La *perditance*, très variable avec la tension (même en dessous de la tension critique d'apparition d'effluves), avec l'altitude, l'état de l'atmosphère, la nature des isolateurs ne peut pas, d'après ce qu'on a vu plus haut, se déduire d'essais d'isolement, comme on le fait parfois. Elle s'obtiendra par la mesure de la consommation de la ligne sous tension d'où l'on déduira les pertes dans la transformation et les pertes par effet Joule du courant de capacité. Cette détermination paraît ainsi très peu sûre pour les tensions inférieures à la tension critique d'apparition d'effluves, peu différente de la tension normale de fonctionnement d'une ligne convenablement établie au point de vue économique. Il serait nécessaire de les effectuer sur la haute tension elle-même.

D'ailleurs, d'autres phénomènes interviennent, tels que celui de l'apparition de courants harmoniques signalé par M. F. W. Peek Jr (1).

(1) F. W. PECK Jr: *Voltage and current Harmonics caused by Corona*, J. A. I. E. E., t. XL, p. 455, et R. G. E., t. X, 1921, p. 436.

CHAPITRE IV

CALCUL ÉLECTRIQUE DES LIGNES A HAUTE TENSION PAR DES DIAGRAMMES ET PAR DES ABAQUES

1. **Équations Générales.** — Le régime électrique d'un tronçon de ligne de transmission d'énergie par courant alternatif triphasé en l'un de ses points, est fonction du régime supposé connu en un autre point, de la longueur et des constantes électriques suivantes du tronçon :

La résistance linéique, ou par unité de longueur, r d'une des phases, que l'on exprime en ohms par kilomètre ;

L'inductance linéique l d'une des phases, que l'on exprime en henrys par kilomètre ;

La conductance linéique g entre l'une des phases et le neutre fictif ou réel du réseau, exprimé en mhos par kilomètre ;

Enfin, la capacité linéique d'une des phases c , exprimée en farads par kilomètre.

Désignons par ω la vitesse de pulsation égale à 2π fois la fréquence. Pour une ligne triphasée équilibrée, les équations différentielles du courant vectoriel \mathbf{I} d'une des phases, et de la tension vectorielle simple ou étoilée \mathbf{U} à la distance de x kilomètres de la station d'arrivée prise comme origine des distances sont (1) :

(1) Nous adopterons dans ce chapitre la notation par imaginaires qui conduit aux équations les plus réduites et le plus aisément représentables graphiquement ; d'ailleurs les résultats sont indépendants des méthodes d'écriture employées. Dans tout ce qui va suivre, et pour éviter toute ambiguïté, les grandeurs vectorielles seront représentées par des caractères gras ; ou, si l'on explicite l'angle de déphasage par rapport à une origine définie, ces grandeurs seront représentées soit par le symbole de leur module suivi de l'angle de déphasage (ou argument), par-

$$(1) \quad \frac{d\mathbf{U}}{dx} = (r + j\omega l) \mathbf{I},$$

$$(2) \quad \frac{d\mathbf{I}}{dx} = (g + j\omega c) \mathbf{U}.$$

Si l'on désigne par \mathbf{z} l'impédance par kilomètre, $\mathbf{z} = r + j\omega l$ et par \mathbf{w} l'admittance par kilomètre, $\mathbf{w} = g + j\omega c$, les équations (1) et (2) prennent la forme suivante plus condensée :

$$(3) \quad \frac{d\mathbf{U}}{dx} = \mathbf{z} \mathbf{I},$$

$$(4) \quad \frac{d\mathbf{I}}{dx} = \mathbf{w} \mathbf{U},$$

dont la résolution conduit aux expressions suivantes :

$$(5) \quad \frac{d^2\mathbf{U}}{dx^2} = \mathbf{w} \mathbf{z} \mathbf{U},$$

$$(6) \quad \frac{d^2\mathbf{I}}{dx^2} = \mathbf{w} \mathbf{z} \mathbf{I},$$

ou en posant encore la simplification d'écriture suivante :

$$(7) \quad \mathbf{n} = \sqrt{\mathbf{w} \mathbf{z}},$$

les expressions (5) et (6) prennent la nouvelle forme ci-dessous :

$$(8) \quad \frac{d^2\mathbf{U}}{dx^2} = \mathbf{n}^2 \mathbf{U},$$

$$(9) \quad \frac{d^2\mathbf{I}}{dx^2} = \mathbf{n}^2 \mathbf{I}.$$

Désignons par \mathbf{A}_1 et \mathbf{B}_1 deux constantes d'intégration, la solution de l'équation différentielle (8) a pour forme générale :

$$(10) \quad \mathbf{U} = \mathbf{A}_1 e^{nx} + \mathbf{B}_1 e^{-nx}$$

où e est la base des logarithmes népériens.

tiellement encadré pour préciser qu'il ne s'agit pas d'une multiplication ; soit aussi sous la forme imaginaire habituelle explicitant les deux composantes en phase et à 90° de l'origine des vecteurs. Par exemple, le courant vectoriel \mathbf{I} déphasé de l'angle φ pourra s'écrire sous les formes suivantes :

$$|\underline{I}| = I (\cos \varphi + j \sin \varphi).$$

Suivant la commodité, on utilisera l'une ou l'autre de ces notations bien connues.

Tirons I de (3), et substituons dans la relation obtenue l'expression de $\frac{dU}{dx}$ déduite de (10); on a

$$(11) \quad I = \frac{n}{z} [A_1 e^{nx} - B_1 e^{-nx}].$$

Désignons par m le rapport $\frac{z}{n}$ qui est égal aussi à $\sqrt{z:w}$; on a alors

$$(12) \quad I = \frac{1}{m} [A_1 e^{nx} - B_1 e^{-nx}].$$

Les deux constantes d'intégration A_1 et B_1 seront déterminées par les conditions aux limites. Soit U_1 et I_1 le courant et la tension à l'arrivée, c'est-à-dire pour $x = 0$; Les équations (10) et (12) donnent ainsi :

$$(13) \quad U_1 = A_1 + B_1,$$

$$(14) \quad I_1 = \frac{1}{m} (A_1 - B_1),$$

d'où :

$$(15) \quad A_1 = \frac{U_1 + m I_1}{2},$$

et

$$(16) \quad B_1 = \frac{U_1 - m I_1}{2}.$$

Portons ces valeurs dans (10) et (11) :

$$(17) \quad U = U_1 \frac{e^{nx} + e^{-nx}}{2} + m I_1 \frac{e^{nx} - e^{-nx}}{2}$$

$$(18) \quad I = I_1 \frac{e^{nx} + e^{-nx}}{2} + \frac{U_1}{m} \frac{e^{nx} - e^{-nx}}{2}$$

ou, enfin, en remplaçant les exponentielles par les fonctions hyperboliques équivalentes bien connues :

$$(19) \quad U = U_1 \cosh nx + m I_1 \sinh nx.$$

$$(20) \quad I = I_1 \cosh nx + \frac{U_1}{m} \sinh nx.$$

Ce sont les équations générales de propagation de l'onde sinusoïdale qui permettent de calculer \mathbf{U} et \mathbf{I} connaissant \mathbf{U}_1 et \mathbf{I}_1 .

Le problème peut se présenter sous la forme suivante plus générale quand des organes de régulation ou de transformation sont branchés en divers points de la ligne ou quand l'on étudie des groupements de lignes en dérivation,

$$(19 \text{ bis}) \quad \mathbf{U} = \mathbf{A} \mathbf{U}_1 + \mathbf{B} \mathbf{I}_1,$$

$$(20 \text{ bis}) \quad \mathbf{I} = \mathbf{C} \mathbf{I}_1 + \mathbf{D} \mathbf{U}_1,$$

où les coefficients vectoriels \mathbf{A} , \mathbf{B} , \mathbf{C} , \mathbf{D} sont assujettis à la relation générale suivante, qui se vérifie immédiatement pour les relations (19) et (20) :

$$\mathbf{A} \mathbf{C} - \mathbf{B} \mathbf{D} = 1.$$

Toutes les fois que le système est symétrique (transformateurs et abaisseurs interchangeables), les coefficients \mathbf{A} et \mathbf{C} sont égaux.

Nous limiterons cet exposé à l'étude d'un tronçon particulier, sans discontinuité ni dans les tensions ni dans les courants, ce qui revient à admettre que les organes régulateurs ou transformateurs, s'il y en a, sont uniformément répartis le long du tronçon ou concentrés aux extrémités du tronçon envisagé.

Nous montrerons toutefois incidemment comment se traiterait le cas plus général défini par les équations (19 bis) et (20 bis).

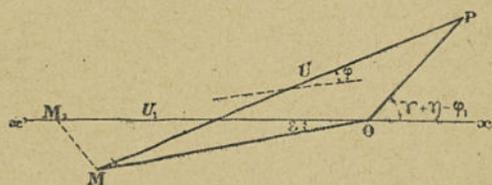


Fig 20. — Epure rigoureuse des tensions.

Dans cette hypothèse, les équations (19) et (20) sont suffisamment générales, seuls les coefficients vectoriels \mathbf{m} et \mathbf{n} changent de valeur suivant le type de la ligne et l'impédance des dérivations en puissance active ou réactive.

La discussion complète de ces équations a été donnée ail-

leurs (1) nous en résumerons simplement ici les résultats nécessaires aux applications numériques.

2. Construction directe des épures des tensions et des courants (2).

— Les deux équations générales (19) et (20) peuvent être repré-

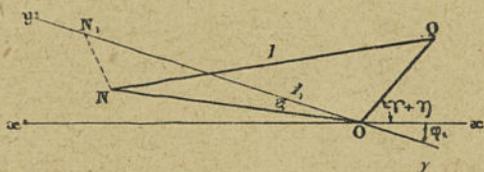


Fig 21. — Epure rigoureuse des courants.

sentées immédiatement par les épures des figures 20 et 21. On a, par exemple, sur la figure 20,

$$M, O = U_1;$$

$$M O = U_1 \cosh n x = \alpha U_1 |_{\underline{\varepsilon}};$$

$$O P = m I_1 \sinh n x = \beta m I_1 |_{\underline{\eta + \gamma}};$$

$$M P = U.$$

De même, sur la figure 21,

$$N_1, O = I_1 |_{\underline{-\varphi_1}};$$

$$N O = I_1 \cosh n x = \alpha I_1 |_{\underline{\varepsilon - \varphi_1}};$$

$$O Q = \frac{U_1}{m} \sinh n x = \frac{\beta}{m} U_1 |_{\underline{\eta - \gamma}};$$

$$N Q = I.$$

En superposant les axes des deux épures, on détermine l'angle φ entre U et I .

M. Thielemans (3) a soudé les deux diagrammes des tensions

(1) Voir en particulier, CH. LAVANCHY. *Calcul électrique des lignes par l'emploi de diagrammes et d'abaques*. Edition de la R. G. E.

(2) A. BLONDEL. *L'éclairage électrique*, 1906, t. XI, p. 121; *La lumière électrique*, 1908, t. I, p. 395 et t. II, p. 167; id., 1909, t. VII, n° 35 et 36.

Nous résumons plus loin les définitions des grandeurs auxiliaires α , β , ε , η , etc., qui sont utilisées ici (Voir annexe au chapitre VI).

(3) L. THIELEMANS. *Calculs, diagrammes et régulation des lignes de transport d'énergie à longue distance*. R. G. E., t. VIII, 1920, p. 403; t. IX, 1921, p. 451.

et des courants en un seul, et a montré comment à partir de ce diagramme unique on peut représenter le régime de fonctionnement d'une ligne par le tracé de nombreuses surfaces topographiques rectilignes ou circulaires. Nous ne développerons pas ces questions dans le présent ouvrage, et renverrons le lecteur à notre brochure citée plus haut, ainsi qu'à l'ouvrage que M. A. BLONDEL publie dans cette Encyclopédie.

Si les lignes ne sont pas trop longues, on peut remplacer les fonctions hyperboliques des équations (19) et (20) par leurs déve-

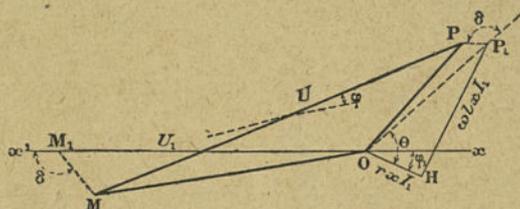


Fig. 22. — Epure approchée des tensions.

loppements en série qui arrêtés aux termes principaux donnent les nouvelles équations approchées (1)

$$(21) \quad \mathbf{U} = U_1 \left[1 + \frac{\mathbf{n}^2 X^2}{2} \right] + \mathbf{Z}_l \mathbf{I}_1 \left[1 + \frac{\mathbf{n}^2 X^2}{6} \right],$$

$$(22) \quad \mathbf{I} = \mathbf{I}_1 \left[1 + \frac{\mathbf{n}^2 X^2}{2} \right] + \mathbf{W} \mathbf{U}_1 \left[1 + \frac{\mathbf{n}^2 X^2}{6} \right].$$

en posant

$$(23) \quad \mathbf{Z}_l = (r + j\omega l) X = Z_l \lfloor \theta$$

et

$$(24) \quad \mathbf{W} = (g + j\omega c) X = W \lfloor \theta'$$

La représentation graphique des équations (21) et (22) a été faite sur les figures 22 et 23.

(1) A. BLONDEL ET C. LEROY. *La Lumière Électrique*, 1909, t. VIII et IX, n° 38, 39, 43, 44, 52. Ces auteurs ont discuté complètement les conditions de convergence de ces séries.

On a, sur la figure 22,

$$M_1 O = U_1 ;$$

$$M M_1 = U_1 \frac{n^2 X^2}{2} = U_1 \frac{n^2 X^2}{2} \delta ;$$

$$O P_1 = Z_t I_1 = Z_t I_1 \theta - \varphi_1 ;$$

$$P_1 P = Z_t I_1 \frac{n^2 X^2}{6} = Z_t I_1 \frac{n^2 X^2}{6} \theta - \varphi_1 + \delta ;$$

$$M P = U .$$

De même sur la figure 23,

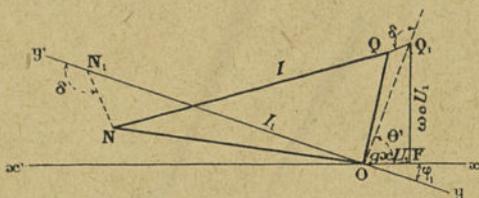


Fig. 23. — Epure approchée des courants.

$$N_1 O = I_1 = I_1 \theta - \varphi_1 ;$$

$$N N_1 = I_1 \frac{n^2 X^2}{2} = I_1 \frac{n^2 X^2}{2} \delta - \varphi_1 ;$$

$$O Q_1 = W U_1 = W U_1 \theta' ;$$

$$Q_1 Q = W U_1 \frac{n^2 X^2}{6} = W U_1 \frac{n^2 X^2}{6} \theta' + \delta$$

$$N Q = I .$$

Le diagramme Perrine-Baum (1) résulte encore d'une simplification de celui de la figure 21. Il est basé sur l'hypothèse d'une ligne équivalente comprenant :

en série une impédance Z_t ,

en dérivation, à chacune des extrémités, une capacité $\frac{C}{2}$.

(1) Voir pour les applications du diagramme Perrine-Baum au problème de la régulation : *H. V. Carpenter*, Prédétermination des effets d'un déphaseur synchrone Proc. A. I. E. E., t. XXXVIII, p. 997, 1919 ; et *R. G. E.*, t. VII, p. 604, 1920.

Le courant dans l'impédance est ainsi constitué par les trois composantes suivantes :

- un courant actif $I_1 \cos \varphi_1$,
- un courant réactif $I_1 \sin \varphi_1$,
- un courant de capacité $\omega \frac{C}{2} U_1$.

On détermine la chute de tension dans l'impédance en faisant la somme géométrique des chutes de tension de chacune de ces composantes.

L'équation vectorielle qui représente \mathbf{U} a ainsi pour expression

$$\mathbf{U} = U_1 + \mathbf{Z}_l \left(\mathbf{I}_1 + j \omega \frac{C}{2} U_1 \right) = U_1 \left[1 + j \frac{\mathbf{Z}_l \omega C}{2} \right] + \mathbf{Z}_l \mathbf{I}_1$$

qui n'est autre que l'équation (21), dans laquelle on a négligé $\frac{\mathbf{N}^2}{6}$ devant l'unité, et admis que la conductance g était nulle.

Le courant \mathbf{I} serait égal à la somme des courants de capacité et du courant utile \mathbf{I}_1 . On pourra trouver au chapitre traitant des circuits équivalents les corrections qu'il faudrait apporter aux valeurs de l'impédance \mathbf{Z}_l et des admittances $\omega \frac{C}{2}$ pour rendre cette construction rigoureusement exacte.

3. Construction des épures des tensions et des courants au moyen d'un abaque universel. — En se basant sur les équations (21) et (22), M. Blondel a établi un abaque permettant leur résolution graphique rapide. Divisons tout d'abord ces équations respectivement par U_1 et par \mathbf{I}_1 ;

en posant la simplification d'écriture

$$\mathbf{N}^2 = \mathbf{n}^2 x^2,$$

on a

$$(21 \text{ bis}) \quad \frac{\mathbf{U}}{U_1} = 1 + \frac{\mathbf{N}^2}{2} + \mathbf{Z}_l \frac{\mathbf{I}_1}{U_1} \left(1 + \frac{\mathbf{N}^2}{6} \right),$$

$$(22 \text{ bis}) \quad \frac{\mathbf{I}}{\mathbf{I}_1} = 1 + \frac{\mathbf{N}^2}{2} + \mathbf{W} \frac{U_1}{\mathbf{I}_1} \left(1 + \frac{\mathbf{N}^2}{6} \right).$$

Sous cette nouvelle forme, ces équations peuvent se représenter aisément sur un abaque, qui, pour le cas général est sensiblement

identique à celui de Mershon pour les lignes sans capacité.
Cet abaque est représenté en réduction sur la figure 24.

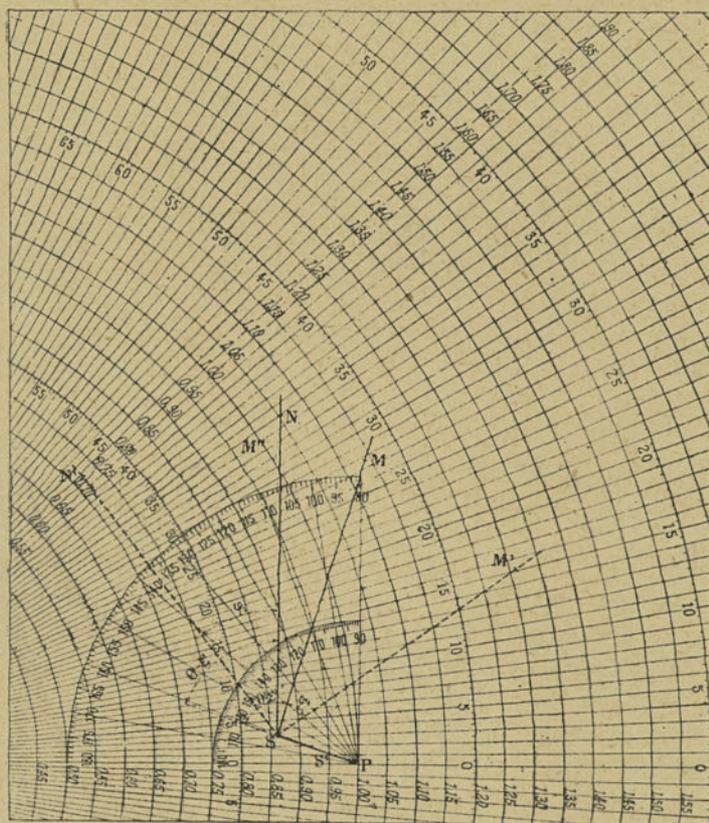


Fig. 24. — Abaque universel de M. Blondel pour le calcul des lignes présentant de la capacité ; on lit en M' les coordonnées polaires de U : U_1 et en N' les coordonnées polaires de I : I_1 .

L'origine O de l'abaque est en dehors des limites de la feuille sur une horizontale menée par le point P et à la distance unité ; on a alors, pour représenter l'équation (21 bis),

$$OP = 1$$

$$PS = \frac{N^2}{2} = \frac{N^2}{2} \underline{|\partial|};$$

$$SM' = Z_1 \frac{I_1}{U_1} = Z_1 \frac{I_1}{U_1} \alpha' \underline{|\theta + \varepsilon' - \varphi_1|};$$

avec

$$\alpha \lfloor \varepsilon' = 1 + \frac{N^2}{6} ;$$

$$\frac{\mathbf{U}}{U_1} = \mathbf{O M}'$$

α' et ε' étant les coordonnées polaire lues sur l'abaque au point S' pris au $1/3$ de PS (1).

De même, on représentera l'équation (22 bis), en partant encore du point S, et en portant (2).

$$\mathbf{S N}' = \mathbf{W} \frac{U_1}{I_1} \left(1 + \frac{N^2}{6} \right) = \mathbf{W} \frac{U_1}{I_1} \alpha' \lfloor \theta' - \varphi_1 + \varepsilon' ;$$

$$\frac{\mathbf{I}}{I_1} = \mathbf{O N}'.$$

On lit ainsi sur l'abaque directement les rapports $\mathbf{U} : U_1$ et $\mathbf{I} : I_1$.

Désignons enfin par Φ l'angle de déphasage de $\mathbf{O M}'$ par rapport à $\mathbf{O P}$ dans le calcul des tensions et par Φ' l'angle de déphasage de $\mathbf{O N}'$ par rapport à $\mathbf{O P}$ dans le calcul des courants ; le déphasage au départ φ entre \mathbf{U} et \mathbf{I} a pour expression,

$$\varphi = \varphi_1 + \Phi - \Phi'.$$

Pour $\varphi_1 = 0$, le point \mathbf{M}' vient en \mathbf{M} et le point \mathbf{N}' en \mathbf{N} .

Cet abaque a l'avantage de rattacher directement le tracé du diagramme des tensions des lignes à haute tension à celui des lignes à tension sans capacité; pour ces dernières, le vecteur PS est négligeable, les points P et S sont confondus, α' est égal à l'unité, et l'angle ε' est égal à zéro.

Le « calculateur » de Miss Clark (3) est basé sur le même prin-

(1) On a, en effet, pour ce point,

$$\mathbf{O S}' = 1 + \frac{1}{3} \frac{N^2}{2} = 1 + \frac{N^2}{6} = \alpha' \lfloor \varepsilon'.$$

(2) Rappelons que l'angle φ est positif quand le courant est déphasé en arrière sur la tension, et *négatif* quand il est déphasé en avance.

(3) MISS CLARK. *A transmission Line Calculator*, General Electric Review, juin 1923, t. XXVI, p. 380.

cipe que l'abaque précédent ; il est en outre pourvu de tableaux auxiliaires, de règles et de cercles gradués qui permettent de reporter immédiatement à partir des constantes de la ligne les divers vecteurs nécessaires à la détermination des rapports des tensions et des courants.

4. Calcul graphique par l'emploi d'abaques des fonctions hyperboliques. — Les méthodes précédentes ont toutes pour but de construire les épures des tensions et des courants en partant des équations générales, et en s'aidant de diagrammes qui facilitent le report des vecteurs, sans emploi de règle ou de rapporteur.

Les méthodes que nous allons résumer partent d'un autre point de vue : elles n'utilisent des graphiques que pour faciliter les calculs des fonctions hyperboliques, mais doivent être complétées par des calculs algébriques.

Elles sont basées sur la forme suivante plus condensée des équations de propagation,

$$(25) \quad \frac{U}{U_1} = \frac{\cosh \varpi}{\cosh \varpi_1},$$

$$(26) \quad \frac{I}{I_1} = \frac{\sinh \varpi}{\sinh \varpi_1},$$

déduites des équations générales (19) et (20), en posant les définitions,

$$(27) \quad \operatorname{tgh} \varpi_1 = m \frac{I_1}{U_1} = \frac{m}{Z_1},$$

$$(28) \quad \operatorname{tgh} \varpi = m \frac{I}{U} = \frac{m}{Z},$$

et

$$(29) \quad \varpi = \varpi_1 + nx.$$

Le problème se ramène à déterminer U , I , φ , connaissant U_1 , I_1 et φ_1 .

Algébriquement, on calculerait successivement, en s'aidant des tables de Kennelly,

$$\varpi_1 = \text{arc tgh } \frac{m}{Z_1},$$

$$\varpi = \varpi_1 + n\lambda,$$

$$\frac{m}{Z} = \text{tgh } \varpi,$$

$$U = U_1 \frac{\cosh \varpi}{\cosh \varpi_1},$$

$$I = \frac{U}{m} \text{tgh } \varpi.$$

Les abaques des tangentes et des cosinus hyperboliques permettent de se passer des tables de Kennelly et rendent ainsi les calculs beaucoup plus rapides.

Abaque des tangentes hyperboliques Blondel-Brown. — Soit, d'une façon générale, $\mathbf{a} = a \underline{\alpha}$ un vecteur dont a est le module et α l'angle; la tangente hyperbolique de ce vecteur est un autre vecteur $\mathbf{b} = b \underline{\beta}$ de module b et d'argument β ; on a ainsi par définition :

$$(30) \quad \text{tgh } \mathbf{a} = \mathbf{b}.$$

Soit Ox et Oy les deux axes de l'abaque (fig. 25). Portons à partir de l'origine O le vecteur OM représentant le vecteur \mathbf{a} et dont les coordonnées sont a' et a'' ($\mathbf{a} = a' + j a''$). L'abaque porte un double réseau de courbes $b = \text{constante}$ et $\beta = \text{constante}$ en fonction de coordonnées a' et a'' . On peut ainsi lire en M sur ce double réseau les valeurs du vecteur $b \underline{\beta}$ correspondant à $a' + ja''$. Le vecteur \mathbf{a} se présentant dans les calculs sous la forme module a et argument α , il est plus simple de déterminer le point M sur l'abaque au moyen de ces deux coordonnées polaires a et α . Dans ce but l'abaque reproduit en réduction sur la figure 26 porte une échelle angulaire sur son pourtour, et une échelle des modules le long du bord inférieur.

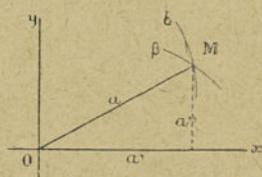


Fig. 25. — Principe de l'abaque des tangentes hyperboliques.

Remarquons que pour $a''=0$, le point M se déplace sur l'axe Ox de la figure 25, qui constitue ainsi une échelle des tangentes hyperboliques réelles.

De même pour $a'=0$, le point M se déplace sur l'axe Oy qui

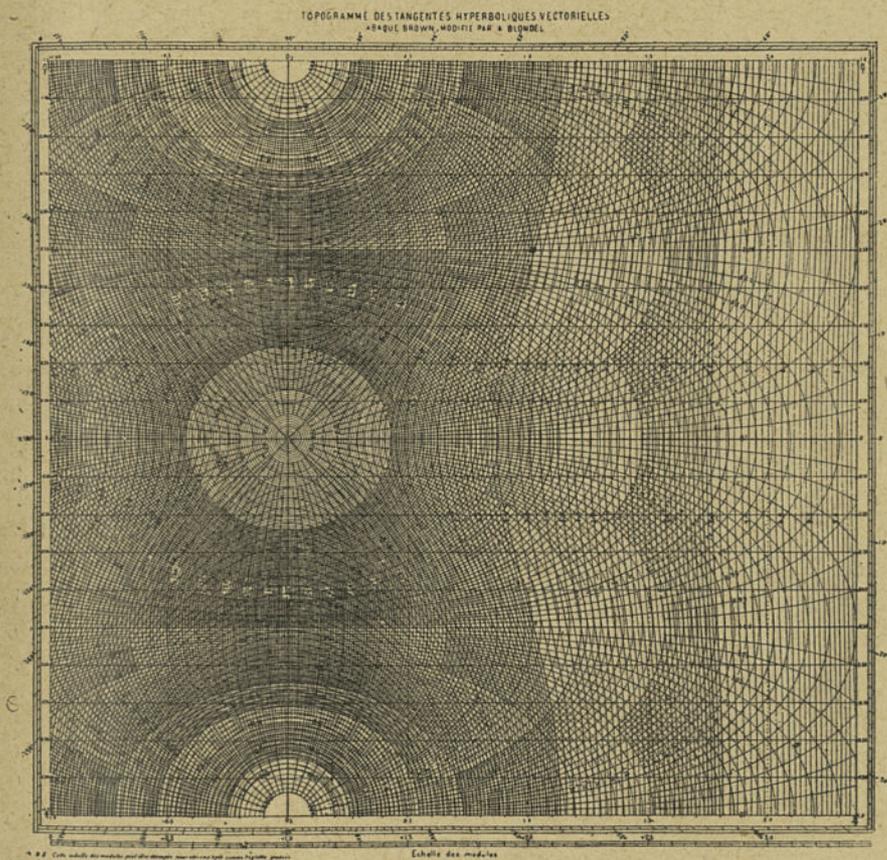


Fig. 26. — Reproduction en réduction de l'abaque des tangentes hyperboliques Blondel-Brown (1).

constitue une échelle des tangentes trigonométriques ordinaires, en vertu de la relation suivante : $\operatorname{tg} h j a'' = j \operatorname{lg} a''$.

D'après cette dernière remarque, on voit que l'abaque se répète

(1) Cet abaque est en vente à la *Revue Générale de l'Électricité*, 12, place Laborde, Paris.

ainsi indéfiniment suivant l'axe Oy , la périodicité étant égale à π .

On peut donc arrêter les courbes dans l'espace $-\frac{\pi}{2}$ à $+\frac{\pi}{2}$;

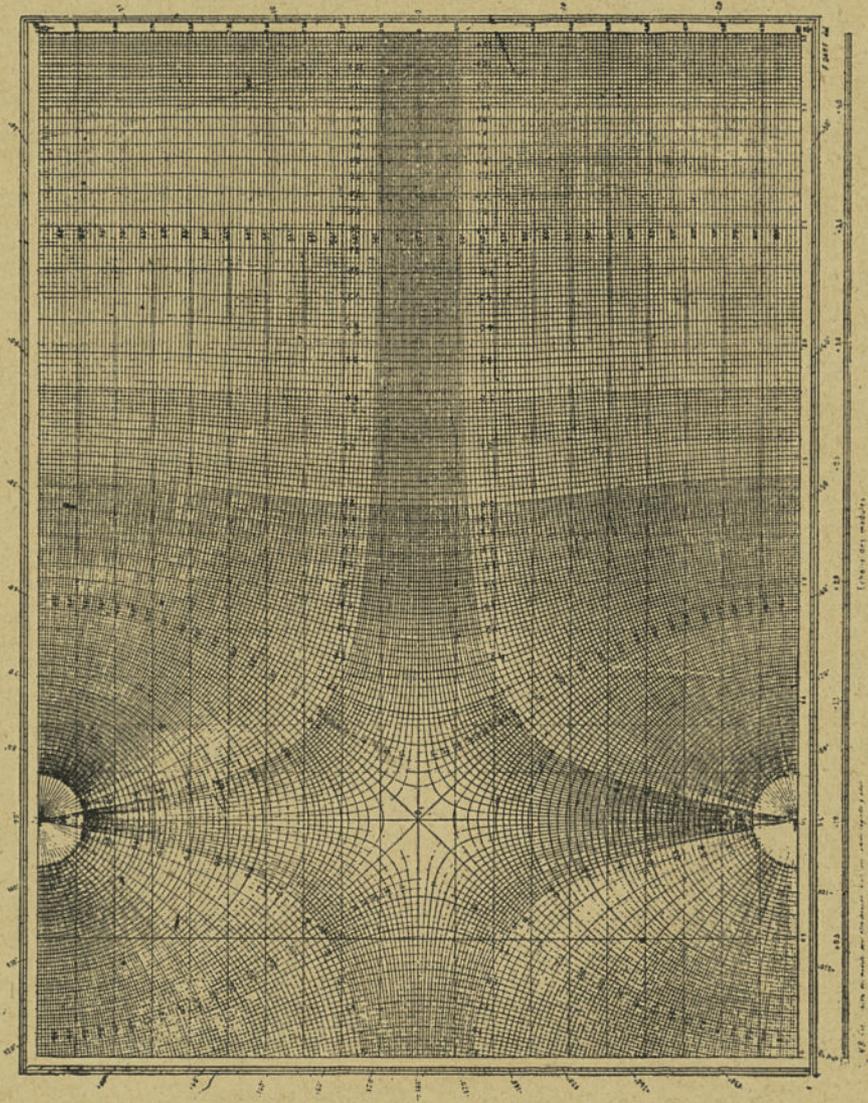


Fig. 27. — Reproduction en réduction de l'abaque des cosinus hyperboliques (Blondel) (1).

(1) Cet abaque est en vente à la *Revue Générale de l'Électricité*, 12, place Laborde, à Paris.

c'est ce qui a été fait sur l'abaque réalisé par M. Blondel.

D'autre part, suivant l'axe Ox l'abaque a été limité à la partie pratiquement utilisée pour les calculs.

Abaque des cosinus hyperboliques Blondel-Brown. — Considérons les mêmes axes de coordonnées Ox et Oy représentant encore les deux projections du vecteur **a**. L'abaque des cosinus hyperboliques porte deux réseaux de courbes du vecteur $\cosh \mathbf{a}$ dont le module sera désigné ici par v et l'argument par ν . Cet abaque est reproduit en réduction sur la figure 27.

En supposant que les deux abaques soient superposés, au point M représentatif du vecteur **a** correspondront quatre coordonnées curvilignes : les deux coordonnées b et β du vecteur $\tanh \mathbf{a}$ et les deux coordonnées v et ν du vecteur $\cosh \mathbf{a}$. Pour éviter la difficulté de lecture, M. Blondel a construit deux abaques distincts : un abaque des tangentes hyperboliques et des modules des cosinus hyperboliques, et un abaque des cosinus hyperboliques. Le premier est suffisant lorsqu'on n'a pas à connaître le déphasage des tensions qui n'est nécessaire que pour l'étude des lignes en parallèle, le second étant indispensable, au contraire, quand on veut déterminer ce déphasage.

Sur le premier abaque, les courbes des modules b et arguments β des tangentes hyperboliques sont tracées en noir, et celles des modules v des cosinus hyperboliques en rouge pour en faciliter la lecture. Sur le second abaque, le double réseau est tracé en noir. L'abaque de M. R.-S. Brown, qui a servi de point de départ à l'établissement de ces nouveaux abaques, était composé des courbes b , β et v , ces dernières se lisant par transparence ; il était limité dans le sens vertical à l'espace $-\frac{\pi}{4}$ à $+\frac{\pi}{4}$, ce qui conduisait à l'application de formules différentes quand, pour étendre l'abaque dans le sens vertical, on plaçait successivement côte à côte plusieurs abaques (les tangentes hyperboliques devenant des cotangentes hyperboliques et les cosinus hyperboliques devenant des sinus hyperboliques). Les nouveaux abaques permettent l'emploi des mêmes formules pour tous les calculs.

L'emploi de ces abaques se fait de la façon suivante :

On calculera tout d'abord l'expression (27).

$$\operatorname{tgh} \varpi_1 = \frac{mI_1}{U_1} = m \frac{I_1}{U_1} | \underline{\gamma - \varphi_1}$$

qui déterminera sur l'abaque de la figure 26 le point M_1 à l'intersection des coordonnées curvilignes $\frac{mI_1}{U_1}$ et $\gamma - \varphi_1$. On ajoutera à partir de M_1 le vecteur \mathbf{nx} qui déterminera ainsi le point M dont les coordonnées curvilignes définissant la tangente hyperbolique de l'angle ϖ seront respectivement $\frac{mI}{U}$ et $\gamma - \varphi$. D'autre part, on lira en M_1 et en M les coordonnées curvilignes v_1 et v des courbes rouges des modules de $\cosh \varpi_1$ et de $\cosh \varpi$. On aura ainsi en M_1 et en M les trois coordonnées suivantes :

$$\text{en } M_1 : \quad \frac{mI_1}{U_1}, \gamma - \varphi_1, \text{ et } v_1$$

$$\text{en } M : \quad \frac{mI}{U}, \gamma - \varphi, \text{ et } v.$$

Ces coordonnées permettront de calculer le rapport des tensions $U : U_1$ qui d'après (25) est simplement égal à $\frac{v}{v_1}$ d'où U .

Les deux autres coordonnées de M donneront rapidement I et φ_1 par de simples multiplications de grandeurs ou additions d'angles.

Pour connaître le déphasage de U par rapport à U_1 , il suffira de reporter les points M et M_1 sur l'abaque des cosinus hyperboliques de la figure 27 ; on lira en ces points les angles v et v_1 sur le réseau curviligne des arguments de $\cosh \varpi$ et de $\cosh \varpi_1$, le déphasage cherché sera simplement égal à $v - v_1$.

Une augmentation de longueur de la ligne se traduit tout simplement par une augmentation proportionnelle du vecteur \mathbf{nx} . On peut donc très facilement déterminer les régimes pour divers points de la ligne, et en particulier connaître la modification du rapport

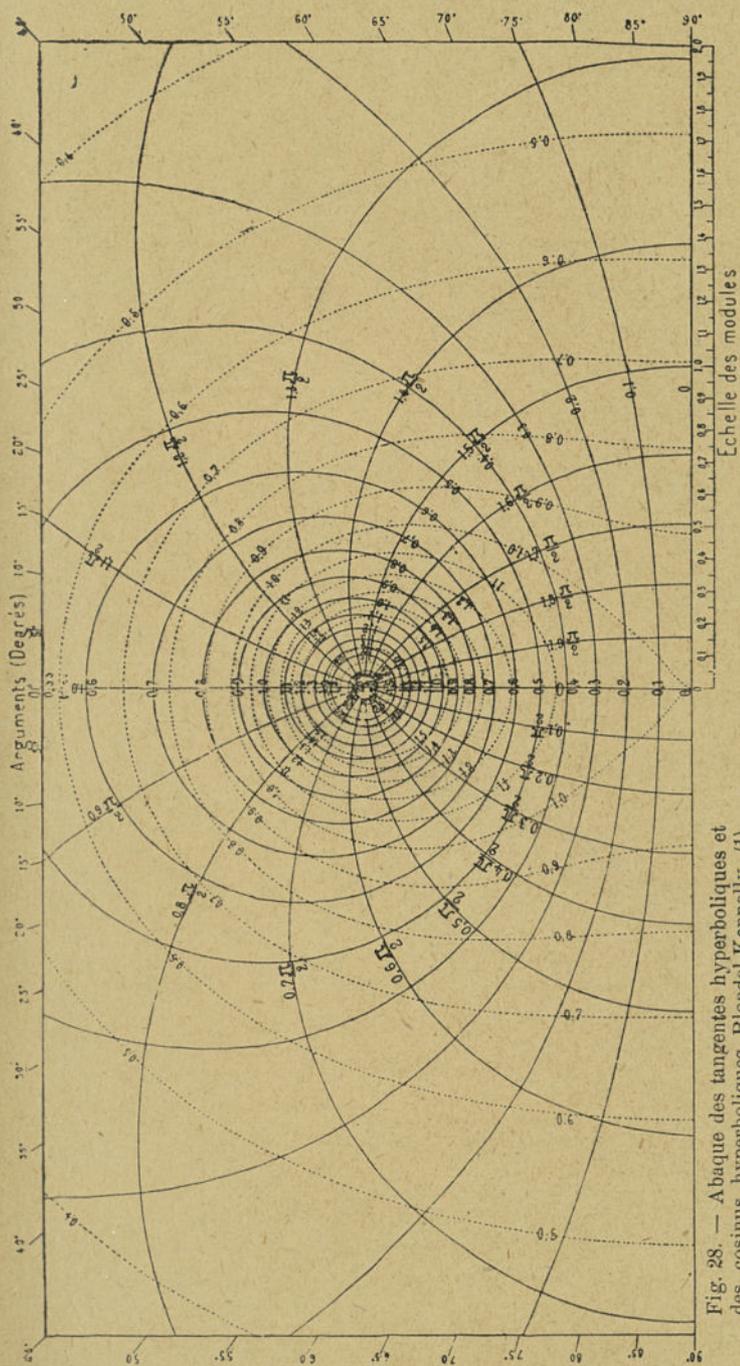


Fig. 28. — Abaque des tangentes hyperboliques et des cosinus hyperboliques Blondel-Kennelly (1).

(1) Cet abaque est en vente à la Revue Générale de l'Electricité, 12, place Laborde, à Paris.

des tensions tout le long de celle-ci. Par exemple, en fractionnant le vecteur $\mathbf{n}x$ en plusieurs parties égales, on peut suivre par la variation des modules v la variation correspondante des tensions le long d'une ligne.

Pour le régime de la ligne à vide, on a $I_1 = 0$, d'où,

$$\operatorname{tgh} \varpi_1 = 0.$$

Le point M_1 se trouve alors à l'origine des abaques des figures 26 et 27.

Pour le régime de la ligne en court-circuit, on a $U_1 = 0$, d'où,

$$\operatorname{tgh} \varpi_1 = \infty.$$

Le point M_1 correspondant se trouve sur le bord inférieur des abaques 26 et 27.

Remarquons, enfin, que ces abaques permettent de déterminer le régime à l'arrivée correspondant à un régime donné au départ. Le régime connu au départ fixerait le point M , et le vecteur MM_1 donnerait au moyen de ses coordonnées curvilignes au point M_1 les valeurs permettant de calculer U_1 , I_1 et φ_1 .

Abaque des tangentes hyperboliques et des cosinus hyperboliques Blondel-Kennelly. — Invertissons les coordonnées rectilignes et curvilignes de l'abaque précédent des tangentes hyperboliques, en portant suivant l'axe Ox de la figure 25 la composante réelle b' du vecteur \mathbf{v} et suivant l'axe Oy , la composante imaginaire b'' du même vecteur, et construisons les courbes d'égale valeur des composantes de l'arc \mathbf{a} , c'est-à-dire les courbes $a' = \text{Cte}$ et $a'' = \text{Cte}$. Portons, en outre, un troisième réseau, celui des modules des cosinus hyperboliques des arcs \mathbf{a} . On réalise ainsi l'abaque représenté en réduction, et par quelques-unes de ses courbes sur la figure 28.

L'application de cet abaque se fait de la façon suivante (voir figure 29). On reportera le vecteur OM_1 de coordonnées $\frac{mI_1}{U_1}$ et $-\varphi_1$, en utilisant l'échelle des modules placée le long du bord de l'abaque, et l'échelle des arguments portée sur son pourtour. On lira en ce point les coordonnées ϖ_1 et ϖ'_1 représentant les projections du vecteur ϖ_1 et la coordonnée v_1 représentant le module de

cosh ϖ_1 . En ajoutant les composantes de $\mathbf{n}x = nx \left(\cos \frac{\delta}{2} + j \sin \frac{\delta}{2} \right)$ à celles de ϖ_1 , on déterminera les composantes ϖ' et ϖ'' du vecteur ϖ :

$$\varpi' = \varpi_1' + nx \cos \frac{\delta}{2}$$

$$\varpi'' = \varpi_1'' + nx \sin \frac{\delta}{2}.$$

Ce vecteur ϖ déterminera sur le double réseau curviligne des tangentes hyperboliques le point M figuratif du régime au départ. Le vecteur **OM** ainsi obtenu correspondra à l'expression $\frac{mI}{U} |\gamma - \varphi$. En outre, on relèvera la coordonnée v du module de cosh ϖ en ce point. Le calcul de U , I et φ se déterminera ensuite comme dans le cas de la méthode précédente.

On voit sur l'abaque représenté par la figure 29 que, par cons-

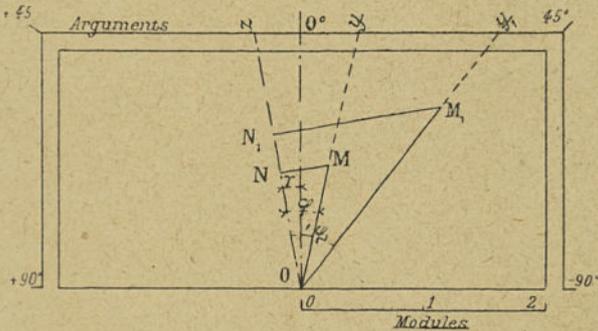


Fig. 29. — Principe d'application de l'abaque de la figure 28.

truction, si l'on trace un axe z faisant avec Ox l'angle γ , on a en M_1Oz l'angle ϖ_1 , et en MOz l'angle φ .

Remarque. — On démontrerait aisément, en se basant soit sur les diagrammes du paragraphe 2, soit sur les formules générales, que la puissance que peut transmettre une ligne dans les mêmes conditions de régulation et de chute de tension, est proportionnelle au carré de la tension.

Cette propriété valable pour les lignes avec ou sans capacité est d'une grande utilité pratique, pour effectuer des comparaisons rapides. Par exemple, il suffit d'élever la tension d'une ligne de 50.000 à 70.000 volts pour doubler sa capacité de transport ; on double de même la capacité d'une ligne à 150.000 volts, en portant sa tension à 220.000 volts. C'est cette propriété qui justifie la tendance moderne à élever de plus en plus la tension des lignes de forte capacité ; déjà certaines lignes sont prévues pour pouvoir être alimentées à des tensions de l'ordre de 300.000 et même 400.000 volts.

5. Formules générales pour l'étude des lignes fonctionnant en parallèle. — Dans tout ce qui précède, nous avons considéré uniquement un tronçon de ligne, ce qui est suffisant pour la pratique courante. D'ailleurs, la représentation cartésienne des résultats permet toujours de déterminer facilement par quelques tâtonnements les régimes de fonctionnement de deux ou même de plusieurs lignes en parallèle. Le problème de la détermination directe des lignes en parallèle a été étudié par M. T. R. Rosebrugh (1), qui a donné les formules générales pour le calcul des groupes de lignes en série, en séries parallèles, ainsi que des réseaux plus complexes.

Dans le cas de plusieurs lignes en parallèle, les équations des divers tronçons ont la forme :

tronçon T_1

$$(1) \quad U = A_1 U_1 + B_1 I_1,$$

$$(2) \quad I = C_1 I_1 + D_1 U_1,$$

avec

$$A_1 C_1 - B_1 D_1 = 1 ;$$

tronçon T_2

$$(3) \quad U = A_2 U_2 + B_2 I_2,$$

$$(4) \quad I = C_2 I_2 + D_2 U_2,$$

avec

$$A_2 C_2 - B_2 D_2 = 1 ;$$

et ainsi de suite.

On démontre que les courants totaux à l'arrivée J_1 et au départ J sont donnés par des relations de la même forme, c'est-à-dire que l'on a

$$(5) \quad U = A U_1 + B J_1,$$

$$(6) \quad J = C J_1 + D U_1,$$

avec

$$(7) \quad AC - BD = 1.$$

(1) T. R. ROSEBRUGH. The Calculation of Transmission Line Networks. Bulletin n° 1, 1919, of the School of Engineering Research, Université de Toronto.

Les coefficients **A, B, C, D** se déduisent des coefficients

$$\mathbf{A}_1, \mathbf{B}_1, \mathbf{C}_1, \mathbf{D}_1$$

$$\mathbf{A}_2, \mathbf{B}_2, \mathbf{C}_2, \mathbf{D}_2$$

$$\mathbf{A}_3, \mathbf{B}_3, \mathbf{C}_3, \mathbf{D}_3$$

.....

par les formules suivantes :

$$(8) \quad \mathbf{A} = \left(\frac{\mathbf{A}_1}{\mathbf{B}_1} + \frac{\mathbf{A}_2}{\mathbf{B}_2} + \frac{\mathbf{A}_3}{\mathbf{B}_3} + \dots \right) \mathbf{B}$$

$$(9) \quad \mathbf{B} = \frac{1}{\frac{1}{\mathbf{B}_1} + \frac{1}{\mathbf{B}_2} + \frac{1}{\mathbf{B}_3} + \dots}$$

$$(10) \quad \mathbf{C} = \left(\frac{\mathbf{C}_1}{\mathbf{B}_1} + \frac{\mathbf{C}_2}{\mathbf{B}_2} + \frac{\mathbf{C}_3}{\mathbf{B}_3} + \dots \right) \mathbf{B}$$

$$(11) \quad \mathbf{D} = (\mathbf{D}_1 + \mathbf{D}_2 + \mathbf{D}_3 + \dots) - \left(\frac{\mathbf{A}_1 \mathbf{C}_1}{\mathbf{B}_1} + \frac{\mathbf{A}_2 \mathbf{C}_2}{\mathbf{B}_2} + \frac{\mathbf{A}_3 \mathbf{C}_3}{\mathbf{B}_3} + \dots \right) \\ + \left(\frac{\mathbf{C}_1}{\mathbf{B}_1} + \frac{\mathbf{C}_2}{\mathbf{B}_2} + \frac{\mathbf{C}_3}{\mathbf{B}_3} + \dots \right) \mathbf{A}$$

Pour faciliter les calculs, on peut utiliser la relation auxiliaire (7), par exemple pour se dispenser du calcul de **D** par la formule (11) qui devient compliquée.

Considérons le cas des lignes ordinaires, dans lesquelles on a $\mathbf{A}_1 = \mathbf{C}_1$; $\mathbf{A}_2 = \mathbf{C}_2$; etc., et posons par similitude avec le cas d'une ligne unique,

$$(12) \quad \mathbf{A} = \mathbf{C} = \text{coh } \mathbf{N},$$

$$(13) \quad \mathbf{B} = \mathbf{m} \text{ sih } \mathbf{N},$$

$$(14) \quad \mathbf{D} = \frac{\text{sih } \mathbf{N}}{\mathbf{m}}.$$

On peut déterminer ainsi les grandeurs caractéristiques de la ligne fictive équivalente aux lignes en parallèle, par les relations suivantes déduites directement des précédentes,

$$(15) \quad \mathbf{m} = \sqrt{\frac{\mathbf{B}}{\mathbf{D}}}$$

$$(16) \quad \text{coh } \mathbf{N} = \mathbf{A}.$$

Nous n'appliquerons pas ces formules, qui conduiraient à des calculs assez laborieux; il était toutefois nécessaire de montrer comment on peut déterminer les constantes caractéristiques fictives **m** et **N** de plusieurs

lignes en parallèle. Ces constantes connues, le calcul se poursuit exactement comme pour une ligne simple.

Dans le cas de deux tronçons T_1 et T_2 en série, on trouve que l'équation générale devient, pour l'ensemble,

$$(17) \quad \mathbf{U} = \mathbf{A}\mathbf{U}_1 + \mathbf{B}\mathbf{I}_1$$

$$(18) \quad \mathbf{I} = \mathbf{C}\mathbf{I}_1 + \mathbf{D}\mathbf{U}_1$$

en posant

$$(19) \quad \mathbf{A} = \mathbf{A}_1\mathbf{A}_2 + \mathbf{D}_1\mathbf{B}_2$$

$$\mathbf{B} = \mathbf{B}_1\mathbf{A}_2 + \mathbf{C}_1\mathbf{B}_2$$

$$\mathbf{C} = \mathbf{C}_1\mathbf{C}_2 + \mathbf{B}_1\mathbf{D}_2$$

$$\mathbf{D} = \mathbf{D}_1\mathbf{C}_2 + \mathbf{A}_1\mathbf{D}_2$$

avec encore

$$(20) \quad \mathbf{AC} - \mathbf{BD} = 1.$$

La résolution de ces équations peut encore se faire aisément par des diagrammes; mais il est impossible d'introduire des fonctions hyperboliques fictives comme pour le cas des lignes en parallèle. On a alors deux moyens: construction de diagrammes généraux ou calcul algébrique analogue à celui que nous donnons plus loin pour le cas simple d'une ligne unique.

Il est souvent plus simple de tracer les caractéristiques générales en coordonnées cartésiennes des deux tronçons séparément, puis de déterminer à partir de ces courbes le régime composé et résultant de la juxtaposition de lignes soit en parallèle, soit en série.

6. Application des méthodes précédentes à un exemple particulier.

— Nous appliquerons les méthodes précédentes à un exemple particulier pour faire apparaître au lecteur le mécanisme du calcul de chaque méthode et pour lui permettre de choisir le procédé le mieux adapté à ses préférences et à ses aptitudes.

Notre préférence personnelle va aux procédés permettant le calcul rapide de quelques régimes particuliers par l'emploi d'abaques (Blondel-Brown) ou du « calculateur » de Miss Clark, plutôt qu'aux procédés nécessitant la construction complète d'épures ou de topogrammes qui exigent que le calculateur soit en même temps un électricien entraîné.

L'expérience prouve, par contre, que les abaques Blondel-Brown peuvent être utilisés habilement par des agents n'ayant pas de connaissances spéciales et ignorant totalement tout des fonctions hyperboliques et même de la théorie des vecteurs, après une mise au courant rapide.

Avertissons enfin le lecteur qu'il ne faut pas chercher dans ces calculs une comparaison de la précision des diverses méthodes utilisées, car ils ont été effectués en grande partie à la règle ou sur des épures à petite échelle; leur précision n'est donc pas parfaite.

a) *Dispositions générales de la transmission.* — Nous supposons qu'il s'agit de transmettre à la distance de 200 km. une puissance de l'ordre de 20.000 kw. par une ligne triphasée à trois conducteurs à la tension de 120.000 volts, la fréquence étant de 50 p : s.

Une comparaison préliminaire avec des transmissions analogues nous a conduit à adopter des conducteurs en aluminium-acier de 238 mm² constitués par 37 brins de 2,86 mm. de diamètre, dont 30 d'aluminium et 7 d'acier.

Ce câble présente les caractéristiques suivantes :

- Section, 238 mm²;
- Diamètre, 20,1 mm.;
- Résistance linéique à 25° C, $r=0,163$ ohm : km.;
- Poids au kilomètre, 916 kg.;
- Charge de rupture, 6.850 kg.;
- Charge limite d'élasticité, 3.750 kg.

Les trois câbles sont supposés disposés aux sommets d'un triangle équilatéral ayant 5 mètres de côté.

b) *Construction directe des deux épures rigoureuses des courants et des tensions.* — On effectuera tout d'abord les calculs préliminaires suivants (1) :

- Réactance linéique, $\omega l=0,41$ ohm : km.
- Susceptance linéique, $\omega c=2,80 \times 10^{-6}$ mho : km.
- Perdittance linéique, $g=5 \times 10^{-8}$ mho : km.

A 120.000 v., cette perdittance correspond à une puissance perdue pour les trois phases de 720 watts par kilomètre.

Constante linéique de propagation, $n=1,112 \times 10^{-3}$

Angle $\frac{\delta}{2}$, $\frac{\delta}{2}=78^{\circ}10'$

Impédance caractéristique, $m=396$ ohms

Angle γ , $\gamma=-9^{\circ}52'$

Constante auxiliaire a , $a=0,000228$

Constante auxiliaire b , $b=0,002205$

Constante auxiliaire α , $\alpha=0,976$

Angle auxiliaire ϵ , $\epsilon=0^{\circ}35'$

Constante auxiliaire β , $\beta=0,223$

Angle auxiliaire η , $\eta=78^{\circ}30'$

On construira ensuite les divers vecteurs des figures 20 et 21. Par

(1) On trouvera résumées à la fin du chapitre VI les formules qui doivent être appliquées pour ces calculs.

exemple. pour la puissance de 20.000 kw. à l'arrivée débitée sous le facteur de puissance 0,9, on a successivement :

$$\cos \varphi_1 = 0,9$$

$$\varphi_1 = 25^{\circ}50'$$

$$I_1 = \frac{20.000}{120\sqrt{3} \times 0,9} = 106,9 \text{ A}$$

$$U_1 = \frac{120.000}{\sqrt{3}} \text{ v}$$

$$\text{OP} = 9.439 \left| 42^{\circ}48' \text{ v} \right.$$

$$\text{MO} = 67.621 \left| 0^{\circ}35' \text{ v} \right.$$

$$\text{OQ} = 3.896 \left| 88^{\circ}22' \text{ A} \right.$$

$$\text{NO} = 104,3 \left| 0^{\circ}35' \text{ A} \right.$$

On obtient après construction

$$U = \text{MP} = 74.900 \text{ v}$$

$$I = \text{NQ} = 95,6 \text{ A}$$

$$\varphi = \text{angle } (U, I) = 9^{\circ} 20'.$$

c) *Construction directe des deux épures approchées des tensions et des courants.* — En utilisant les calculs effectués plus haut, on a pour construire les éléments des figures 22 et 23 :

$$\text{MM}_1 = 1.706 \text{ v}$$

$$\delta = 156^{\circ} 20'$$

$$\text{OH} = 3.484 \text{ v}$$

$$\text{HP}_1 = 8.766 \text{ v}$$

$$\text{OP}_1 = 9.429 \text{ v}$$

$$\text{PP}_1 = 78,4 \text{ v}$$

$$\text{NN}_1 = 2,64 \text{ A}$$

$$\text{OF} = 0,693 \text{ A}$$

$$\text{FQ}_1 = 38,7 \text{ A}$$

$$\text{OQ}_1 = 38,8 \text{ A}$$

$$\text{QQ}_1 = 0,322 \text{ A}$$

d'où l'on déduit après construction

$$U = \text{MP} = 74.500 \text{ v}$$

$$I = \text{NQ} = 95,35 \text{ A}$$

$$\varphi = 9^{\circ} 10'.$$

d) *Construction des deux épures approchées des tensions et des courants au moyen de l'abaque universel de M. Blondel.* — En utilisant l'abaque de la figure 24 on a :

1° Pour le calcul de la tension U ,

$$PS = 0,0247$$

$$\delta = 156^{\circ} 20'$$

on lit en S' situé au $1/3$ de PS

$$\alpha' = 0,99; \quad \varepsilon' = 12'$$

Le secteur SM' a pour longueur,

$$SM' = \frac{2.429}{69.284} \times 0,99 = 0,1345$$

et pour angle par rapport à l'origine de l'abaque,

$$\theta + \varepsilon' - \varphi_1 = 42^{\circ} 42'$$

On lit en M' sur l'abaque

$$\frac{U}{U_1} = 1,065; \quad \text{d'où } U = 73.600 \text{ v}$$

et

$$\Phi = 4^{\circ} 50'$$

2° Pour le calcul du courant I ,

Le vecteur SN' a pour longueur

$$SN' = \frac{69.280 \times 5,6 \times 10^{-6}}{106,9} \times 0,99 = 0,359,$$

et pour angle par rapport à l'origine de l'abaque,

$$\theta' + \varepsilon' + \varphi_1 = 114^{\circ} 5'$$

On lit en N' sur l'abaque

$$\frac{I}{I_1} = 0,896; \quad \text{d'où } I = 95,6 \text{ A}$$

et

$$\Phi' = 21^{\circ} 30';$$

d'où enfin

$$\varphi = \Phi - \Phi' + \varphi_1 = 9^{\circ} 10'.$$

e) *Calcul au moyen de l'abaque des fonctions hyperboliques Blondel-Brown.* — Données :

$$m = 396 \text{ ohms}$$

$$\gamma = -9^{\circ} 52'$$

$$I_1 = 106,9 \text{ A},$$

$$U_1 = 69.284 \text{ v};$$

d'où les coordonnées curvilignes de M_1 sur la fig. 26,

$$m \frac{I_1}{U_1} |\gamma - \varphi_1| = 0,60 | -35^{\circ} 42' |.$$

On reporte à partir de M_1 , le vecteur

$$nx = 0,2224 | 78^{\circ} 10' |.$$

Son extrémité détermine le point M .

On lit en M_1 sur les courbes rouges $v_1=1,03$ et en M :

$$\left. \begin{array}{l} \text{sur les courbes noires} \\ \text{sur les courbes rouges, } v=1,10. \end{array} \right\} \begin{array}{l} m \frac{I}{U} = 0,512, \\ \gamma - \varphi = -19^\circ \end{array}$$

D'où

$$U = U_1 \frac{v}{v_1} = 69.284 \frac{1,10}{1,03} = 74.000 v,$$

$$U\sqrt{3} = 128.000 v,$$

$$I = 0,512 \frac{U}{m} = 96 \text{ A},$$

$$\varphi = 19^\circ + \gamma = 9^\circ 8'.$$

Si l'on veut connaître le déphasage Φ de U par rapport à U_1 , il suffit de reporter M_1 et M sur l'abaque des cosinus hyperboliques (fig. 27) et de lire en ces points

$$v_1 = -10^\circ 10', \quad v = -5^\circ 15';$$

d'où

$$\Phi = v - v_1 = 4^\circ 55'.$$

f) *Calcul au moyen de l'abaque des fonctions hyperboliques Blondel-Kennelly.* — On reporte sur l'abaque de la fig. 28 le vecteur

$$OM_1 = \frac{mI_1}{U_1} \left| \gamma - \varphi_1 = 0,60 \right| - 35^\circ 42'.$$

On lit en ce point sur le réseau en traits pleins

$$\omega_1 = 0,445 + j 1,74 \frac{\pi}{2},$$

Le vecteur nx ayant pour composantes

$$nx \cos \frac{\delta}{2} = 0,043, \quad nx \sin \frac{\delta}{2} = 0,22 = 0,14 \frac{\pi}{2},$$

on en déduit

$$\omega = 0,488 + j 1,88 \frac{\pi}{2},$$

dont les deux composantes permettent de déterminer la position du point M .

Le vecteur OM représente l'expression

$$\frac{mI}{U} \left| \gamma - \varphi = 0,512 \right| - 19^\circ.$$

Enfin, en relevant sur les courbes rouges v_1 en M_1 et v en M , on calcule comme plus haut

$$U = U_1 \frac{v}{v_1} = 69.284 \frac{1,10}{1,03} = 74.000 \text{ v,}$$

$$U\sqrt{3} = 128.000 \text{ v,}$$

$$I = 0,512 \frac{U}{m} = 96 \text{ A,}$$

$$\varphi = 19^\circ + \gamma = 90^\circ 8'$$

Les calculs peuvent se faire en série, pour une succession de valeurs particulières des puissances et des déphasages, en établissant des tableaux analogues à ceux que nous avons donnés au chapitre II. On construit ensuite les courbes caractéristiques de la transmission, qui permettent d'effectuer une discussion complète de son fonctionnement, soit au point de vue de la régulation, soit au point de vue des pertes. Ces courbes en coordonnées cartésiennes présentent l'avantage d'être interprétées par chacun plus aisément que les courbes topographiques tracées directement sur les diagrammes (1).

(1) On trouvera de nombreux exemples de calcul traités par ces méthodes dans l'article suivant: A. BLONDEL ET CH. LAVANCHY. Exemples de calcul et de discussion des lignes de transport d'énergie à grande distance. Application des abaques hyperboliques universels. R. G. E. du 13 novembre 1920, t. VIII, p. 667.

CHAPITRE V

MÉTHODES ALGÈBRIQUES DE CALCUL ÉLECTRIQUE DES LIGNES A HAUTE TENSION

Les représentations graphiques des fonctions complexes très élégantes peuvent cependant prêter à des erreurs ou à des difficultés pour les ingénieurs peu familiarisés avec ces méthodes. Nous résumerons donc dans ce chapitre l'étude du même problème traité complètement par le calcul soit de quantités complexes, soit de quantités réelles, en partant des équations générales (19) et (20) du chapitre précédent.

1. Méthode de calcul par les imaginaires, en partant des formules générales. — Nous écrirons ces expressions générales (19) et (20) sous la forme suivante en se reportant aux diverses définitions des coefficients utilisés qui sont résumés à la fin du chapitre VI.

(1)

$$U + jU'' = \alpha U_1 [\cos \varepsilon + j \sin \varepsilon] + m \beta I_1 [\cos (\gamma_1 + \gamma - \varphi_1) + j \sin (\gamma_1 + \gamma - \varphi_1)]$$

(2)

$$I + jI'' = \alpha I_1 [\cos (\varepsilon - \varphi_1) + j \sin (\varepsilon - \varphi_1)] + \frac{\beta}{m} U_1 [\cos (\gamma_1 - \gamma) + j \sin (\gamma_1 - \gamma)].$$

Dans ces formules la tension \mathbf{U} a été décomposée en ses deux composantes U' en phase avec U_1 et U'' en quadrature avec U_1 ; de même, le courant \mathbf{I} a été décomposé en ses deux composantes I' en phase avec U_1 et I'' en quadrature avec U_1 .

On en tire immédiatement

$$(3) \quad U' = \alpha U_1 \cos \varepsilon + m \beta I_1 \cos (\gamma_1 + \gamma - \varphi_1)$$

$$(4) \quad U'' = \alpha U_1 \sin \varepsilon + m \beta I_1 \sin (\gamma_1 + \gamma - \varphi_1)$$

$$(5) \quad I = \alpha I_1 \cos (\varepsilon - \varphi_1) + \frac{\beta}{m} U_1 \cos (\gamma_1 - \gamma)$$

$$(6) \quad I' = \alpha I_1 \sin (\varepsilon - \varphi_1) + \frac{\beta}{m} U_1 \sin (\gamma_1 - \gamma)$$

puis

$$(7) \quad U = \sqrt{U'^2 + U''^2}$$

$$(8) \quad I = \sqrt{I'^2 + I''^2}$$

$$(9) \quad \text{tang } \Psi = \frac{U''}{U'}$$

$$(10) \quad \text{tang } \Psi' = \frac{I''}{I'}$$

$$(11) \quad \varphi = \Psi - \Psi'$$

Les formules (3) à (11) permettent de résoudre entièrement le problème. On peut encore, si on le désire, exprimer les puissances active et réactive en fonction de U , U'' , I et I'' , on a ainsi :

puissance active P par phase,

$$(12) \quad P = UI' + U''I'',$$

et puissance réactive Π par phase,

$$(13) \quad \Pi = U''I' - UI'';$$

d'où aussi

$$(14) \quad \text{tang } \varphi = \frac{\Pi}{P}.$$

2. Méthode de calcul par les imaginaires en partant des développements en série des fonctions hyperboliques vectorielles. — Les formules précédentes nécessitent l'usage de tables des fonctions hyperboliques vectorielles pour le calcul de α et de β , de ε et de γ . On peut s'en dispenser en remplaçant les fonctions par leurs développements en séries.

Partons donc des formules connues

$$(1) \quad U + jU'' = U_1 \left[1 + \frac{N^2}{2!} + \frac{N^4}{4!} + \frac{N^6}{6!} + \dots \right] \\ + mI_1 \left[N + \frac{N^3}{3!} + \frac{N^5}{5!} + \dots \right],$$

$$(2) \quad I + jI'' = I_1 \left[1 + \frac{N^2}{2!} + \frac{N^4}{4!} + \frac{N^6}{6!} + \dots \right] \\ + \frac{U_1}{m} \left[N + \frac{N^3}{3!} + \frac{N^5}{5!} + \dots \right]$$

qui s'écrivent aussi, en remarquant que

$$mN = Z_1$$

et que

$$\frac{N}{m} = W,$$

et en explicitant les angles φ_1 , δ , θ et θ' ,

$$(3) \quad U + jU'' = U_1 \left[1 + \frac{N^2}{2} (\cos \delta + j \sin \delta) + \frac{N^4}{24} (\cos 2\delta + j \sin 2\delta + \dots) \right] \\ + Z_1 I_1 [\cos(\theta - \varphi_1) + j \sin(\theta - \varphi_1)] \\ \left[1 + \frac{N^2}{6} (\cos \delta + j \sin \delta) + \frac{N^4}{120} (\cos 2\delta + j \sin 2\delta) + \dots \right]$$

$$(4) \quad I + jI'' = I_1 [\cos \varphi_1 - j \sin \varphi_1] \\ \left[1 + \frac{N^2}{2} (\cos \delta + j \sin \delta) + \frac{N^4}{24} (\cos 2\delta + j \sin 2\delta) + \dots \right] \\ + W U_1 [\cos \theta' + j \sin \theta'] \\ \left[1 + \frac{N^2}{6} (\cos \delta + j \sin \delta) + \frac{N^4}{120} (\cos 2\delta + j \sin 2\delta) + \dots \right].$$

On en déduit U' , U'' , I' , I'' et le calcul s'achève en utilisant les formules (7) à (11) du paragraphe précédent.

3. Méthode de calcul par le développement en séries des fonctions hyperboliques réelles. — MM. Blondel et Leroy (1) ont

(1) *Loc. cit.*

effectué les développements complets des formules ci-dessus, pour en faciliter les applications. On obtient ainsi directement les valeurs suivantes de U , U' , I , I' qui se calculent sans faire intervenir les imaginaires et sans l'usage de tables des fonctions hyperboliques,

$$(1) \quad U = U_1 \left[1 + \frac{N^2}{2} \cos \delta + \frac{N^4}{24} \cos 2\delta + \frac{N^6}{720} \cos 3\delta + \dots \right] \\ + Z_1 I_1 \left[\cos (\theta - \varphi_1) + \frac{N^2}{6} \cos (\theta - \varphi_1 + \delta) + \frac{N^4}{120} \cos (\theta - \varphi_1 + 2\delta) + \dots \right].$$

$$(2) \quad U' = U_1 \left[\frac{N^2}{2} \sin \delta + \frac{N^4}{24} \sin 2\delta + \frac{N^6}{720} \sin 3\delta + \dots \right] \\ + Z_1 I_1 \left[\sin (\theta - \varphi_1) + \frac{N^2}{6} \sin (\theta - \varphi_1 + \delta) + \frac{N^4}{120} \sin (\theta - \varphi_1 + 2\delta) + \dots \right].$$

$$(3) I = I_1 \left[\cos \varphi_1 + \frac{N^2}{2} \cos (\delta - \varphi_1) + \frac{N^4}{24} \cos (2\delta - \varphi_1) + \frac{N^6}{720} \cos (3\delta - \varphi_1) \right] \\ + W U_1 \left[\cos \theta' + \frac{N^2}{6} \cos (\theta' + \delta) + \frac{N^4}{120} \cos (\theta' + 2\delta) + \dots \right].$$

$$(4) I' = I_1 \left[-\sin \varphi_1 + \frac{N^2}{2} \sin (\delta - \varphi_1) + \frac{N^4}{24} \sin (2\delta - \varphi_1) + \frac{N^6}{720} \sin (3\delta - \varphi_1) \right] \\ + W U_1 \left[\sin \theta' + \frac{N^2}{6} \sin (\theta' + \delta) + \frac{N^4}{120} \sin (\theta' + 2\delta) + \dots \right].$$

Nous rappellerons les formules de définition suivantes, qui suffisent au calcul par cette méthode :

$$Z_1 = \sqrt{R^2 + \omega^2 L^2}; \quad W = \sqrt{G^2 + \omega^2 C^2};$$

$$\text{tang } \theta = \frac{\omega L}{R}; \quad \text{tang } \theta' = \frac{\omega C}{G};$$

$$N^2 = Z_1 W; \quad \delta = \theta + \theta'.$$

Le calcul s'achève encore en utilisant les formules (7) à (11) du paragraphe 1.

D'autres formules plus ou moins complexes ont été données par divers auteurs, soit pour le cas général, soit pour celui où l'on est en droit d'utiliser les développements en série.

Nous citerons, en particulier, les formules de MM. A. Blondel (1), P. Janet (2), P. Boucherot (3), Thomas et Pender (4), qui ne paraissent pas présenter, *au point de vue de la rapidité du calcul*, d'avantages particuliers sur celles que nous avons rappelées.

Nous ne développerons pas les applications numériques des diverses formules précédentes, qui n'offrent aucune difficulté spéciale.

(1) A. BLONDEL. Résumé pratique du calcul des lignes à courants alternatifs, en tenant compte de l'inductance et de la capacité. *La Lumière Electrique* 1908, t. I et II, n° 13, 19 et 21.

(2) P. JANET. *Leçons d'Electrochimie générale*, t. II, Paris, Gauthier-Villars.

(3) P. BOUCHEROT. L'aspect physique de la propagation des courants alternatifs sur les longues lignes R. G. E., t. XII, p. 499.

(4) Voir: A. BLONDEL ET CH. LAVANCHY. Exemples de calculs et de discussion des lignes de transport d'énergie à grande distance. Application des abaques hyperboliques universels. R. G. E. du 13 Novembre 1920, t. VIII, p. 667.

CHAPITRE VI

LES CIRCUITS ÉQUIVALENTS DES LIGNES A CONSTANTES RÉPARTIES ; LEURS APPLICATIONS

1. Circuits équivalents. — Comme la plupart des appareils à courants alternatifs, les lignes à constantes réparties peuvent être remplacées au point de vue de leurs propriétés électriques par un circuit équivalent fictif plus simple.

M. Kennelly a montré le premier (1) qu'une ligne à constantes réparties peut donner lieu à deux types de circuits équivalents qu'il a appelés circuits en Π et circuits en T par analogie avec la disposition des branches correspondantes. Ces circuits sont représentés sur la figure 30.

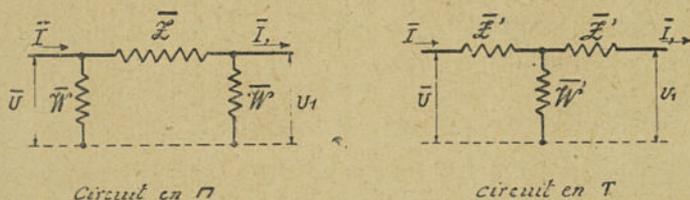


Fig. 30. — Représentation des circuits équivalents en Π et en T.

Le circuit en Π comprend une branche horizontale d'impédance fictive \bar{Z} et deux branches verticales d'admittance fictive \bar{W} ; au contraire, le circuit en T comprend deux branches horizontales d'impédance fictive \bar{Z}' et une branche verticale d'admittance fictive \bar{W}' .

(1) Voir : A. E. KENNELLY *Les applications élémentaires des fonctions hyperboliques à la Science de l'ingénieur électricien*. Paris, Gauthier-Villars, 1922.

Pour déterminer la valeur à donner à ces impédances et admittances fictives, il suffit de comparer les formules obtenues pour ces circuits à celles de la ligne réelle elle-même, et que nous écrivons sous la forme suivante :

$$(1) \quad \mathbf{U} = U_1 \cosh \mathbf{n}x + \mathbf{m} \mathbf{I}_1 \sinh \mathbf{n}x,$$

$$(2) \quad \mathbf{I} = \mathbf{I}_1 \cosh \mathbf{n}x + \frac{U_1}{\mathbf{m}} \sinh \mathbf{n}x.$$

On obtient, après des développements que nous ne reproduirons pas :

a) pour le circuit en Π ,

$$(3) \quad \mathcal{Z} = \mathbf{Z}_t \frac{\sinh \mathbf{n}x}{\mathbf{n}x},$$

$$(4) \quad \mathcal{W} = \frac{\mathbf{W}}{2} \frac{\operatorname{th} h \frac{\mathbf{n}x}{2}}{\frac{\mathbf{n}x}{2}};$$

b) et pour le circuit en T,

$$(5) \quad \mathcal{Z} = \frac{\mathbf{Z}_t}{2} \frac{\operatorname{th} h \frac{\mathbf{n}x}{2}}{\frac{\mathbf{n}x}{2}},$$

$$(6) \quad \mathcal{W} = \mathbf{W} \frac{\sinh \mathbf{n}x}{\mathbf{n}x}.$$

L'impédance \mathbf{Z}_t et l'admittance \mathbf{W} sont celles de la ligne réelle telles que nous les avons définies aux chapitres précédents.

Ces formules montrent ainsi qu'il y a une grande correspondance entre les deux types de circuits. M. Kennelly a établi des abaques (1), permettant de déterminer par simple lecture les fonctions hyperboliques de $\mathbf{n}x$ ci-dessus.

On peut, si l'on ne dispose pas de ces abaques, ou de tables des

(1) Voir : *Electrical Characteristics of transmission Line*. Publication de la Westinghouse and Manufacturing Co.

fonctions hyperboliques, développer en séries vectorielles ou réelles ces fonctions; on a ainsi,

$$(7) \quad \frac{\sin h \mathbf{n}x}{\mathbf{n}x} = 1 + \frac{\mathbf{N}^2}{6} + \frac{\mathbf{N}^4}{120} + \frac{\mathbf{N}^6}{5040} + \dots$$

$$= 1 + \frac{N^2 \cos \delta}{6} + \frac{N^4 \cos 2\delta}{120} + \frac{N^6 \cos 3\delta}{5040} + \dots$$

$$+ j \left[\frac{N^2 \sin \delta}{6} + \frac{N^4 \sin 2\delta}{120} + \frac{N^6 \sin 3\delta}{5040} + \dots \right];$$

$$(8) \quad \frac{\operatorname{tg} h \frac{\mathbf{n}x}{2}}{\frac{\mathbf{n}x}{2}} = 1 - \frac{\mathbf{N}^2}{12} + \frac{\mathbf{N}^4}{120} - \frac{\mathbf{N}^6}{20160} + \dots$$

$$= 1 - \frac{N^2 \cos \delta}{12} + \frac{N^4 \cos 2\delta}{120} - \frac{N^6 \cos 3\delta}{20160} + \dots$$

$$+ j \left[-\frac{N^2 \sin \delta}{12} + \frac{N^4 \sin 2\delta}{120} - \frac{N^6 \sin 3\delta}{20160} + \dots \right].$$

Le circuit équivalent en Π est particulièrement commode pour les applications, puisqu'il permet d'ajouter à \mathcal{W} une admittance autre, par exemple celle des transformateurs ou celle d'organes de régulation (condensateurs statiques ou tournants), solution plus rigoureuse que celle qui consiste à répartir ces admittances d'une façon uniforme le long de la ligne.

Enfin, le circuit en Π permet de traiter une ligne à constantes réparties au point de vue de la régulation exactement comme une ligne ayant une impédance \mathcal{Z} , la branche d'admittance à l'arrivée pouvant être confondue avec celle des organes récepteurs.

Désignons encore par \mathcal{R} et par $\omega \mathcal{L}$ la résistance et la réactance fictives de la branche en série du circuit en Π , et par \mathcal{G} et $\omega \mathcal{C}$ la conductance et la susceptance fictives de chacune des branches en dérivation, c'est-à-dire, posons les définitions.

$$(9) \quad \mathcal{Z} = \mathcal{R} + j\omega \mathcal{L}$$

$$(10) \quad \mathcal{W} = \mathcal{G} + j\omega \mathcal{C}.$$

En utilisant les développements en série précédents, on a

$$\begin{aligned} \mathfrak{R} &= R + Z_1 \left[\frac{N^2}{6} \cos(\theta + \delta) + \frac{N^4}{120} \cos(\theta + 2\delta) + \dots \right], \\ \omega \mathfrak{L} &= \omega L + Z_1 \left[\frac{N^2}{6} \sin(\theta + \delta) + \frac{N^4}{120} \sin(\theta + 2\delta) + \dots \right], \end{aligned} \quad (11)$$

$$\begin{aligned} \mathfrak{G} &= \frac{G}{2} + \frac{W}{2} \left[-\frac{N^2}{12} \cos(\theta' + \delta) + \frac{N^4}{120} \cos(\theta' + 2\delta) - \dots \right], \\ \omega \mathfrak{C} &= \frac{\omega C}{2} + \frac{W}{2} \left[-\frac{N^2}{12} \sin(\theta' + \delta) + \frac{N^4}{120} \sin(\theta' + 2\delta) - \dots \right]. \end{aligned}$$

Ces constantes fictives sont celles qu'il faut utiliser en remplacement des constantes réelles de la ligne à constantes réparties, R , ωL , G , ωC . Les calculs peuvent se faire alors en partant du schéma du circuit équivalent ainsi défini.

On trouverait des formules symétriques pour le cas du circuit en T.

2. Circuits équivalents généralisés. — Nous avons vu qu'un ensemble de lignes en parallèle ou en série donnait lieu à des équations générales de la forme suivante :

$$(12) \quad \mathbf{U} = \mathbf{A}\mathbf{U}_1 + \mathbf{B}\mathbf{I}_1,$$

$$(13) \quad \mathbf{I} = \mathbf{C}\mathbf{I}_1 + \mathbf{D}\mathbf{U}_1,$$

avec la condition

$$(14) \quad \mathbf{AC} - \mathbf{BD} = 1.$$

On peut encore dans ce cas général remplacer le groupe de

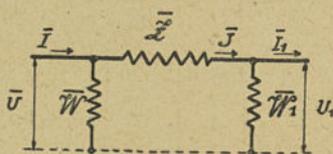


Fig. 31. — Circuit en Π à branches inégales.

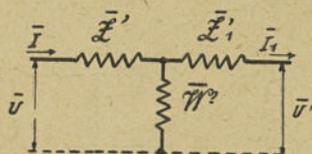


Fig. 32. — Circuit en T à branches inégales.

lignes par un circuit équivalent unique soit en Π , soit en T, mais à branches inégales.

Par exemple, pour le circuit général en Π de la figure 31, on a

$$(15) \quad \mathcal{E} = \mathbf{B}$$

$$(16) \quad \mathcal{W}_1 = \frac{\mathbf{A}-1}{\mathbf{B}}$$

$$(17) \quad \mathcal{W}' = \frac{\mathbf{C}-1}{\mathbf{B}}.$$

Pour le circuit général en Γ , représenté sur la figure 32, on aurait :

$$(18) \quad \mathcal{W}'' = \mathbf{D}$$

$$(19) \quad \mathcal{E}_1^2 = \frac{\mathbf{A}-1}{\mathbf{D}}$$

$$(20) \quad \mathcal{E}_1^2 = \frac{\mathbf{C}-1}{\mathbf{D}}.$$

3. Simplification des circuits en Π et en Γ des transformateurs. — Le fonctionnement des transformateurs peut être étudié

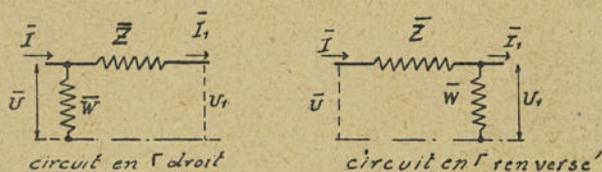


Fig. 33. — Circuits équivalents des transformateurs en Γ droit ou renversé.

aussi par la méthode des circuits équivalents en Π et en Γ . Mais, dans la pratique, on peut remplacer ces circuits par des circuits

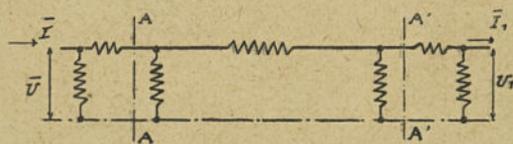


Fig. 34. — Schéma général d'une transmission avec ses transformateurs.

équivalents en Γ droits ou renversés, comme on l'a représenté sur la figure 33. Dans le circuit équivalent en Γ droit, la perte dans

le fer est proportionnelle à la tension U , tandis que dans le circuit équivalent en Γ renversé cette perte est rapportée à la tension U_1 . Dans le premier cas, cette perte est trop élevée, et dans le second elle est trop faible; mais les erreurs ne sont pas grandes, et on simplifie, par ce moyen, le schéma équivalent d'une transmission, qui peut être représentée ainsi par la disposition générale de la figure 34 où la partie A'A se rapporte à la ligne elle-même et les extrémités aux transformateurs.

Les équations générales de ces circuits incomplets se déduisent immédiatement des circuits équivalents à branches inégales; on a ainsi :

Pour le circuit en Γ droit :

$$\mathbf{A} = 1$$

$$\mathbf{B} = \mathfrak{Z}$$

$$\mathbf{C} = 1 + \mathfrak{Z} \mathfrak{W}$$

$$\mathbf{D} = \mathfrak{W}$$

et pour le circuit en Γ renversé:

$$\mathbf{A} = 1 + \mathfrak{Z} \mathfrak{W}$$

$$\mathbf{B} = \mathfrak{Z}$$

$$\mathbf{C} = 1$$

$$\mathbf{D} = \mathfrak{W}.$$

Ces expressions satisfont à la relation (14).

En définitive, on peut donc calculer le circuit équivalent général correspondant à ces trois circuits équivalents en série, en appliquant la méthode générale indiquée à la page 120.

En désignant par

$\mathbf{A}_1, \mathbf{B}_1, \mathbf{C}_1, \mathbf{D}_1$, les coefficients des transformateurs à l'extrémité d'arrivée de la ligne,

$\mathbf{A}_2, \mathbf{B}_2, \mathbf{C}_2, \mathbf{D}_2$, ceux de la ligne elle-même,

$\mathbf{A}_3, \mathbf{B}_3, \mathbf{C}_3, \mathbf{D}_3$, ceux des transformateurs à l'extrémité amont de la ligne,

A, B, C, D, ceux de l'ensemble de la transmission, on a les relations suivantes, d'un calcul assez long,

$$\mathbf{A} = \mathbf{A}_1 (\mathbf{A}_2 \mathbf{A}_3 + \mathbf{B}_3 \mathbf{D}_2) + \mathbf{D}_1 (\mathbf{A}_3 \mathbf{B}_2 + \mathbf{B}_3 \mathbf{C}_2)$$

$$\mathbf{B} = \mathbf{B}_1 (\mathbf{A}_2 \mathbf{A}_3 + \mathbf{B}_3 \mathbf{D}_2) + \mathbf{C}_1 (\mathbf{A}_3 \mathbf{B}_2 + \mathbf{B}_3 \mathbf{C}_2)$$

$$\mathbf{C} = \mathbf{C}_1 (\mathbf{C}_2 \mathbf{C}_3 + \mathbf{B}_2 \mathbf{D}_3) + \mathbf{B}_1 (\mathbf{C}_3 \mathbf{D}_2 + \mathbf{A}_2 \mathbf{D}_3)$$

$$\mathbf{D} = \mathbf{D}_1 (\mathbf{C}_2 \mathbf{C}_3 + \mathbf{B}_2 \mathbf{D}_3) + \mathbf{A}_1 (\mathbf{C}_3 \mathbf{D}_2 + \mathbf{A}_2 \mathbf{D}_3).$$

On voit ainsi que, malgré son élégance cette méthode conduit à des calculs compliqués, et que l'on a raison de se contenter d'un calcul de correction pour tenir compte de l'influence des transformateurs, puis de traiter la ligne seule au moyen des formules ne tenant compte que de ses constantes propres.

4. Application du circuit équivalent en Π au calcul d'une ligne.

— Si nous appelons \mathfrak{J} le courant qui circule dans la branche horizontale du circuit en Π , de la figure 30, l'équation qui donne la tension \mathbf{U} peut s'écrire sous la forme simple

$$(21) \quad \mathbf{U} = U_1 + \mathfrak{Z} \mathfrak{J},$$

avec

$$(22) \quad \mathfrak{J} = \mathbf{I}_1 + \mathcal{W} U_1.$$

L'équation (21) se traduit immédiatement par le diagramme simple de la figure 35, dans laquelle OP représente la tension à

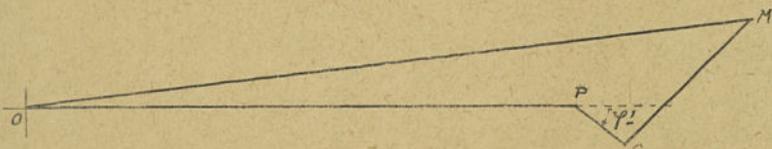


Fig. 35. — Diagramme déduit du circuit équivalent en Π .

l'arrivée, PQ la chute de tension fictive en phase avec le courant \mathfrak{J} et égale à $\Re \mathfrak{J}$; QM la chute de tension fictive $j\omega \mathcal{L} \mathfrak{J}$; **OM** la tension \mathbf{U} . On pourra faire les calculs à partir du courant \mathfrak{J} par les méthodes simples des lignes sans capacité (graphiques ou algébriques) quitte, après coup, à déduire de la puissance calculée celle qui est consommée par la dérivation fictive d'admittance \mathcal{W} .

Toute dérivation supplémentaire d'admittance \mathbf{Y} à l'extrémité réceptrice donnerait lieu à l'adjonction à \mathfrak{J} d'un courant supplémentaire de la forme $\mathbf{Y}U_1$, et toute impédance supplémentaire \mathbf{X} à cette extrémité donnerait lieu à une chute supplémentaire de tension de la forme $\mathbf{X}I_1$, mais que pratiquement on pourrait remplacer par $\mathbf{X} \mathfrak{J}$.

On voit donc que l'on peut transformer le diagramme à son gré suivant les organes récepteurs ajoutés (condensateurs, compensateurs synchrones, etc.).

Le diagramme de la figure 35, comme tous ceux de l'électrotechnique peut être complété par des courbes topographiques; c'est ce qu'a fait dernièrement M. Genkin (1) qui a montré qu'en définitive tout revient à effectuer des corrections au diagramme simple telles que déplacements des droites ou des courbes topographiques et de leurs centres.

Nous donnerons, à titre d'application, un calcul complet par la méthode des séparations des puissances de M. Boucherot, basé sur le circuit en Π de la figure 30.

Les puissances à l'arrivée par phase étant P_1 et Π_1 , nous avons une première perte de puissance due à la branche dérivée à cette extrémité; les puissances en amont de la dérivation sont donc :

pour la puissance active

$$P_1 + \mathfrak{G} U_1^2,$$

pour la puissance réactive

$$\Pi_1 - \omega \mathfrak{C} U_1^2.$$

La branche horizontale correspond à de nouvelles pertes de puissance active et réactive ayant respectivement pour expressions

$$\mathfrak{R} \mathfrak{J}^2 \text{ et } \omega \mathfrak{L} \mathfrak{J}^2.$$

Enfin, les pertes active et réactive dans la dérivation à l'extrémité génératrice sont

$$\mathfrak{G} U^2 \text{ et } -\omega \mathfrak{C} U^2,$$

(1) V. GENKIN. Etude des lignes de transmission d'énergie à l'aide du diagramme bipolaire de M. Blondel. *R. G. E.* du 12 mai 1928, t. XXIII, p. 825.

de sorte que les puissances fournies à la transmission par phase sont :

$$P = P_1 + \mathcal{G} (U_1^2 + U^2) + \mathcal{R} \mathcal{J}^2$$

$$\Pi = \Pi_1 - \omega \mathcal{C} (U_1^2 + U^2) + \omega \mathcal{L} \mathcal{J}^2.$$

Le déphasage φ au départ sera donné enfin par la relation

$$\text{tang } \varphi = \frac{\Pi}{P}.$$

Le calcul se fera de proche en proche, comme on vient de l'indiquer.

Considérons, par exemple, la même ligne que celle étudiée au paragraphe 6 du chapitre IV pour laquelle on avait :

$$r = 0,163 \text{ ohm : km.}$$

$$\omega l = 0,41 \text{ ohm : km.}$$

$$g = 5 \times 10^{-8} \text{ mho : km.}$$

$$\omega c = 2,80 = 10^{-6} \text{ mho : km.}$$

$$Z_1 = 88 \text{ ohms}$$

$$W = 560 \times 10^{-6} \text{ mho.}$$

$$\theta = 68^\circ 20'$$

$$\theta' = 88^\circ$$

$$\delta = \theta' + \theta = 156^\circ 20'$$

$$nx = 0,2224 \quad |78^\circ 10'.$$

On calcule tout d'abord les constantes fictives [formules (11)] :

$$\mathcal{R} = 32,6 - 88 \times 0,008 \times 0,711 = 32,1 \text{ ohms.}$$

$$\omega \mathcal{L} = 82 - 88 \times 0,008 \times 0,703 = 81,5 \text{ ohms.}$$

$$\mathcal{G} = \frac{10^{-5}}{2} + \frac{560}{2} \times 10^{-6} \times 0,004 \times 0,901 = 51 \times 10^{-6} \text{ mho}$$

$$\omega \mathcal{C} = \frac{560}{2} \times 10^{-6} + \frac{560}{2} \times 10^{-6} \times 0,004 \times 0,433 = 281 \times 10^{-6} \text{ mho.}$$

Par comparaison avec les constantes réelles de la ligne, on constate que \mathcal{R} et $\omega \mathcal{L}$ sont légèrement inférieurs à R et ωL , et que, au contraire \mathcal{G} et $\omega \mathcal{C}$ sont légèrement supérieurs à G et ωC .

La tension simple à l'arrivée étant supposée égale à 69.284 v. ($U_1 \sqrt{3} = 120.000 \text{ v.}$) et la puissance distribuée à 20.000 kw. sous un facteur de puissance égal à 0,9, on a ainsi à l'arrivée

$$3P_1 = 20.000 \text{ kw.}$$

$$3\Pi_1 = 9.683 \text{ kV.A.}$$

Les puissances dissipées dans la première dérivation sont :

$$3 \mathcal{G} U_1^2 = 147.000 \text{ watts, soit } 147 \text{ kw.}$$

$$3 \omega \mathcal{C} U_1^2 = 4050 \times 10^3 \text{ V.A., soit } 4.050 \text{ k V. A.}$$

En amont de la dérivation, ces puissances sont donc :

puissance active,

$$20.000 + 147 = 20.147 \text{ kw.}$$

puissance réactive,

$$9.683 - 4.050 = 5.633 \text{ k V. A.}$$

puissance apparente,

$$\sqrt{20.147^2 + 5.633^2} = 20.900 \text{ k V. A.}$$

Courant dans la branche horizontale

$$J = \frac{20.900}{120\sqrt{3}} = 100 \text{ A.}$$

Pertes dans la branche horizontale,

$$3 \mathcal{R} J^2 = 965 \times 10^3 \text{ w., soit } 965 \text{ kw.}$$

$$3 \omega \mathcal{L} J^2 = 2.450 \times 10^3 \text{ V.A. soit } 2.450 \text{ k V.A.}$$

Puissances en aval de l'impédance \mathcal{Z} ,

active $20.147 + 965 = 21.112 \text{ kw.}$

réactive $5.633 + 2.450 = 8.083 \text{ k V.A.}$

apparente 22.500 k V.A.

Tension en ce point :

$$\frac{22.500}{100\sqrt{3}} = 130.000 \text{ V.}$$

Puissances perdues dans la dérivation à l'extrémité génératrice,

active, $3 \mathcal{G} U^2 = 170 \times 10^3 \text{ w., soit } 170 \text{ kw.}$

réactive, $3 \omega \mathcal{C} U^2 = 4.760 \times 10^3 \text{ V.A., soit } 4.760 \text{ k V.A.}$

Puissances à la station génératrice,

active $3 P = 21.112 + 170 = 21.282 \text{ kw.}$

réactive $3 \Pi = 8.083 - 4.760 = 3.323 \text{ k V.A.}$

Déphasage à l'extrémité génératrice,

$$\tan \varphi = \frac{3 \Pi}{3 P} = 0,156$$

d'où

$$\cos \varphi = 0,988.$$

Rendement de la transmission

$$H = \frac{20.000}{21.282} = 0,94, \text{ soit } 94\%$$

On tiendrait compte des puissances perdues dans les transformateurs, en remplaçant chaque transformateur par son circuit équivalent en Γ , ou si l'on voulait plus de précision, par son circuit en \mathbf{T} .

5. Résumé des principales notations et définitions adoptées pour le calcul des lignes. — Dans le but de faciliter l'étude des chapitres précédents, nous donnerons dans les tableaux ci-dessous les différentes notations adoptées plus haut.

DÉSIGNATION	NOTATION OU DÉFINITION
Longueur de la ligne	x en km
Résistance linéique	r : km
Inductance linéique	l »
Capacité linéique	c »
Perditance linéique	g »
Résistance totale	$R = r \times$
Inductance totale	$L = l \times$
Capacité totale	$C = c \times$
Perditance totale	$G = g \times$
Impédance linéique vectorielle	$z = r + j \omega l$
Impédance totale vectorielle	$Z_1 = R + j \omega L = \sqrt{R^2 + \omega^2 L^2} \angle \theta$
Angle d'impédance	$\theta = \text{arc tg } \frac{\omega l}{r}$
Admittance linéique vectorielle	$w = g + j \omega c$
Admittance totale vectorielle	$W = G + j \omega C = \sqrt{G^2 + \omega^2 C^2} \angle \theta'$
Angle d'admittance	$\theta' = \text{arc tg } \frac{\omega c}{g}$
Impédance caractéristique	$m = \sqrt{z : w} = m \angle \gamma$
Angle d'impédance caractéristique	$\gamma = \frac{\theta - \theta'}{2}$
Constante linéique de propagation	$n = \sqrt{z \times w} = n \angle \delta/2$
Constante totale de propagation	$N = n x$
Angle de la constante de propagation	$\frac{\delta}{2} = \frac{\theta + \theta'}{2}$

DÉSIGNATION	NOTATION OU DÉFINITION
Partie réelle du vecteur \mathbf{N}	$a x = N \cos \frac{\delta}{2}$
Partie imaginaire du vecteur \mathbf{N}	$b x = N \sin \frac{\delta}{2}$
Cosinus hyperbolique de \mathbf{N}	$\cosh \mathbf{N} = \alpha \left \varepsilon \right.$
Sinus hyperbolique de \mathbf{N}	$\sinh \mathbf{N} = \beta \left \eta \right.$
Tangente hyperbolique de \mathbf{N}	$\operatorname{tgh} \mathbf{N} = \frac{\beta}{\alpha} \left \sigma \right. = \frac{\beta}{\alpha} \left \eta - \varepsilon \right.$
Coefficient vectoriel $\alpha' \left \varepsilon' \right.$	$\frac{\sinh \mathbf{N}}{\mathbf{N}_1} = 1 + \frac{\mathbf{N}^2}{6} + \frac{\mathbf{N}^4}{120} + \dots$

DÉSIGNATION	NOTATION OU DÉFINITION
Tension simple à la stat. réceptrice	U_1
Tension entre phases —	$U_1 \sqrt{3}$
Courant —	I_1
Déphasage —	φ_1
Tension simple à la stat. génératrice.	\mathbf{U}
Tension entre phases —	$\mathbf{U} \sqrt{3}$
Courant —	\mathbf{I}
Déphasage —	φ
Déphasage des tensions \mathbf{U} et \mathbf{U}_1	Φ
Déphasage des courants \mathbf{I} et \mathbf{I}_1	Φ'
Puissance active, stat. réceptrice	$3 P_1 = 3 U_1 I_1 \cos \varphi_1$
Puissance réactive —	$3 \Pi_1 = 3 U_1 I_1 \sin \varphi_1$
Puissance apparente —	$3 K_1 = 3 U_1 I_1$
Puissance active, stat. génératrice.	$3 P = 3 U I \cos \varphi$
Puissance réactive —	$3 \Pi = 3 U I \sin \varphi$
Puissance apparente —	$3 K = 3 U I$
Définit. de l'angle auxiliaire ϖ_1	$\operatorname{tgh} \varpi_1 = m \frac{I_1}{U_1}$ $= m \frac{I_1}{U_1} \left \gamma - \varphi_1 \right.$
Définit. de l'angle auxiliaire ϖ	$\varpi = \varpi_1 + \mathbf{N}$
Cosinus hyperbolique de ϖ_1	$\cosh \varpi_1 = v_1 \left \varrho_1 \right.$
— ϖ	$\cosh \varpi = v \left \varrho \right.$

DÉSIGNATION	NOTATION OU DÉFINITION
Impédance circuit en Π	$\mathfrak{Z} = m \cdot \sinh nx = Z \frac{\sinh nx}{nx}$ $= Z_l \left[1 + \frac{N^2}{6} + \frac{N^4}{120} + \dots \right]$
Admittances circuit en Π	$W = \frac{W}{2} \frac{\operatorname{tgh} 2nx}{nx}$ $= W \left[1 - \frac{N^2}{12} + \frac{N^4}{120} - \dots \right]$
Résistance circuit en Π	$R = R + Z_l \left[\frac{N^2}{6} \cos(\theta + \delta) + \frac{N^4}{120} \cos(\theta + 2\delta) + \dots \right]$
Réactance	$\omega L = \omega L + Z_l \left[\frac{N^2}{6} \sin(\theta + \delta) + \frac{N^4}{120} \sin(\theta + 2\delta) + \dots \right]$
Conductances	$G = G + \frac{W}{2} \left[-\frac{N^2}{12} \cos(\theta' + \delta) + \frac{N^4}{120} \cos(\theta' + 2\delta) - \dots \right]$
Susceptances	$\omega C = \frac{\omega C}{2} + \frac{W}{2} \left[-\frac{N^2}{12} \sin(\theta' + \delta) + \frac{N^4}{120} \sin(\theta' + 2\delta) - \dots \right]$
Impédances circuit en Γ	$\mathfrak{Z}' = \frac{Z_l}{2} \left[1 - \frac{N^2}{12} + \frac{N^4}{120} - \dots \right]$
Admittance circuit en Γ	$W' = W \left[1 + \frac{N^2}{6} + \frac{N^4}{120} + \dots \right]$

CHAPITRE VII

CALCUL DES RÉSEAUX DE DISTRIBUTION ET DES COURANTS DE COURT-CIRCUIT

L'étude des réseaux de distribution à basse tension a fait l'objet de nombreuses études; en particulier l'ouvrage très complet de Herzog et Feldmann (1) y consacre de nombreuses pages. On peut dire que si ce problème ne présente pas de difficultés spéciales en théorie, puisqu'il suffit d'appliquer à chaque artère les lois de Kirchhoff et d'Ohm, on se trouve, en pratique, notamment pour les réseaux bouclés, en présence de développements mathématiques souvent considérables; c'est pourquoi divers auteurs se sont proposé de simplifier les calculs par des artifices divers dont nous exposerons les plus généraux.

Nous réunirons aussi dans ce chapitre diverses considérations générales sur le cas de lignes de distribution non bouclées; c'est même cette partie qui sera développée en premier lieu, servant ainsi d'introduction à l'autre.

Il sera entendu que, dans toute cette étude, nous ne nous occuperons que des réseaux à basse tension, et même que nous ne ferons intervenir que l'effet des résistances ohmiques; cette simplification peut se justifier par le fait qu'un réseau aérien à basse tension est toujours à faible section, et que dans ces conditions l'influence de la résistance est prédominante sur celle de la réactance.

(1) HERZOG UND FELDMANN. Die Berechnung elektrischer Leitungsnetze in Theorie und Praxis. (1921).

Nous exposerons aussi brièvement dans ce même chapitre la question du calcul du courant de court-circuit des réseaux à courants alternatifs dont l'importance est si grande pour la détermination de la capacité de coupure des disjoncteurs.

§ 1. — RÉSEAUX DE DISTRIBUTION NON BOUCLÉS

1. Distribution à section constante. — Le cas le plus simple est celui d'une distribution par un conducteur de section constante, comme celle qui est représentée sur la figure 36 où un centre A_0 alimente deux ou un plus grand nombre de points tels que A_1, A_2, \dots les courants distribués étant respectivement I_1, I_2, \dots

La chute de tension entre A_0 et A_2 due à la résistance ohmique, la seule que nous considérerons ici (1) aura pour expression, en désignant par r_1 la résistance du tronçon $A_0 A_1$, de

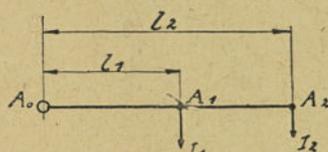


Fig 36. — Distribution par un conducteur de section constante; alimentation en A_0 .

longueur l_1 (longueur double de la distance) et par r_2 la résistance du tronçon $A_0 A_2$, de longueur l_2 double de la longueur réelle.

$$r_1(I_1 + I_2) + (r_2 - r_1)I_2 = r_1 I_1 + r_2 I_2.$$

Cette chute de tension est donc proportionnelle, si la section S est constante, à $l_1 I_1 + l_2 I_2$.

$l_1 I_1$ et $l_2 I_2$ sont analogues à des moments de charges I_1 et I_2 situés à des distances respectives l_1 et l_2 du point A_0 . Cette analogie nous permet de déterminer immédiatement la chute de tension pour un nombre quelconque de dérivations ou, cette chute étant donnée, de déterminer la section nécessaire.

On aura donc dans le cas général pour expression de la chute de tension u en désignant, par ρ la résistivité des conducteurs,

$$(1) \quad u = \frac{\rho}{S} \Sigma(l_1 I_1 + l_2 I_2 + \dots)$$

(1) Nous prenons intentionnellement une chute de tension de forme rI et non de forme $rI \cos \varphi$ pour tenir compte dans une certaine mesure de la chute inductive. Nous doublons la longueur du conducteur simple pour tenir compte de la chute de tension dans le conducteur de retour supposé de même section.

d'où

$$(2) \quad S = \frac{\rho}{u} \Sigma (I_1 I_1 + I_2 I_2 + \dots).$$

Si la distribution des courants était uniformément répartie sur une longueur l double de la longueur réelle, la sommation Σ se transformerait en une intégration de termes de la forme $l (idl)$ d'où alors simplement

$$(3) \quad S = \frac{\rho}{2u} II.$$

C'est-à-dire qu'au point de vue de la chute de tension le conducteur se comporterait comme si sa charge était tout entière concentrée à la distance moitié de la distribution réelle.

Pour les applications, on exprimera :

l en mètres,

s en mm^2 ,

u en volts,

I en ampères,

ρ en ohm-m : mm^2 .

Pour le cuivre, à la température ordinaire, on a avec ces unités,

$$\rho = \frac{1}{58}.$$

Par analogie avec la théorie des moments en résistance des matériaux, on peut écrire tout de suite les expressions de la chute de tension pour un cas quelconque, en remplaçant dans les formules de la mécanique les forces par les intensités; les chutes de tension sont alors proportionnelles aux moments électriques ainsi obtenus.

Cette analogie a été exploitée par divers auteurs pour appliquer au calcul des réseaux les principes de la graphostatique.

2. Distribution à sections variables avec la charge. — Au lieu de constituer la distribution par un conducteur de section unique, il peut être intéressant, au point de vue économique, de propor-

tionner suivant une loi convenable les sections aux intensités transversantes.

Une première idée qui vient à l'esprit est d'adopter une densité de courant constante, qui conduit aussi à une chute de tension linéaire le long du conducteur; mais cette disposition n'est pas celle qui donne le poids minimum de cuivre.

Soit, en effet, une distribution telle que celle de la figure 37,

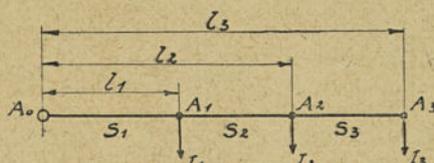


Fig. 37. — Distribution par un conducteur de section variable; alimentation en A_0 .

dans laquelle les sections sont : S_1 pour le tronçon $A_0 A_1$, S_2 pour le tronçon $A_1 A_2$, S_3 pour le tronçon $A_2 A_3$.

La chute de tension u a pour expression,

$$(1) \quad u = \rho \left[\frac{l_1}{S_1} (I_1 + I_2 + I_3) + \frac{l_2 - l_1}{S_2} (I_2 + I_3) + \frac{l_3 - l_2}{S_3} I_3 \right].$$

D'autre part, le poids P_c du conducteur lui-même est égal en en désignant par δ la densité,

$$(2) \quad P_c = \delta [l_1 S_1 + (l_2 - l_1) S_2 + (l_3 - l_2) S_3].$$

Pour déterminer le minimum de P_c , en fonction des sections, la chute de tension étant supposée constante, il faut rechercher la dérivée de (1) et de (2); on a ainsi :

par dérivation de (1)

$$(3) \quad \frac{l_1}{S_1^2} (I_1 + I_2 + I_3) dS_1 + \frac{(l_2 - l_1)}{S_2^2} (I_2 + I_3) dS_2 + \frac{l_3 - l_2}{S_3^2} I_3 dS_3 = 0,$$

et par dérivation de (2), et en annulant cette dérivée,

$$(4) \quad l_1 dS_1 + (l_2 - l_1) dS_2 + (l_3 - l_2) dS_3 = 0.$$

Les relations (3) et (4) ne sont satisfaites que si l'on a les proportions suivantes :

$$(5) \quad \frac{l_1 + I_2 + I_3}{S_1^2} = \frac{l_2 + I_3}{S_2^2} = \frac{l_3}{S_3^2},$$

c'est-à-dire physiquement que si dans chaque tronçon les sections sont proportionnelles aux racines carrées des intensités traversantes.

En pratique, on exprimera S_1 et S_2 en fonction de S_3 comme suit :

$$(6) \quad S_2 = S_3 \sqrt{\frac{I_2 + I_3}{I_3}}$$

$$(7) \quad S_1 = S_3 \sqrt{\frac{I_1 + I_2 + I_3}{I_3}}$$

L'expression (1) donnera ainsi,

$$(8) \quad S_3 = \frac{\rho}{u} [I_1 \sqrt{I_3(I_1 + I_2 + I_3)} + (I_2 - I_1) \sqrt{I_3(I_2 + I_3)} + (I_3 - I_2) I_3^{\frac{3}{2}}].$$

Les sections S_2 et S_1 se déduiront ensuite des expressions de définition (6) et (7).

3. Distribution autour d'un centre; poids de cuivre minimum. — Soit à établir un centre A_0 distribuant à un certain nombre de points A_1, A_2, A_3, \dots (fig. 38) les courants respectifs I_1, I_2, I_3, \dots ; on

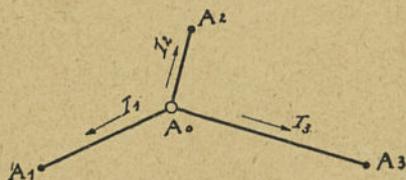


Fig. — 38. Distribution autour d'un centre A_0 .

demande de fixer la position du point A_0 pour qu'à une chute de tension constante dans chaque tronçon corresponde un poids minimum de cuivre.

Les coordonnées rectangulaires des divers points fixes A_1, A_2, A_3, \dots sont $x_1, y_1, x_2, y_2, x_3, y_3, \dots$ et les coordonnées du point A_0 , x_0, y_0 restent à déterminer. Ces coordonnées sont supposées représenter les longueurs doublées des longueurs réelles pour tenir compte des conducteurs de retour.

La chute de tension u dans chaque tronçon est,

$$\begin{aligned}
 (1) \quad u &= \frac{\rho}{S_1} \sqrt{(x_1 - x_0)^2 + (y_1 - y_0)^2} I_1 \\
 &= \frac{\rho}{S_2} \sqrt{(x_2 - x_0)^2 + (y_2 - y_0)^2} I_2 \\
 &= \frac{\rho}{S_3} \sqrt{(x_3 - x_0)^2 + (y_3 - y_0)^2} I_3 \\
 &= \dots
 \end{aligned}$$

et le poids de cuivre par conducteur,

$$\begin{aligned}
 (2) \quad P_c &= \delta [S_1 \sqrt{(x_1 - x_0)^2 + (y_1 - y_0)^2} + S_2 \sqrt{(x_2 - x_0)^2 + (y_2 - y_0)^2} \\
 &\quad + S_3 \sqrt{(x_3 - x_0)^2 + (y_3 - y_0)^2} + \dots]
 \end{aligned}$$

ou, en tenant compte de (1),

$$\begin{aligned}
 (3) \quad P_c &= \frac{\delta \rho}{u} [(x_1 - x_0)^2 + (y_1 - y_0)^2] I_1 + \frac{\delta \rho}{u} [(x_2 - x_0)^2 + (y_2 - y_0)^2] I_2 \\
 &\quad + \frac{\delta \rho}{u} [(x_3 - x_0)^2 + (y_3 - y_0)^2] I_3 + \dots
 \end{aligned}$$

En dérivant de (3) par rapport à x_0 et à y_0 on a les conditions du minimum,

$$(4) \quad \begin{cases} \Sigma I_i (x_i - x_0) = 0 \\ \Sigma I_i (y_i - y_0) = 0 \end{cases}$$

Ces conditions sont celles qui fixent en mécanique la position du centre de gravité des masses; le centre de distribution A_0 devra donc se trouver autant que possible au centre de gravité de la figure géométrique formée par les points A_1, A_2, A_3, \dots affectés chacun d'une masse égale au courant I correspondant.

On peut remarquer, d'après (3), que si l'on pouvait, pour certains centres, adopter une chute de tension plus forte, par exemple en A_1 , le calcul pourrait être effectué encore par le même procédé, mais en remplaçant I_1 par un courant fictif inversement proportionnel à la chute de tension admissible; par exemple si pour A_1 on pouvait adopter une chute de tension $2u$, on aurait à

remplacer dans les formules I_1 par $\frac{I_1}{2}$: le centre A_0 serait alors ramené vers A_2 et A_3 , et le poids de cuivre serait encore réduit.

4. Distribution simple alimentant plusieurs points. — La théorie générale des moments électriques s'applique au cas d'une distribution alimentée en plusieurs points, comme c'est le cas sur la figure 39, où A_0 et A_3 sont générateurs, à l'unique condition de

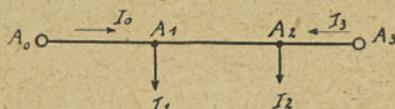


Fig. 39. — Distribution par deux centres A_0 et A_3

donner au courant I_3 fourni par le centre A_3 devenu générateur un signe négatif.

Si A_0 et A_3 sont fournis par la même source, et par conséquent au même potentiel, on a, par application de ce principe,

$$(1) \quad 0 = \frac{\rho}{S} (l_1 I_1 + l_2 I_2 - l_3 I_3),$$

qui donne I_3 , courant fourni par A_3 ,

$$(2) \quad I_3 = \frac{l_1 I_1 + l_2 I_2}{l_3}.$$

Le courant fourni par A_0 que nous désignerons par I_0 sera évidemment égal à $I_1 + I_2 - I_3$.

Enfin, le courant circulant dans la branche $A_1 A_2$ sera égal à $I_0 - I_1$ ou aussi à $I_3 - I_2$, d'après la loi de Kirchhoff.

Nous rappellerons encore quelques règles simples très générales permettant de déterminer le poids de cuivre minimum.

Etant donné un réseau quelconque de conducteurs, dont on fixe les intensités du courant dans chaque branche, ainsi que les potentiels aux points de consommation, le poids de cuivre sera minimum quand on aura en chaque point de concours entre les sections S et les intensités I prises avec leurs signes définis par la loi de Kirchhoff,

$$\Sigma \frac{S^2}{I} = 0.$$

Cette règle donnée par G. Santarelli (*La Lumière Électrique* du 7 juin 1890) peut s'appliquer le plus simplement au cas d'un feeder alimentant plusieurs dérivations. Quelles que soient les longueurs et quels que soient les débits, pour une même chute de potentiel, la section du feeder doit être égale à la somme des sections des dérivations alimentées par ce feeder, ce qui revient à dire que la densité de courant doit être la même dans tous les circuits, feeder et dérivations (Hospitalier).

A. Bochet a étudié (*Société Internationale des Électriciens*, juin 1896) les deux cas simples suivants auxquels peuvent se ramener de nombreux cas pratiques.

1^{er} Cas. — *Feeder alimentant plusieurs dérivations.* — Supposons donnée la chute de tension u entre l'extrémité amont du feeder et l'extrémité aval des dérivations, et soient l, I, S , la longueur du feeder, comptée double, l'intensité du courant et la section; $l_1, I_1, S_1; l_2, I_2, S_2; \dots$ les valeurs correspondantes dans chacune des sections.

Le poids de cuivre P_c a pour valeur en désignant par δ sa densité,

$$(1) \quad P_c = \delta (lS + l_1 S_1 + l_2 S_2 + \dots).$$

Mais l'égalité des chutes de tension donne les relations suivantes

$$(2) \quad \begin{cases} u = \rho \frac{l}{S} I + \rho \frac{l_1}{S_1} I_1 \\ u = \rho \frac{l}{S} I + \rho \frac{l_2}{S_2} I_2 \end{cases}$$

d'où en remplaçant dans (1) S_1, S_2, \dots

par leurs valeurs tirées de ces équations (2),

$$(3) \quad P_c = \delta \left[lS + \frac{l_1^2 I_1 + l_2^2 I_2 + \dots}{\frac{u}{\rho} - \frac{l}{S}} \right].$$

Le minimum du poids de cuivre s'obtiendra en rendant nulle la dérivée de (3) par rapport à S ; d'où

$$(4) \quad S = \frac{\rho}{u} [lI + \sqrt{l_1^2 I_1 + l_2^2 I_2 + \dots}].$$

On calculera ensuite chacune des sections S_1, S_2, S_3 , en tirant leur valeur des expressions (2).

2^e Cas. — *Alimentation le long d'un feeder.* — Soit l_1, I_1, S_1 la longueur double, l'intensité et la section d'un tronçon du feeder, $l_2, I_2, S_2; l_3, I_3, S_3; \dots$ les quantités correspondantes pour les tronçons suivants. Pour une chute de tension donnée entre les deux extrémités du feeder et égale à u , les sections sont définies par les relations suivantes :

$$(5) \quad S_1 = \sqrt{I_1} \frac{\rho}{u} (l_1 \sqrt{I_1} + l_2 \sqrt{I_2} + \dots + l_n \sqrt{I_n})$$

$$S_2 = \sqrt{I_2} \frac{\rho}{u} (l_1 \sqrt{I_1} + l_2 \sqrt{I_2} + \dots + l_n \sqrt{I_n})$$

.....

Ces expressions sont, mises sous une autre forme, celles que nous avons obtenues en étudiant la distribution de la figure 37. Ici, les longueurs l_1, l_2, l_3 , désignent les longueurs doubles des tronçons mesurés bout à bout, et les intensités I_1, I_2, I_3 , les intensités dans chaque tronçon correspondant.

2. — CALCUL DES RÉSEAUX BOUCLÉS

5. Méthode générale. — Les réseaux bouclés sont constitués par un certain nombre de distributeurs formant des contours fermés ou *mailles* reliés entre eux en des points appelés *nœuds*. Ces distributeurs sont supposés alimentés par des feeders de capacité infinie, de sorte que leur tension est supposée immuable, quel que soit le débit.

Le schéma général du réseau de distribution étant connu, on le décomposera en réseaux partiels indépendants, c'est-à-dire n'ayant d'autres points communs que des centres d'alimentation, et dont les calculs seront, par conséquent, distincts. Le calcul consistera à rechercher en chaque nœud la tension et les courants qui y aboutissent ou s'en éloignent.

D'une façon générale, un réseau composé de m mailles et de l

feeders d'alimentation permettra de déterminer par application des lois d'Ohm et de Kirchhoff les diverses inconnues du problème ; ces lois donneront un système de $(m+t)$ équations linéaires qui permettront d'obtenir la solution du problème.

Mais, pour un réseau un peu étendu cette méthode donne lieu à des calculs fastidieux ou inextricables, de sorte qu'elle doit être abandonnée. On a cherché à éviter cette résolution soit par des artifices divers, soit par l'application de méthodes graphiques.

6. Simplification d'un réseau bouclé, par la méthode de la transfiguration. — Il y a donc intérêt à commencer par transformer les circuits réels du réseau en circuits fictifs équivalents composés d'un moins grand nombre de mailles, et par conséquent conduisant à des équations moins nombreuses. On a donné le nom de *transfiguration* à cette transformation.

La transfiguration la plus simple est celle qui consiste à remplacer deux ou plusieurs circuits en parallèle par un seul se comportant électriquement d'une façon équivalente. Soit (fig. 40) entre A_1 et A_2 trois circuits de résistance r_1 , r_2 et r_3 ; ils se

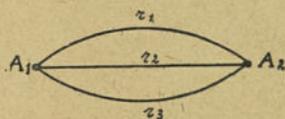


Fig. 40. — Distribution à plusieurs circuits en parallèle.

comportent électriquement de même façon qu'un circuit unique de résistance r_0 ,

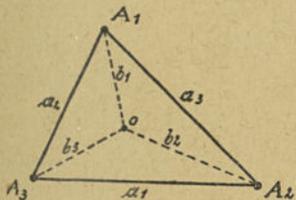


Fig. 41. — Distribution en triangle, et étoile équivalente.

$$r_0 = \frac{1}{\frac{1}{r_1} + \frac{1}{r_2} + \frac{1}{r_3}} = \frac{r_1 r_2 r_3}{r_1 r_2 + r_2 r_3 + r_3 r_1}.$$

Une autre transfiguration permettra de remplacer un circuit électrique en triangle par un circuit en étoile, ou réciproquement.

Soit $A_1 A_2 A_3$ (fig. 41) le triangle dont les résistances des côtés sont a_1 , a_2 et a_3 et soit une étoile équivalente $OA_1 A_2 A_3$, dont les rayons ont les résistances b_1 , b_2 , b_3 .

Rendons les résistances égales pour divers cas particuliers :

1° entre les points A_1 et A_2 :

$$(1) \quad \frac{a_3(a_1 + a_2)}{a_1 + a_2 + a_3} = b_1 + b_2$$

2° entre les points A_2 et A_3 :

$$(2) \quad \frac{a_1(a_2 + a_3)}{a_1 + a_2 + a_3} = b_2 + b_3$$

3° entre les points A_3 et A_1 :

$$(3) \quad \frac{a_2(a_3 + a_1)}{a_1 + a_2 + a_3} = b_3 + b_1.$$

On peut de ces trois relations tirer les valeurs de b_1 , b_2 et b_3 suivantes :

$$(4) \quad b_1 = \frac{a_2 a_3}{a_1 + a_2 + a_3}$$

$$(5) \quad b_2 = \frac{a_3 a_1}{a_1 + a_2 + a_3}$$

$$(6) \quad b_3 = \frac{a_1 a_2}{a_1 + a_2 + a_3}$$

qui expriment que la résistance d'un des rayons de l'étoile est égale au produit des résistances des côtés du triangle aboutissant au même sommet divisé par la somme des résistances des trois côtés du triangle.

On tire aussi des relations ci-dessus les relations auxiliaires suivantes :

$$(7) \quad a_1 b_1 = a_2 b_2 = a_3 b_3.$$

On passerait de l'étoile au triangle par des relations suivantes faciles à établir, en partant des précédentes :

$$(8) \quad a_1 = \frac{b_1 b_2 + b_2 b_3 + b_3 b_1}{b_1}$$

$$(9) \quad a_2 = \frac{b_1 b_2 + b_2 b_3 + b_3 b_1}{b_2}$$

$$(10) \quad a_3 = \frac{b_1 b_2 + b_2 b_3 + b_3 b_1}{b_3}.$$

Ces procédés de transfiguration permettent de réaliser de proche en proche un réseau fictif équivalent au réseau réel, mais beaucoup plus simple.

7. Modification d'un réseau bouclé par l'adjonction de centres auxiliaires de distribution. — On a intérêt à modifier encore le réseau bouclé réel par l'adjonction en un ou plusieurs de ses nœuds de centres de distribution fictifs. Comme centres d'alimentation fictifs, on prendra de préférence ceux auxquels concourent le plus de distributeurs; ils conduisent le plus favorablement au résultat désiré.

Mais alors, on réalise une distribution fictive, dans laquelle les centres fictifs participent pour des intensités non nulles. Il faut donc, dans un second calcul déterminer, à l'exclusion de toutes autres charges, la charge prélevée aux centres réels pour l'alimentation de ces centres fictifs. La forme linéaire des équations des chutes de tension permet de superposer ensuite ces deux solutions partielles; la somme algébrique des intensités dans chaque branche du réseau sera donc la valeur vraie de l'intensité parcourant réellement la branche.

8. Calcul de réseaux bouclés (Applications). — Nous donnerons quelques exemples d'application des principes précédents au calcul de réseaux bouclés. Soit tout d'abord un réseau représenté sur la figure 42,

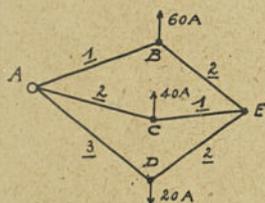


Fig. 42. — Circuit bouclé; première application.

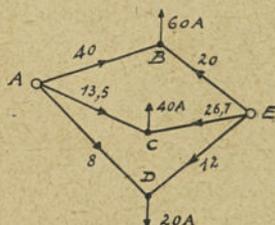


Fig. 43. — Circuit bouclé; première application.

où le centre de distribution A alimente les 3 artères ABE, ACE et ADE. Les résistances de chaque tronçon sont indiquées au moyen d'un chiffre souligné, les intensités distribuées en B, C et D par un chiffre voisin des flèches.

Nous supposons que E est un centre de distribution fictif, ce qui per-

met de reporter immédiatement en A et E les charges distribuées en BCD. On a, par exemple, pour la charge en B.

$$\text{de A vers B :} \quad 60 \frac{2}{1+2} = 40 \text{ A}$$

$$\text{de E vers B :} \quad 60 \frac{1}{1+2} = 20 \text{ A}$$

$$\text{de A vers C :} \quad 40 \frac{1}{1+2} = 13,3 \text{ A}$$

$$\text{de E vers C :} \quad 40 \frac{2}{1+2} = 26,7 \text{ A}$$

$$\text{de A vers D :} \quad 20 \frac{2}{3+2} = 8 \text{ A}$$

$$\text{de E vers D :} \quad 20 \frac{3}{3+2} = 12 \text{ A.}$$

On réalise ainsi une première solution partielle représentée sur la figure 43. Le nœud fictif E aura ainsi à livrer une intensité totale de :

$$20 + 26,7 + 12 = 58,7 \text{ A.}$$

Dans un second calcul, nous étudions le réseau à vide pour déterminer dans quelles proportions les trois artères concourent à l'alimentation du centre fictif.

Les courants se répartissant en raison inverse des résistances ou en raison directe des admittances, on aura :

dans ABE :

$$58,7 \frac{\frac{1}{3}}{\frac{1}{3} + \frac{1}{3} + \frac{1}{5}} = 22,6 \text{ A}$$

dans ACE :

$$58,7 \frac{\frac{1}{3}}{\frac{1}{3} + \frac{1}{3} + \frac{1}{5}} = 22,6 \text{ A}$$

dans ADE :

$$58,7 \frac{\frac{1}{5}}{\frac{1}{3} + \frac{1}{3} + \frac{1}{5}} = 13,5 \text{ A.}$$

Cette distribution fictive est représentée sur la figure 44.

En superposant les deux figures, on trouve par l'addition algébrique des intensités la distribution vraie de la figure 45.

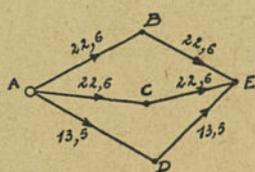


Fig. 44. — Circuit bouclé; première application.

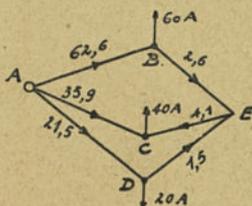


Fig. 45. — Circuit bouclé; première application.

Comme second exemple, considérons le réseau en forme de triangle représenté sur la figure 46.

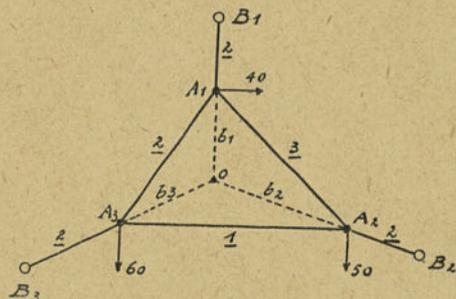


Fig. 46. — Circuit bouclé; seconde application.

A_1 , A_2 et A_3 , sommets du triangle, sont des centres de distribution et les points B_1 , B_2 et B_3 des centres d'alimentation.

Nous remplacerons tout d'abord le triangle par l'étoile tracée en pointillés, dont les résistances sont respectivement :

$$b_1 = \frac{2 \times 3}{1 + 2 + 3} = 1$$

$$b_2 = \frac{1 \times 3}{1 + 2 + 3} = \frac{1}{2}$$

$$b_3 = \frac{2 \times 1}{1 + 2 + 3} = \frac{1}{3}$$

On réalise ainsi le schéma fictif de la figure 47.

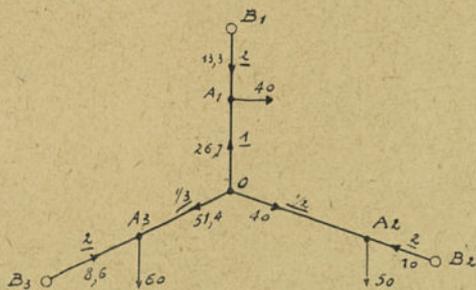


Fig. 47. — Circuit bouclé; seconde application.

Considérons le point O comme centre fictif de distribution ; nous avons :

$$\text{de } B_1 \text{ vers } A_1 : \quad 40 \frac{1}{1+2} = 13,3 \text{ A}$$

$$\text{de O vers } A_1 : \quad 40 \frac{2}{1+2} = 26,7 \text{ A}$$

$$\text{de } B_2 \text{ vers } A_2 : \quad 50 \frac{1}{2+\frac{1}{2}} = 10 \text{ A}$$

$$\text{de O vers } A_2 : \quad 50 \frac{2}{2+\frac{1}{2}} = 40 \text{ A}$$

$$\text{de } B_3 \text{ vers } A_3 : \quad 60 \frac{1}{2+\frac{1}{3}} = 8,6 \text{ A}$$

$$\text{de O vers } A_3 : \quad 60 \frac{2}{2+\frac{1}{3}} = 51,4 \text{ A}$$

Le centre fictif O devrait donc à lui seul fournir

$$26,7 + 40 + 51,4 = 118,1 \text{ A}$$

Cette fourniture est en réalité faite par B_1 , B_2 et B_3 , à l'exclusion de toute autre charge suivant le schéma de la figure 48.

On a pour chaque branche respectivement :

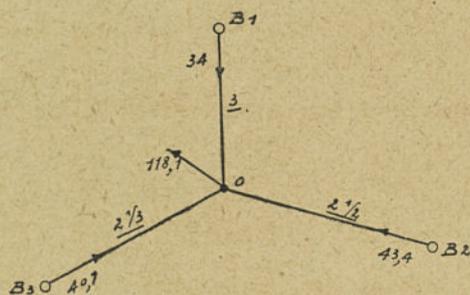


Fig. 48. — Circuit bouclé; seconde application.

de B_1 vers O :

$$118,1 \frac{1}{\frac{1}{3} + \frac{2}{5} + \frac{2}{7}} = 34 \text{ A}$$

de B_2 vers O :

$$118,1 \frac{2}{\frac{1}{3} + \frac{2}{5} + \frac{2}{7}} = 40,7 \text{ A}$$

$$\text{de } B_3 \text{ vers O :} \quad 118,1 \frac{3}{\frac{1}{2} + \frac{2}{5} + \frac{3}{7}} = 43,4 \text{ A}$$

Superposons les figures 47 et 48, on a la distribution réelle dans le circuit transfiguré de la figure 49.

Cherchons maintenant à revenir au triangle primitif, qui a les points A_1, A_2, A_3 , comme sommets. Il suffit de calculer la chute de tension suivant le circuit de l'étoile entre les sommets A_1, A_2, A_3 , pris deux à

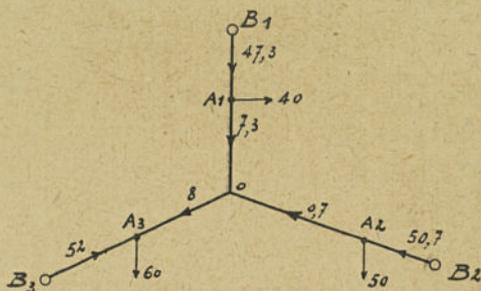


Fig. 49. — Circuit bouclé; seconde application.

deux et de la poser égale à la chute de tension dans la branche correspondante du triangle; on en déduit ainsi le courant dans cette branche. On a donc :

Courant dans la branche $A_1 A_2$ du triangle

$$\frac{7,3 \times 1 - 0,7 \times \frac{1}{2}}{3} = 2,43A.$$

Courant dans la branche $A_2 A_3$ du triangle

$$\frac{0,7 \times \frac{1}{2} + 8 \times \frac{1}{3}}{1} = 3,1A.$$

Courant dans la branche $A_1 A_3$ du triangle

$$\frac{7,3 \times 1 + 8 \times \frac{1}{3}}{2} = 4,98A.$$

La distribution réelle des courants est en défini-

tive celle de la figure 50. On vérifie qu'en chaque nœud $A_1 A_2 A_3$ on a bien (avec la précision que donnent les calculs faits à la règle) : $\Sigma I = 0$, comme le veut la loi de Kirchhoff.

Essayons de traiter le même exemple par les méthodes purement algébriques, et pour plus de généralité représentons les résistances et les intensités par des symboles comme sur la figure 51.

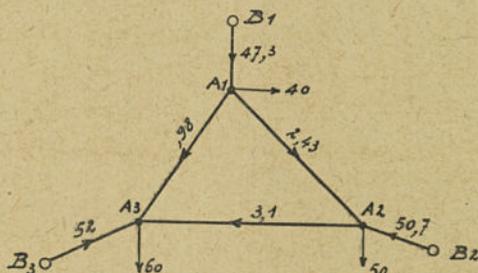


Fig. 50. — Circuit bouclé; seconde application.

En posant égales à 0 les chutes de tension entre les points B₁, B₂ et B₃ pris deux à deux, on a les équations

$$0 = r'_1 I_1 + r_2 I_2 + r'_3 I_3$$

$$0 = r'_1 I_1 + r_3 I_3 + r'_2 I_2$$

$$0 = -r'_3 I_3 + r_1 I_1 + r'_2 I_2.$$

De même, en posant égale à 0 la somme des courants en chaque nœud, on a :

$$I_1 - I_2 - I_3 - J_1 = 0$$

$$I_1 + I_2 - I_2 - J_2 = 0$$

$$-I_1 + I_2 - I_3 - J_3 = 0.$$

C'est ce groupe d'équations qu'il faut résoudre pour en tirer les six

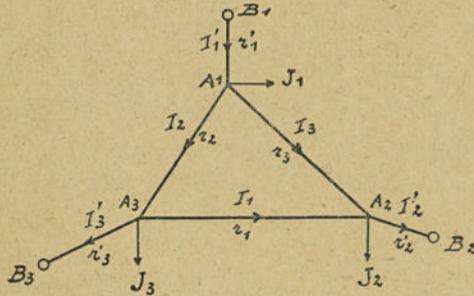


Fig. 51. — Circuit bouclé; seconde application.

inconnues $I_1, I_2, I_3, I_1, I_2, I_3$. On peut les écrire à nouveau, en groupant ces inconnues sous la forme suivante :

$$\dots r_2 I_2 \dots + r'_1 I_1 \dots + r'_3 I_3 = 0$$

$$\dots r_3 I_3 + r'_1 I_1 + r'_2 I_2 \dots = 0$$

$$r_1 I_1 \dots + r'_2 I_2 - r'_3 I_3 = 0$$

$$\dots -I_2 - I_3 + I_1 \dots = J_1$$

$$I_1 + I_2 \dots - I_2 \dots = J_2$$

$$-I_1 + I_2 \dots - I_3 = J_3.$$

La résolution se fera, par exemple par déterminant, le déterminant en dénominateur étant le suivant

$$\Delta = \begin{vmatrix} 0 & r_2 & 0 & r'_1 & 0 & r'_3 \\ 0 & 0 & r_3 & r'_1 & r'_2 & 0 \\ r_1 & 0 & 0 & 0 & r'_2 - r'_3 & 0 \\ 0 & -1 & -1 & 1 & 0 & 0 \\ 1 & 1 & 0 & 0 & -1 & 0 \\ -1 & 1 & 0 & 0 & 0 & -1 \end{vmatrix}$$

cette seule écriture montre combien le problème algébrique devient

complexe, et le secours que l'on peut attendre des procédés de simplification que nous avons exposés.

Nous traiterons encore un autre exemple extrait, comme le précédent d'ailleurs, de l'excellent ouvrage de M. C. Van Gastel (1).

Soit un réseau bouclé représenté sur la figure 52. Les flèches indiquent

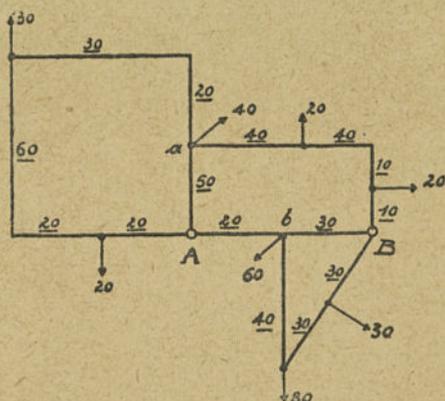


Fig. 52. — Circuit bouclé; troisième application.

encore les courants de charge et les chiffres soulignés les résistances des artères.

Les centres de distribution sont en A et B. Supposons que les nœuds a et b deviennent aussi des centres de distribution; on en déduit la répartition des courants suivante entre ces divers centres :

1° Circuit A—20—60—30— a .

Le courant livré par A, en appliquant la règle des moments est

$$\frac{30(20+30)+20(20+30+60+20)}{20+20+60+30+20} = 27,4 \text{ A.}$$

Celui livré par a est évidemment

$$20+30-27,4 = 22,6 \text{ A.}$$

2° Circuit a —20—20—B.

Courant livré par B

$$\frac{40 \times 20 + 20(10+40+10)}{40+40+10+10} = 26 \text{ A.}$$

Courant livré par a

$$20+20-26 = 14 \text{ A.}$$

(1) C. VAN GASTEL. Calcul et construction de réseaux. 1925.

3^e Circuit $b-80-30-B$.

Courant livré par B

$$\frac{40 \times 80 + 30(40 + 30)}{40 + 30 + 30} = 33 \text{ A.}$$

Courant livré par b

$$80 + 30 - 33 = 77 \text{ A.}$$

On obtient ainsi une première solution partielle représentée sur la figure 53.

Il faut maintenant lui superposer la solution à vide, dans laquelle les

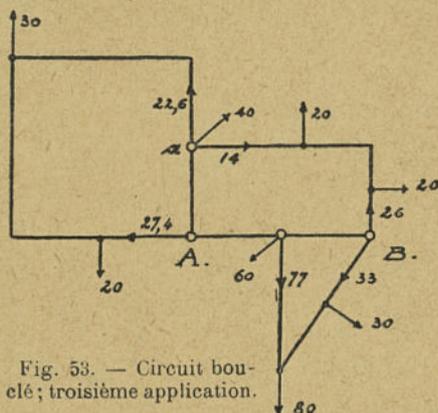


Fig. 53. — Circuit bouclé; troisième application.

sources réelles ne produiront pas d'autre courant que celui qui vient d'être fourni par les sources fictives.

On trouve qu'entre A et a la résistance des circuits en parallèle est 37,5, et qu'entre B et b elle est 23,2. Le courant de 137 A fourni par b se répartit entre A et B de la façon suivante :

Composante en A ,
$$\frac{137 \times 23,2}{20 + 23,2} = 73,6 \text{ A.}$$

Composante en B ,
$$137 - 73,6 = 63,4 \text{ A.}$$

De même, la charge en a donne lieu aux deux composantes :

Composante en A ,
$$\frac{76,6 \times 100}{100 + 37,5} = 55,6 \text{ A.}$$

Composante en B ,
$$76,6 - 55,6 = 21 \text{ A.}$$

Les courants 55,6 et 63,4 A. passent par des conducteurs de résistance équivalente; il faut les décomposer en chacun des circuits réels. On a ainsi :

pour le circuit $A-20-30-a$

$$\frac{55,6 \times 50}{150 + 50} = 14 \text{ A.}$$

pour le circuit A-a

$$55,6 - 1441,6 A.$$

pour le circuit b-B

$$\frac{63,4 \times 100}{130} = 48,8 A.$$

pour le circuit B-30-80-b.

$$63,4 - 48,8 = 14,6 A.$$

On a ainsi, pour ce régime particulier, la solution représentée sur la figure 54.

Superposons les deux figures 53 et 54, et additionnons les courants

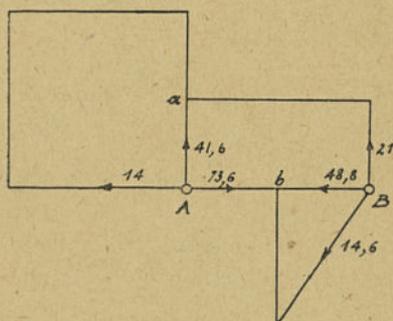


Fig. 54. — Circuit bouclé; troisième application.

dans chaque tronçon, nous avons la solution générale représentée sur la figure 55. Ce cas est l'un des plus complexes que l'on ait à résoudre en

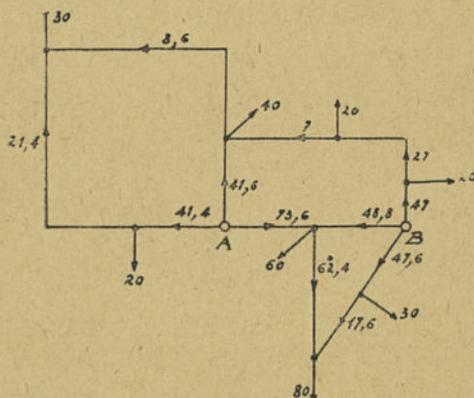


Fig. 55. — Circuit bouclé; troisième application.

pratique. D'ailleurs, on pourrait toujours résoudre les problèmes les plus complexes en constituant des réseaux miniatures, comme on le fait pour

l'étude des courants de court-circuit dans les réseaux importants, ainsi qu'on l'exposera plus loin. On s'aiderait aussi utilement pour tous ces calculs avec le tracé des caractéristiques des divers tronçons (courants portés en ordonnées et chutes de tension en abscisses) qui sont représentées par des droites permettant ainsi sans calcul de rechercher l'intensité du courant correspondant à une chute de tension donnée.

§ 3. — CALCUL DU COURANT DE COURT-CIRCUIT DES RÉSEAUX A COURANT ALTERNATIF

9. Méthode générale. — Au moment du court-circuit, la tension du réseau tombe généralement à une valeur telle qu'il n'est plus nécessaire de faire intervenir les effets de capacité dans des calculs qui n'ont d'ailleurs pas d'autre prétention que de fixer l'ordre de grandeur des intensités possibles. On verra même comment, en pratique, on simplifie le problème en ne faisant intervenir souvent dans les lignes aériennes que les effets de réactances, négligeant ainsi non seulement ceux de capacité, mais encore les chutes de tension dues aux résistances ohmiques.

D'autre part, le courant de court-circuit d'un réseau de distri-

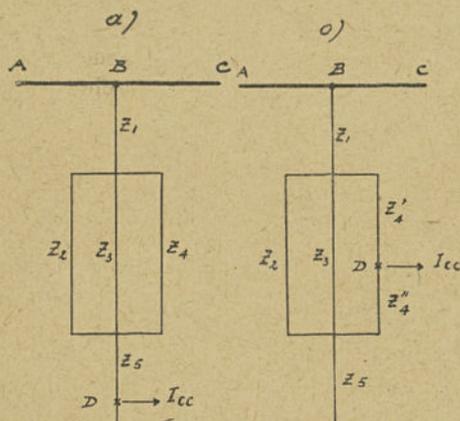


Fig. 56. — Dispositions de circuits court-circuités en D.

bution étant toujours élevé par rapport au courant qui circule normalement dans ses diverses artères, on peut, en première approximation, négliger ces courants normaux qui continuent

d'ailleurs à ne circuler que partiellement pendant le court-circuit, et effectuer les calculs comme si le réseau ne débitait que sur le court-circuit; on est ramené ainsi à l'étude de plusieurs centres générateurs alimentant un centre unique à la tension zéro.

Nous considérerons tout d'abord le cas simple où le réseau de distribution est branché sur un réseau de très grande puissance, c'est-à-dire ne présentant pas une chute de tension sensible sous l'influence de la circulation du courant de court-circuit de cette distribution.

Nous verrons ensuite comment on peut tenir compte de la chute de tension soit dans le réseau d'alimentation, soit dans le générateur lui-même.

Une telle distribution est représentée, par exemple, par les figures 56 *a* et 56 *b* où A B C représente le réseau de grande puissance à la tension U supposée invariable, sur lequel est branché un réseau de distribution formé des branches dont les impédances sont indiquées.

Sur la figure 56 *a*, le court-circuit se produit en D. Le courant de court-circuit correspondant devra être tel que la chute de tension totale entre B et D soit égale à U . Il suffira donc de calculer l'impédance résultante entre ces deux points, d'où l'on déduira I_{cc} par la loi d'Ohm. Les formules suivantes, d'une écriture immédiate donnent le résultat de ce calcul,

$$(1) \quad I_{cc} = \frac{U}{Z_1 + Z_3 + \frac{1}{\frac{1}{Z_2} + \frac{1}{Z_3} + \frac{1}{Z_4}}}$$

$$= \frac{U}{Z_1 + Z_3 + \frac{Z_2 Z_3 Z_4}{Z_2 Z_3 + Z_3 Z_4 + Z_4 Z_2}}$$

Sur la figure 56 *b*, le court-circuit qui se produit en D débitera sur une impédance résultante plus complexe. Si l'on pose

$$(2) \quad Z = Z'_4 + \frac{Z_2 Z_3}{Z_2 + Z_3}$$

on a pour l'expression du courant I_{cc} de court-circuit,

$$(3) \quad I_{cc} = \frac{U}{Z_1 + \frac{ZZ'_1}{Z + Z'_1}}$$

Supposons que l'on ait intercalé un transformateur dans la branche Z_1 au point B, et soit Z_t son impédance rapportée à la tension du réseau de distribution; il faut ajouter cette impédance Z_t à l'impédance Z_1 qui, dans les formules précédentes, deviendra ainsi $Z_1 + Z_t$. Le transformateur étant supposé abaisseur, le courant de court-circuit rapporté à la tension du réseau de distribution sera alors obtenu en remplaçant la tension U par une tension inférieure égale à la tension primaire U divisée par le rapport de transformation. Le problème se compliquerait si le transformateur était intercalé à l'autre extrémité de l'artère d'impédance Z_1 ; on sait d'après la théorie des transformateurs qu'il faudrait alors remplacer Z_1 par $\frac{Z_1}{n^2}$, en désignant par n le rapport de transformation.

D'une façon générale, quand on remonte du point de court-circuit au réseau d'alimentation, il faut diviser les impédances en amont par le carré du rapport de transformation du transformateur rencontré, ce rapport étant déterminé par le quotient de la tension nouvelle du réseau que l'on va considérer par la tension ancienne du réseau déjà considéré.

Il y a là une complication qui peut être tournée en ne considérant pas les impédances des diverses artères mais les rapports des chutes de tension aux tensions réelles, exprimés généralement en pour cent. Nous désignerons cette méthode par les termes de *méthode indirecte* par rapport à la précédente que l'on peut appeler *méthode directe*. Les rapports de transformation précédents entrent alors d'eux-mêmes dans les calculs préliminaires sans que l'on ait à y prêter une attention spéciale.

10. Méthode indirecte. — La méthode consiste à admettre la circulation dans chaque artère d'une intensité de courant de valeur déterminée, égale par exemple, à celle du courant normal d'un

des appareils en service, et la même, pour toutes les artères à même tension, cette intensité de courant étant simplement modifiée en raison inverse des tensions des tronçons, par rapport à la tension du courant normal admis. On calcule ensuite pour chaque tronçon la chute de tension de la forme ZI en pour cent de la tension de ce tronçon. Enfin, on effectue sur ces valeurs de chute de tension en pour cent le même calcul que sur les impédances. Le chiffre obtenu donne en pour cent le rapport entre le courant normal admis et le courant de court-circuit. Il serait facile de voir que le résultat obtenu par cette méthode indirecte est identique à celui obtenu par la méthode précédente, à condition toutefois de considérer des chiffres en pour cent complexes qui seraient de la forme

$$100 \times \frac{RI}{U} + 100j \frac{\omega LI}{U}.$$

Si toutes les impédances avaient le même argument, on pourrait rigoureusement appliquer au calcul les valeurs obtenues en prenant les rapports en pour cent sous la forme

$$100 \times \frac{ZI}{U};$$

mais il n'en est généralement pas ainsi, aussi simplifie-t-on le problème, en remplaçant les impédances simplement par les réactances; les chiffres en pour cent ainsi obtenus peuvent être alors combinés algébriquement comme des nombres réels. Il en résulte des erreurs systématiques, qui donnent généralement pour les réseaux aériens un courant de court-circuit fictif plus élevé que le courant de court-circuit réel; on est donc sûr d'obtenir ainsi par ce calcul simple un courant de court-circuit qui sera supérieur au courant de court-circuit réel du réseau.

Nous appliquerons la méthode indirecte à l'étude du réseau représenté sur la figure 57 où le réseau de puissance très grande AC débite sur deux lignes à 110.000 V, qui elles-mêmes alimentent un transformateur de 10.000 KVA 110.000/11.000 V. sur lequel est branché un réseau de distribution secondaire à 11.000 V.

On demande de déterminer le courant de court-circuit en D qui devra fixer la capacité de coupure des disjoncteurs à 11.000 V. Prenons

pour courant normal celui du transformateur à [pleine puissance, qui a pour valeur,

$$\frac{10.000}{110 \times \sqrt{3}} = 52,5 \text{ A.}$$

La réactance de la ligne par km. étant égale à 0,41 ohm : km, on a pour une distance supposée de 100 km. une chute de tension

$$0,41 \times 100 \times 52,5 = 2150 \text{ V,}$$

ou par rapport à la tension simple du réseau,

$$\frac{\sqrt{3} \times 2150}{110.000} = 0,0337,$$

soit

$$3,37 \text{ ‰.}$$

Nous supposons les deux lignes identiques.

La réactance du transformateur sera supposée égale à 8 ‰, de sorte que la réactance totale sera en pour cent,

$$\frac{1}{2} \times 3,37 + 8 = 9,69.$$

Le courant de court-circuit en *D* sera donc égal au courant normal en ce point divisé par ce pour cent de réactance ; on a ainsi, courant normal en *D*,

$$52,5 \times \frac{110.000}{11.000} = 525 \text{ A.}$$

Courant de court-circuit en *D*,

$$525 \times \frac{100}{9,69} = 5420 \text{ A.}$$

Supposons que le point *D* soit non au voisinage des barres, mais à une distance de 10 km, et soit 0,40 ohm : km la réactance par km de la ligne de liaison. Le courant dans cette ligne étant de 525 A (correspondant au courant normal du transformateur), on a :

Chute de tension

$$0,40 \times 525 \times 10 = 2100 \text{ V}$$

soit en pour cent de la tension de 11.000 V,

$$100 \times \frac{2100 \times \sqrt{3}}{11.000} = 33 \text{ ‰.}$$

La réactance totale est ainsi

$$9,69 + 33 = 42,69 \text{ ‰}$$

et le courant de court-circuit devient

$$525 \times \frac{100}{42,69} = 1230 \text{ A.}$$

La capacité de coupure des disjoncteurs des lignes de distribution peut

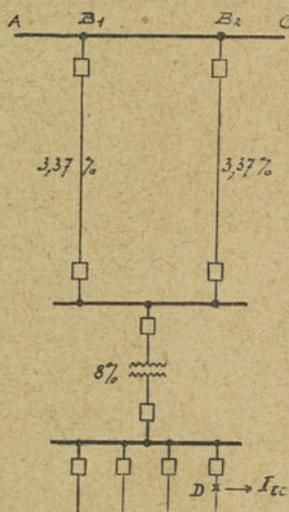


Fig. 57. — Réseau complexe court-circuité en *D*.

ainsi être considérablement réduite par rapport à celle des disjoncteurs voisins du transformateur.

Les calculs nécessités par la méthode indirecte ci-dessus peuvent être remplacés par une détermination expérimentale, en constituant un réseau fictif dit *réseau miniature*, dans lequel les artères sont constituées par des résistances proportionnelles soit aux réactances soit aux impédances des artères réelles correspondantes. On alimente ce réseau miniature par une source de tension continue, et on mesure l'intensité du courant produit pour un court-circuit provoqué en l'un des points caractéristiques du réseau.

M. O. R. Schurig (1) a donné au sujet de ces réseaux miniatures les précisions suivantes :

Les erreurs dans la détermination du courant de court-circuit ont deux origines : l'absence dans le réseau fictif des capacités correspondant à celles du réseau réel ; et la substitution dans ce réseau des résistances aux impédances.

L'erreur due à l'absence des capacités n'est sensible que pour les tensions élevées et pour les réseaux très étendus ; par exemple pour un court-circuit se produisant sur une ligne à 320 km. de la station génératrice, cette erreur est de l'ordre de 10 p. cent. L'importance du courant de capacité est naturellement plus grande dans le cas où le défaut correspond à un court-circuit établi entre l'une des phases et le neutre mis à la terre.

La constitution d'un réseau fictif par des résistances proportionnelles aux réactances peut fournir des résultats dont l'erreur est inférieure à 20 p. cent (généralement inférieure à 10 p. cent) et ordinairement par excès dans les conditions suivantes :

a) Dans le cas où les éléments constitutifs du réseau sont en série, ou dans celui où les éléments en parallèle ont un déphasage

(1) O. R. SCHURIG, A. I. E. E., juin 1923, t. XLII, p. 605 et R. G. E. du 23 février 1924, p. 331. Voir aussi P. BOUCHEROT et CH. LAVANCHY, Méthodes actuelles de détermination des courants de court-circuit sur les réseaux à courant alternatif. *Conférence internationale des grands Réseaux*, 1923, p. 1083.

faible et ne dépassant pas 15° . Le déphasage de la distribution doit être au moins de 30° si la réactance de l'usine génératrice est au moins égale à l'impédance des lignes; ce déphasage doit être au moins de 45° si la réactance de l'usine génératrice est égale à la moitié des impédances des lignes; enfin il doit être supérieur à 55° si la réactance de l'usine génératrice est égale au moins au cinquième de l'impédance des lignes.

b) Dans le cas où les éléments du réseau sont en parallèle et présentent des déphasages différents, le déphasage résultant étant au moins égal à 55° .

Ces catégories a) et b) comprennent la presque totalité des réseaux aériens et une partie des réseaux souterrains rencontrés en pratique.

Quand les installations ne satisfont pas aux conditions indiquées, mais que les déphasages ne sont pas inférieurs à 30° , le réseau fictif constitué par des résistances proportionnelles aux impédances donne des résultats approchés ordinairement par défaut avec la même approximation inférieure à 20 p. cent. (généralement inférieure à 10 p. cent). Cette catégorie comprend, en particulier, les distributions par câbles avec réactances interposées pour limiter le courant de court-circuit dans certains tronçons.

11. Cas d'un réseau alimenté par plusieurs génératrices. — En pratique, le réseau de puissance infinie n'existe pas, et l'on se trouve en présence de diverses centrales ou de diverses génératrices débitant sur un réseau de distribution pour lequel on a à déterminer la capacité de coupure des disjoncteurs. Il suffit alors de faire les calculs en admettant que la force électromotrice des génératrices est constante, et en faisant intervenir la réactance de ces génératrices.

Le calcul se conduit donc de la façon suivante :

1° Fixation du courant dit *courant normal*, correspondant, par exemple, au courant normal des génératrices principales.

2° Ce courant sera modifié en raison inverse de la tension des diverses artères du réseau.

3° Calcul de la chute de tension inductive dans chaque artère en pour cent de la tension de l'artère.

4° Calcul en pour cent de la chute de tension inductive correspondant au courant ci-dessus dans les divers appareils, génératrices, transformateurs, par rapport à la tension de ces appareils.

5° Combinaison des réactances en pour cent ainsi obtenues d'après la règle des impédances pour le point de court-circuit.

6° Le courant de court-circuit s'en déduit comme on l'a indiqué plus haut.

En résumé, on voit que l'étude du courant de court-circuit d'un réseau est un cas particulier de l'étude des réseaux de distribution, dans lesquels on n'aurait qu'un centre de consommation (le point de court-circuit) et qu'un centre d'alimentation composé de toutes les stations génératrices. Les réactances interposées sont celles des génératrices elles-mêmes, des transformateurs et des lignes que l'on exprime en pour cent de la tension de l'appareil ou de la ligne comme on l'a indiqué. L'emploi des réactances mises sous cette forme dispense ensuite de raisonnements un peu subtils sur la modification de ces réactances avec le changement de tension. Il est bien évident que pour le calcul proprement dit de la réactance résultante on peut utiliser les artifices de transfiguration indiqués pour les réseaux bouclés s'ils introduisent des simplifications.

D'autre part, on pourra généralement éliminer les génératrices de faible puissance ou celles qui sont très éloignées du point de court-circuit, car les unes et les autres donnent des pour cent de réactance élevés qui ne modifient qu'assez peu le résultat. Avec un peu de pratique, on arrive à simplifier ainsi le réseau et à ne conserver que les génératrices principales, ce qui en général est suffisant dans une étude qui n'a d'autre but que de fixer un ordre de grandeur du courant de court-circuit.

Remarque. — Dans l'étude précédente, les réactances ont été rapportées à la tension simple U aux bornes de la génératrice à pleine charge. En

outre la réactance de fuite ainsi que la réaction d'induit de la machine ont été assimilées à une réactance constante. Il en résulte deux causes d'erreur que divers auteurs ont cherché à atténuer. On trouvera, en particulier, dans une étude récente de Wolfgang Flade (1) une comparaison des diverses méthodes proposées.

La méthode que nous [avons appliquée, que cet auteur attribue à B. B. C. (2), et qui consiste à calculer les chutes de tension par rapport à la tension U peut se résumer par la formule suivante, où I_{co} représente le courant de court-circuit aux bornes de la génératrice, I_{cc} le courant de court-circuit à l'extrémité de l'impédance Z alimentée par cette génératrice :

$$(1) \quad I_{cc} = \frac{U}{\frac{U}{I_{co}} + Z}$$

D'autres auteurs tels que Panzerbieter (3) et Foerster (4) ont proposé l'expression plus générale suivante, où k désigne un coefficient numérique :

$$(2) \quad I_{cc} = \frac{kU}{\frac{kU}{I_{co}} + Z}$$

Panzerbieter adopte un coefficient k égal à 1,4, ce qui revient à remplacer la caractéristique vraie de la génératrice sensiblement par sa corde.

Foerster adopte, au contraire, un coefficient k égal à 2,25, ce qui revient à considérer aussi une caractéristique rectiligne, mais sensiblement tangente à la caractéristique vraie.

Enfin, Rudenberg (5) utilise la caractéristique de la machine elle-même, et effectue les calculs graphiquement.

Il est généralement suffisant pour l'étude des courants de court-circuit d'appliquer les méthodes algébriques ci-dessus, plus rapides. En particulier, celle de Foerster est susceptible de donner le résultat cherché avec une bonne précision.

Nous signalerons, enfin, que toutes ces méthodes donnent la valeur du courant de court-circuit triphasé. Le courant de court-circuit biphasé, le plus fréquent, s'en déduit habituellement en multipliant le précédent par 1,4, plutôt que d'avoir recours à des méthodes de calcul plus compliquées (6).

(1) WOLFGANG FLADE, Verfahren zur Ermittlung von Dauerkurzschluss-Stromstärken in Netzen, E. T. Z. du 5 décembre 1929, p. 1761.

(2) Revue B. B. C., t. VII, p. 31 et 70.

(3) Revue Siemens, t. II, p. 436 et 592.

(4) F. FOERSTER, E. T. Z., 1926, p. 1104.

(5) RUDENBERG, Kurzschluss-Ströme beim Betrieb von Grosskraftwerken, 1925.

(6) Voir A. BLONDEL : L'étude des systèmes triphasés au moyen d'impédances et d'admittances de phases dans les problèmes de chute de tension et de mise en court-circuit. R. G. E. du 3 janvier 1931, t. XXIX p. 3.

CHAPITRE VIII

PHÉNOMÈNES TRANSITOIRES — PROTECTION DES LIGNES CONTRE LES SURTENSIONS

1. Origine des surtensions. — Les réseaux électriques sont soumis accidentellement à des surtensions capables de détruire les isolants ou de provoquer des amorçages d'arc qui, une fois établis, sont alimentés aisément par la tension de service elle-même. Ces surtensions sont dues à des causes *extérieures* au réseau et à des causes *intérieures*.

La cause extérieure principale est l'électricité atmosphérique qui se manifeste soit par influence soit par coup de foudre direct.

Parmi les causes intérieures, nous citerons la fermeture ou l'ouverture d'un interrupteur mettant brusquement le réseau sous tension ou coupant brusquement la charge, la rupture d'une ou de plusieurs des phases de la ligne ou d'un des appareils en service, les mises à la terre, les résonances locales dans des conditions particulières.

Quand ils s'établissent brusquement, ce qui est généralement le cas, ces divers phénomènes donnent lieu à des surtensions qui se propagent le long des lignes à une vitesse très voisine de celle de la lumière et qui en se réfléchissant en tous points de discontinuité du réseau peuvent amplifier la surtension primitive, suivant des lois que nous exposerons sommairement dans ce chapitre (1).

Considérons, par exemple, une ligne triphasée représentée sur

(1) Le lecteur qui voudra étudier plus complètement cette question pourra se reporter à l'ouvrage classique de Steinmetz : *Transient Electric Phenomena and Oscillations* ou aux nombreux travaux originaux. Nous citerons, en particulier, les articles de M. Ch. LEDOUX : Ondes mobiles, propagation, formation, protection, R. G. E. du 19 novembre 1927, t. XXII, p. 815 et La protection contre la foudre des réseaux de distribution d'énergie électrique à basse tension, R. G. E. du 21 mars 1931, t. XXIX, p. 467.

la figure 58, et supposons qu'un nuage N chargé positivement passe au-dessus. Ce nuage induira sur une partie AB de la ligne une charge négative, tandis que les extrémités se chargeront positivement. Si la ligne est parfaitement isolée et si le neutre de ses transformateurs n'est pas à la terre, elle prendra dans la région influencée un potentiel moyen qui sera fonction de la valeur des

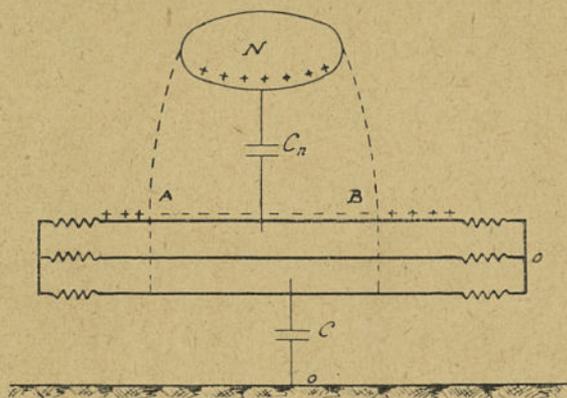


Fig. 58. — Représentation d'une ligne soumise à l'influence d'un nuage chargé électriquement.

capacités ligne-nuage et ligne-terre. Une charge positive sera refoulée aux extrémités, égale, en valeur absolue, à la charge négative de la zone d'influence, de sorte que la charge totale de la ligne sera nulle.

Soit V_n le potentiel du nuage par rapport au sol, V celui de la ligne, C la capacité ligne-sol et C_n la capacité ligne-nuage, on aura

$$V = V_n \frac{C_n}{C + C_n}.$$

Au contraire, si le neutre des transformateurs est à la terre, les charges statiques positives s'écouleront dans le sol de sorte que la ligne se maintiendra au potentiel zéro. Par contre, elle prendra une charge égale en valeur absolue à $C_n V_n$.

Une ligne isolée peut aussi être chargée statiquement par la chute de grêle, de neige sèche ou par la projection de sable soulevé par un ouragan.

Les lignes situées en montagne ont à supporter des charges statiques dues aux différences d'altitude. Dans certaines régions en plaine, les lignes peuvent aussi se charger à des tensions dangereuses pour le personnel par le simple effet des différences de potentiel atmosphérique; ce phénomène se constate aussi et avec une grande violence dans diverses régions tropicales.

Toutes ces surtensions statiques sont capables à elles seules de provoquer des avaries aux isolateurs, ou des accidents au personnel chargé de l'entretien.

Les effets de la modification brusque de l'état électrique des lignes sont beaucoup plus dangereux que les effets statiques. Supposons, par exemple, que la charge du nuage N disparaisse brusquement. A ce moment, les charges accumulées par influence sont libérées et circulent sur les lignes sous forme d'oscillations plus ou moins complexes avec des surtensions plus ou moins marquées jusqu'à ce que le réseau reprenne, après amortissement des ondes, son état primitif.

Si le neutre du réseau est à la terre, les charges accumulées s'écoulent dans le sol avec des oscillations en général assez amorties. Si le neutre est isolé ou relié à la terre par des organes à grande impédance, les oscillations durent plus longtemps, l'énergie passant alternativement de la capacité du système C où elle se présente sous la forme $\frac{1}{2}Cu^2$ à la réactance L où elle se présente sous la forme $\frac{1}{2}Li^2$. Les tensions u peuvent prendre en certains points des valeurs dangereuses, fonctions des oscillations complexes.

La décharge d'un nuage supposée ici très rapide (foudre) est généralement fractionnée soit en décharges oscillantes, soit plus souvent en décharges répétées et de même sens, comme on l'a constaté par des expériences méthodiques récentes.

Chacun de ces trains de décharges provoque la naissance de groupes d'oscillations libres qui se superposent; l'étude du phénomène général serait donc fort complexe, aussi se limite-t-on habi-

tuellement à celle d'une onde libre unique, comme on l'expliquera dans la suite.

Parmi les causes de surtension intérieures, la plus fréquente est l'amorçage d'un arc à la terre par contact d'une des phases.

Si le neutre du réseau est mis directement à la terre, l'arc forme un court-circuit net pour la tension étoilée; sous l'afflux d'intensité correspondant, les disjoncteurs déclenchent et éliminent ainsi le tronçon avarié.

Si, au contraire, le neutre est isolé, le courant à la terre, qui revient aux génératrices par la capacité des phases saines, ne prend de l'importance que pour des réseaux très étendus. La phase à la terre prend la tension du sol, et les deux autres phases prennent par rapport au sol la tension composée; l'exploitation dans ces conditions peut se poursuivre sans déclenchement, ce qui présente un certain intérêt au point de vue de la continuité du service. Il faut remarquer cependant que les extinctions, et les réallumages de l'arc à chaque alternance du courant provoquent des trains d'ondes libres qui peuvent engendrer dans le système des surtensions de l'ordre du double de la tension de la ligne.

Plusieurs dispositions ont été proposées pour souffler l'arc à la terre.

Le suppresseur d'arc de Creighton (1) se compose d'un interrupteur automatique qui met à la terre pendant un temps très court la phase sur laquelle s'est produit l'arc; celui-ci shunté par le disjoncteur s'éteint définitivement sans réallumage, puis le disjoncteur lui-même par son ouverture ramène le réseau à son état primitif.

La bobine de Petersen (ou les diverses dispositions analogues, bobine de dissonance, transformateur de soufflage) introduite entre le neutre du transformateur et la terre a pour but, par un effet électrique, de supprimer au moment de l'arc à la terre toute tension aux bornes du court-circuit; l'arc s'éteint encore de lui-

(1) E. E. F. CREIGHTON. Protection of Electrical Transmission Lines Trans. A. I. E. E. t. XXX, p. 257.

même. Cependant la bobine de Petersen pendant son fonctionnement élève la tension des phases saines à la tension du réseau.

Enfin l'emploi de résistances est quelquefois adopté pour limiter les courants de mise à la terre (1).

Les ouvertures et fermetures des interrupteurs provoquent aussi des surtensions qui peuvent atteindre également le double de la tension du réseau.

Les dangers de résonance sous l'influence de l'onde fondamentale de la tension de transmission ou de l'un de ses harmoniques se présentent moins souvent. En effet, une ligne se mettra en résonance lorsque sa longueur x correspondra sensiblement à $1/4$ de longueur d'onde; la rotation des phases sera alors égale à $\frac{\pi}{2}$, d'où la condition suivante de résonance pour la fréquence fondamentale, b ayant la définition donnée aux annexes du chapitre VI,

$$(1) \quad bx = \frac{\pi}{2}$$

et

$$(2) \quad x = \frac{\pi}{2b}$$

Si on néglige la résistance ohmique, b qui est égal à $n \sin \delta$ se réduit simplement à $\omega \sqrt{lc}$; d'où, en appelant f la fréquence dangereuse de résonance pour une ligne donnée,

$$(3) \quad x = \frac{1}{4f\sqrt{lc}}$$

Le terme $\frac{1}{\sqrt{lc}}$ qui représente la vitesse de la lumière est égal à 3×10^5 km: s., de sorte que l'on a finalement

$$(4) \quad x = \frac{1}{f} \times \frac{3}{4} \times 10^5 \text{ km.}$$

(1) Voir pour le calcul des résistances et des réactances de limitation du courant de court-circuit : W. W. LEWIS. Grounding the Neutral Through Resistance or Reactance. G. E. R. Juin 1929, p. 318.

Le tableau suivant donne les distances pour lesquelles la fréquence fondamentale $f=50$ p : s., ou ses harmoniques entrent en résonance.

FRÉQUENCE	N° DE L'HARMONIQUE	X
p : s	—	Km.
50	1	1500
150	3	500
250	5	300
350	7	215
450	9	167
550	11	136
650	13	115
750	15	100
850	17	88
950	19	79

En pratique, ces résultats théoriques sont assez profondément modifiés pour les harmoniques, d'une part par les effets d'amortissement, d'autre part par les impédances des appareils branchés. C'est ainsi que nous avons pu constater, par exemple, des effets de résonance assez violents sur une ligne à 120.000 v. de 70 km. de longueur dans des conditions spéciales (1). La ligne présentait pour un fonctionnement à vide une plage, d'ailleurs très resserrée, de tensions critiques où prédominait l'harmonique 7.

M. Bunet a étudié les propriétés particulières des lignes 1/4 d'onde et 1/2 onde, en se basant sur leurs caractéristiques naturelles.

2. Propagation des ondes libres (étude sommaire). — La variation brusque dans l'état électrique d'un circuit entraîne l'apparition d'ondes de formes diverses et à caractère non périodique ou périodique amorti qui se propagent à une vitesse voisine de celle de la lumière de part et d'autre du lieu de la perturbation. Dans les milieux ne présentant que peu de capacité, ces ondes

(1) CH. LAVANCHY. Quelques conditions de fonctionnement et d'exploitation particulières aux réseaux bouclés d'interconnexion. *Conférence Internationale des grands réseaux à haute tension, 1923.*

libres n'ont ordinairement pas une amplitude dangereuse ; il n'en est pas de même pour les réseaux à haute tension qui ont une capacité élevée et un amortissement relativement faible.

Désignons par l_0 la réactance par km. du circuit d'ondes, par c_0 sa capacité ; l'impédance caractéristique de l'onde m_0 sera simplement égale à $\sqrt{\frac{l_0}{c_0}}$ si l'on néglige l'amortissement dû à la résistance r_0 et à la conductance g_0 .

Nous introduisons l'indice (*o*) dans toutes les constantes des lignes entrant dans l'étude de la propagation des ondes libres, afin de ne pas confondre ces constantes avec celles qui entrent dans le calcul de la transmission de l'énergie.

Les impédances d'onde sont différentes, suivant que l'onde étudiée parcourt un seul conducteur, les autres étant neutres ou servant de retour, ou, au contraire, que toutes les phases sont parcourues par la même onde, ce qui est le cas des perturbations atmosphériques. Le calcul doit alors être conduit comme celui d'une ligne monophasée à plusieurs conducteurs dont les conducteurs de retour seraient les images électriques par rapport au sol des conducteurs réels.

On appliquera donc la formule suivante relative à ce cas

$$l = 2 \left[0,5 + 2 \log_e \frac{d_1 d_2 d_3 \dots d_n}{a c_2 c_3 \dots c_n} \right] 10^{-4} \text{ henry : Km.}$$

dans laquelle

a est le rayon de chaque conducteur,

$c_2 c_3 \dots c_n$ la distance du conducteur considéré aux ($n-1$) autres conducteurs parcourus par le même courant,

$d_1 d_2 d_3 \dots l$ la distance du conducteur considéré aux n conducteurs de retour.

La réactance l_0 des n conducteurs en parallèle sera $l_0 = l : n$.

On aura une formule de même forme pour la capacité c de chaque conducteur, et la capacité c_0 des n conducteurs en parallèle aura pour valeur $c_0 = nc$.

En tenant compte de l'observation faite au chapitre III, on trouve que l'impédance m_0 se déduit de l'expression de c_0 par la relation

$$m_0 = \sqrt{\frac{l_0}{c_0}} = \frac{1}{c_0} \sqrt{l_0 c_0} = \frac{10^{-5}}{c_0 \times 3}$$

On déduit de cette formule générale les formules particulières suivantes, où les logarithmes sont des logarithmes vulgaires.

a) Pour un fil unique à une hauteur h du sol sans conducteur au voisinage,

$$m_0 = 138 \log \frac{2h}{a} \text{ ohms.}$$

b) Pour deux fils en parallèle placés à une hauteur h et à une distance d ,

$$m_0 = \frac{138}{2} \log \frac{4h^2}{ad} = 138 \log \frac{2h}{\sqrt{ad}} \text{ ohms.}$$

c) Pour trois fils en parallèle placés à une hauteur moyenne h et à une distance moyenne d ,

$$m_0 = \frac{138}{3} \log \frac{8h^3}{ad^2} = 138 \log \frac{2h}{\sqrt[3]{ad^2}} \text{ ohms.}$$

Dans le cas où le milieu a une constante diélectrique k et une perméabilité μ , on a d'une façon plus générale

$$m_0 = \frac{\sqrt{k\mu}}{c_0 \times 3 \times 10^5}.$$

Par exemple, chaque conducteur d'un câble armé triphasé, dont les trois phases sont au même potentiel par rapport à l'armature au sol, a une capacité donnée par l'expression suivante, en désignant par R le rayon de la section de l'armature, par a celui des câbles, et par R_1 la distance de l'axe de chaque câble au centre de section,

$$c_0 = \frac{3k \times 10^{-6}}{2 \times 9 \log_e \frac{R^6 - R_1^6}{3aR_1^5}} \text{ farad: Km.}$$

Comme $\mu=1$, on trouve pour l'impédance d'onde

$$m_0 = \frac{138}{3\sqrt{k}} \log_{10} \frac{R^6 - R_1^6}{3aR_1^5}.$$

Pour $R=3$ cm, $R_1=1,5$ cm, $a=0,5$ cm et $k=4$, on a

$$m_0 = 41 \text{ ohms.}$$

La vitesse de propagation v_0 est alors

$$v_0 = 150.000 \text{ km: s.}$$

Ces exemples donnent une idée de l'ordre de grandeur des impédances d'onde dans les divers types de lignes aériennes et souterraines.

On pourra, en première approximation, adopter les valeurs suivantes :

Pour les lignes aériennes, 300 à 600 ohms.

Pour les câbles armés, 30 à 150 ohms.

Pour les parafoudres du type à oxyde de plomb, pendant leur fonctionnement, 30 ohms.

Pour les transformateurs, 2.000 à 30.000 ohms.

Le courant de l'onde est relié à la tension u par la relation générale

$$u = m_0 i.$$

Dans les hypothèses admises, l'onde se propage sans amortissement, tant que les constantes ne subissent pas de variation.

La théorie montre qu'à tout point de discontinuité, l'onde libre primaire se subdivise en deux ondes secondaires : l'une qui pour-

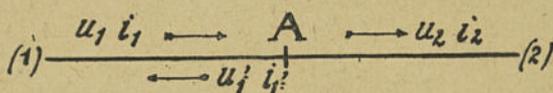


Fig. 59. — Propagation des ondes libres dans deux milieux de part et d'autre de la frontière A.

suit son chemin, l'autre qui reflue sous forme d'onde réfléchie. Nous résumerons les caractéristiques de ces diverses ondes.

Soit sur la figure 59 :

u_1, i_1 la tension et le courant de l'onde libre primaire,

u_2, i_2 les caractéristiques de l'onde secondaire traversante du milieu (1) au milieu (2),

u'_1, i'_1 les caractéristiques de l'onde secondaire réfléchie à la frontière A des deux milieux,

m_{01} l'impédance caractéristique du milieu (1),

m_{02} l'impédance caractéristique du milieu (2).

L'égalité des tensions et des courants de part et d'autre de la frontière A permet d'écrire les deux équations

$$(1) \quad u_1 + u'_1 = u_2,$$

$$(2) \quad i_1 + i'_1 = i_2.$$

Comme, d'autre part, on a évidemment,

$$u_1 = m_{01} i_1,$$

$$u_2 = m_{02} i_2,$$

$$u'_1 = -m_{01} i'_1.$$

on déduit de (1) et de (2) les relations générales suivantes,

$$u_2 = u_1 \frac{2 m_{02}}{m_{01} + m_{02}}$$

$$i_2 = i_1 \frac{2 m_{01}}{m_{01} + m_{02}}$$

$$u_1' = u_1 \frac{m_{02} - m_{01}}{m_{01} + m_{02}}$$

$$i_1' = -i_1 \frac{m_{02} - m_{01}}{m_{01} + m_{02}}$$

Pour discuter ces équations, nous les mettrons sous une autre forme; en désignant par α le rapport des impédances caractéristiques $m_{02} : m_{01}$, on peut ainsi écrire

$$(3) \quad \frac{u_2}{u_1} = \frac{2\alpha}{\alpha + 1}$$

$$(4) \quad \frac{i_2}{i_1} = \frac{2}{\alpha + 1}$$

$$(5) \quad \frac{u_1'}{u_1} = \frac{\alpha - 1}{\alpha + 1}$$

$$(6) \quad \frac{i_1'}{i_1} = -\frac{\alpha - 1}{\alpha + 1}$$

Ces relations ont été représentées graphiquement sur la figure 60 en fonction de la variable α portée en abscisses.

Considérons quelques cas particuliers.

a) *Cas d'une ligne ouverte.* — Dans ce cas, l'impédance m_{02} est infinie, d'où $\alpha = \infty$; on a alors,

Courant nul dans le milieu (2) ($i_2 = 0$);

Courant de l'onde réfléchie dans le milieu (1) égal et de signe contraire au courant incident ($i_1 = -i_1'$);

Tension de l'onde réfléchie dans le milieu (1) égale à la tension de l'onde incidente ($u_1' = u_1$);

Tension résultante en A égale au *double* de la tension de l'onde incidente ($u_2 = 2u_1$).

b) Cas d'une ligne en court-circuit. — On a pour ce cas $\alpha = 0$;

d'où

$$\begin{aligned} u_2 &= 0 \\ i_2 &= 2i_1 \\ u_1' &= -u_1 \\ i_1' &= i_1. \end{aligned}$$

Le courant dans le milieu (2) est le double du courant de l'onde incidente.

La valeur $\alpha = 1$ correspond au cas où il n'y a pas de discontinuité ($m_{01} = m_{02}$). Pour $\alpha < 1$ il se produit au passage du premier

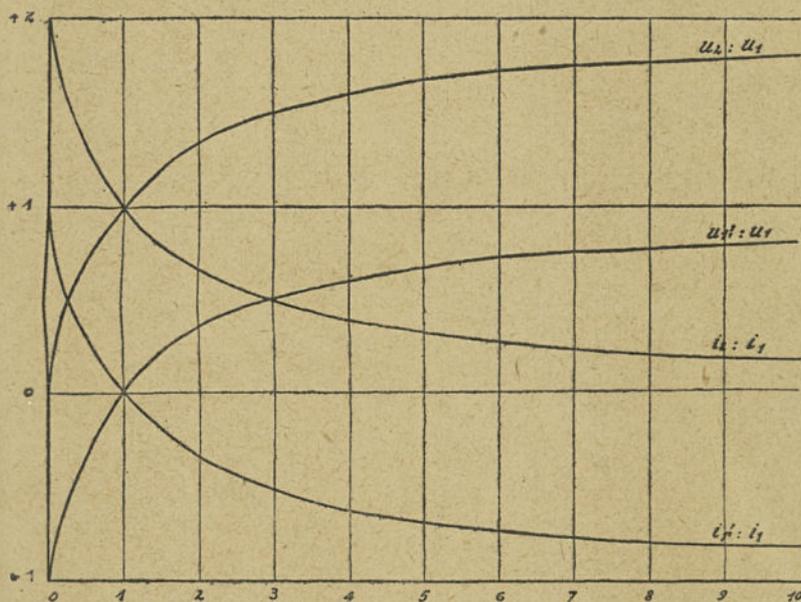


Fig. 60. — Représentation générale des variations d'amplitude des ondes libres en un point de discontinuité.

milieu dans le second une réduction de l'amplitude de la tension de l'onde et une augmentation de l'amplitude du courant; au contraire pour $\alpha > 1$ il y a une augmentation de l'amplitude de la tension et une réduction de l'amplitude de l'intensité.

La distinction entre ces deux cas ($\alpha < 1$ ou $\alpha > 1$) est plutôt théorique, puisque si l'onde venait en sens inverse de (2) vers (1)

au lieu de (1) vers (2) les valeurs de α seraient inversées ; on doit donc, au point de vue des surtensions, prendre pour α le rapport de la plus grande impédance à la plus petite chaque fois que les perturbations peuvent provenir aussi bien d'un milieu que de l'autre.

c) *Cas d'un nœud de lignes aériennes ayant même impédance d'onde.* — Soit n lignes aériennes de mêmes caractéristiques aboutissant à un nœud commun. Une onde libre circulant sur une de ces lignes atteindra le nœud commun, et se comportera comme si elle était à la frontière de deux milieux : celui de la ligne porteuse, celui de l'ensemble des autres lignes dont l'impédance d'onde sera égale à $\frac{m_{01}}{n-1}$ correspondant à $(n-1)$ lignes en parallèle.

On a alors $\alpha = \frac{1}{n-1}$, d'où aussi

$$\frac{u_2}{u_1} = \frac{2}{n}$$

$$\frac{u_1'}{u_1} = \frac{2-n}{n}.$$

La tension commune u_2 au nœud est donc inférieure à la tension de l'onde incidente. Les courants égaux dans chacune des $(n-1)$ artères du milieu (2) seront égaux chacun à la valeur $\frac{1}{n-1}$ du courant i_2 transmis au milieu (2).

d) *Cas d'une sous-station alimentée par une ou plusieurs lignes.* — Supposons une sous-station comprenant une ligne d'arrivée porteuse d'une onde libre, une ligne de départ et un groupe de transformateurs. Le milieu (1) comprend la ligne porteuse dont l'impédance caractéristique sera supposée égale à 300 ohms ; le milieu (2) comprendra :

la ligne de départ, impédance : 300 ohms,

et le groupe de transformateurs, impédance 3.000 ohms,

soit une impédance résultante

$$\frac{300 \times 3000}{300 + 3000} = 273 \Omega; \text{ d'où } \alpha = 0,91.$$

La tension u_2 sera ainsi sensiblement égale à u_1 , ce qui se comprend, puisque l'onde mobile passera presque entièrement dans la ligne de départ.

Au contraire si la sous-station était en bout de ligne, sans autre artère de départ, le second milieu aurait une impédance de 3.000 Ω , d'où $\alpha=10$; la tension u_2 serait alors égale sensiblement au double de la tension de l'onde incidente comme pour une ligne ouverte.

Enfin, si la sous-station comprenait une ligne, un transformateur et un parafoudre à oxyde de plomb (30 ohms) en fonctionnement, l'impédance du second milieu serait égale à

$$\frac{30 \times 3000}{30 + 3000} = 29,7 \Omega; \text{ d'où } \alpha = 0,099.$$

La tension u_2 serait dans ce cas très voisine de u_1 .

Cette théorie simple ne fait pas intervenir l'amortissement des ondes dû soit aux pertes par effet Joule, de la forme Ri^2 soit aux pertes par effet de couronne de la forme Gu^2 , qui ont pour résultat de réduire rapidement les amplitudes.

En particulier, des essais effectués sur des lignes américaines à 110, 132 et 220 kv, ont montré l'amortissement considérable des tensions induites par les orages (1). L'atténuation par km. A de la tension induite est donnée par la formule suivante, où u représente la tension de l'onde en kv. et k un coefficient déduit de l'expérience,

$$(1) \quad A = -ku^2.$$

D'après W. W. Lewis, le facteur k peut être pris égal à 10^{-4} ; mais pour certains essais, ce facteur a atteint même 3×10^{-4} et 4×10^{-4} (conducteurs de section faible favorisant les pertes par effluves).

Par exemple, d'après (1), une surtension $u=1.000$ kv. subira une atténuation par km. de

$$10^{-4} \times 10^6 = 100 \text{ kv.}$$

(1) W. W. LEWIS. Transmission Line Insulation and Field Tests Pertaining to Lightning. G. E. R. Juillet 1929, p. 364.

La forme même de l'équation (1) montre, d'une part, que l'atténuation est d'autant plus forte que la surtension est plus élevée, d'autre part, que l'atténuation est due en bonne partie aux pertes par effet de couronne.

M. Lewis, à qui est due la formule ci-dessus, a déduit de ses

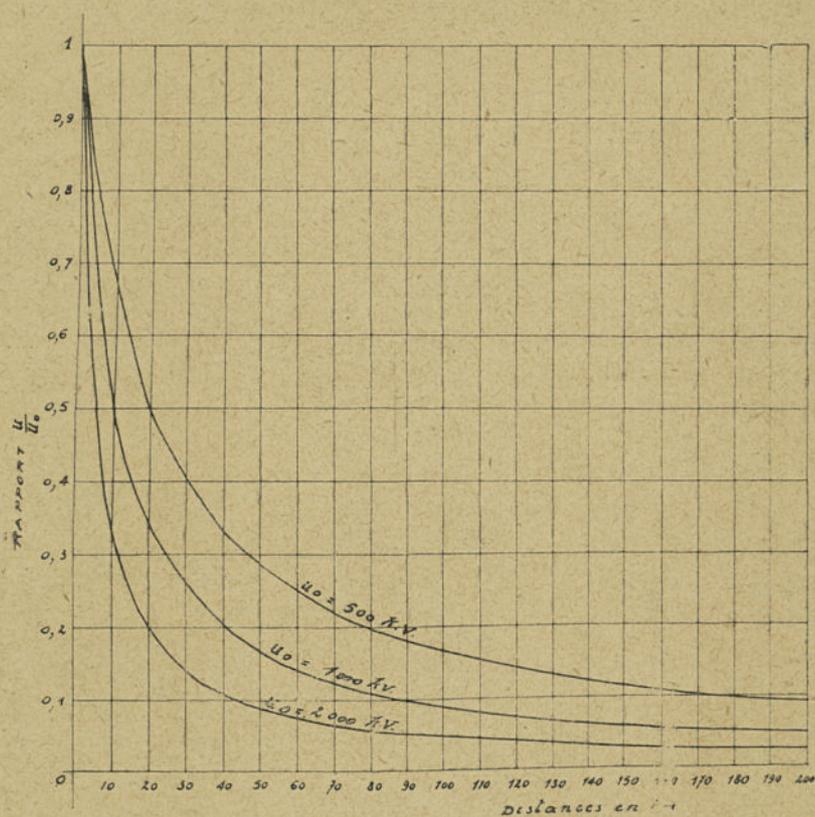


Fig. 61. — Représentation du rapport des surtensions $\frac{u}{u_0}$ en fonction de la distance x , pour diverses valeurs de u_0 .

essais la formule suivante pour déterminer la variation de u en kv. en fonction de la distance x ,

$$(2) \quad u = \frac{u_0}{kx u_0 + 1}$$

Dans cette formule k a la même valeur que dans (1), et u_0 est la valeur de la surtension à l'origine.

Par exemple, pour $u_0=1.000$ kv. on a à la distance de 10 km.

$$u = \frac{1000}{10^{-4} \times 10 \times 10^3 + 1} = 500 \text{ kv};$$

à cette distance, la surtension est donc réduite de moitié.

Pour $x=1$ km, l'expression (2) prend la forme

$$u = \frac{u_0}{k u_0 + 1}$$

qui développée en série permet d'écrire approximativement

$$(3) \quad u = u_0 - k u_0^2;$$

on retrouve ainsi l'expression de la constante d'atténuation A qui peut donc être définie comme la réduction de surtension pour 1 km.

Nous transformerons encore l'expression (2) et lui donnerons la nouvelle forme

$$\frac{u}{u_0} = \frac{1}{k x u_0 + 1}.$$

Le premier terme représente ainsi le rapport de surtension en fonction de la distance x et de la surtension initiale u_0 . La figure 61 donne la représentation graphique de cette relation, pour trois valeurs caractéristiques de u_0 ($u_0=500$ kv, ; 1.000 kv ; 2.000 kv.).

On remarque, en particulier, qu'une surtension u_0 sera ramenée à la valeur $u=500$ kv. pour une distance de

$$15 \text{ km. si } u_0=2.000 \text{ kv.}$$

$$10 \text{ km. si } u_0=1.000 \text{ kv.}$$

Les valeurs des surtensions d'origine atmosphérique sont, ainsi qu'on l'a déjà indiqué, assez incertaines ; leur mesure est d'ailleurs peu précise, de sorte que l'on ne peut leur fixer qu'un ordre de grandeur variable d'une région à l'autre. Il semble cependant que la tension de 300 kv. par mètre de hauteur au-dessus du sol soit un maximum.

M. Lewis donne les résultats suivants obtenus sur plusieurs lignes américaines :

TENSION DU réseau	SURTENSIONS CONSTATÉES		KV. PAR PIED	
	1927	1928	1927	1928
220 kv	2100 kv	2700	42	54
132	1200	1640	17	23
	900	740	22	18

On remarquera que les surtensions décroissent en même temps que les tensions normales des réseaux ; ce phénomène s'explique par la limite de tension d'amorçage d'arc des chaînes, différente pour chaque tension normale. Nous donnons, toujours d'après le même auteur et pour les mêmes réseaux, le nombre des surtensions constatées au cours d'expériences échelonnées sur trois ans, ainsi que le nombre des déclanchements provoqués par des ondes de surtension pour les années entières.

TENSION DU réseau	NOMBRE DE SURTENSIONS D'ORAGE			NOMBRE DE DÉCLANCHEMENTS		
	1926	1927	1928	1926	1927	1928
220 kv.	33	48	28	16	7	14
132	...	166	46	15	4	12
110	14	104	47	11	43	5

Ces essais n'ont pas eu tous la même durée de sorte qu'on ne peut établir un rapport entre le nombre des surtensions et le nombre des déclanchements correspondants.

De tous les résultats effectués, M. Lewis conclut que les surtensions d'origine atmosphérique peuvent atteindre 15 fois la tension normale, et que les surtensions causées par la manœuvre d'interrupteurs atteignent jusqu'à 5,5 fois la tension normale (1).

Au sujet de la raideur du front, ces ondes se décomposent comme suit :

(1) On entend ici par tension normale la tension maximum, ou tension de crête, entre la ligne et le neutre; c'est donc la tension habituelle multipliée par $\sqrt{2}$. L'importance de ces surtensions par rapport au maximum théorique provient des réflexions successives aux points de discontinuité.

- 1/5 atteint le maximum entre 1 et 10 microsecondes,
 2/5 atteint le maximum entre 10 et 100 microsecondes,
 3/5 atteint le maximum en plus de 100 microsecondes.

La mise au point de l'oscillographe cathodique a permis d'étudier expérimentalement ces phénomènes de propagation malgré leurs variations extrêmement rapides, et leurs grandes vitesses.

Nous donnons sur la figure 62, à titre d'exemple, un oscillo-

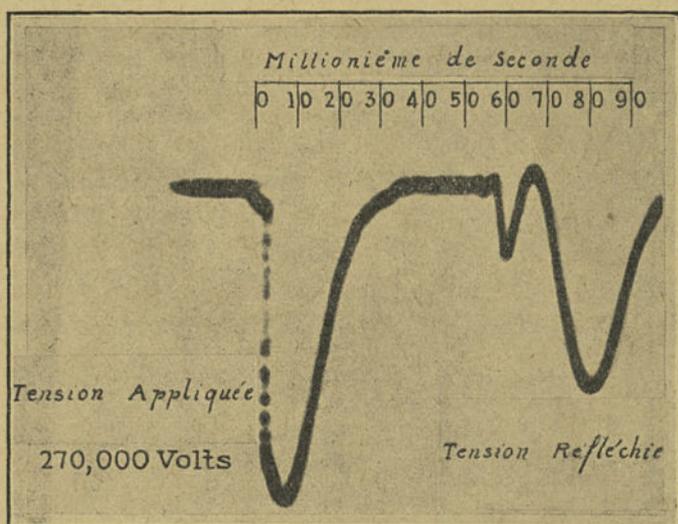


Fig. 62. — Oscillogramme obtenu par l'oscillographe cathodique montrant l'onde de tension appliquée (270.000 v.) sur une ligne de 5,7 miles (9,2 km.), et l'onde de retour.

gramme relevé à l'oscillographe cathodique sur lequel on voit la forme et l'amplitude de l'onde de surtension et de l'onde réfléchie atténuée dans le rapport de 2 : 3 environ. L'onde réfléchie a subi une modification sous l'influence des appareils branchés.

L'espace de temps qui séparait dans ce relevé l'onde émise et l'onde réfléchie était de 80 millièmes de seconde, environ, ce qui donne pour vitesse, en considérant que la ligne avait une longueur de 5,7 miles (9,2 km.),

$$\frac{2 \times 9,2}{80 \times 10^{-6}} = 230.000 \text{ km: sec.}$$

Le fort amortissement réduit ainsi notablement la vitesse de propagation théorique de 300.000 km. : sec.

La figure 63 donne diverses caractéristiques des cellules de para-

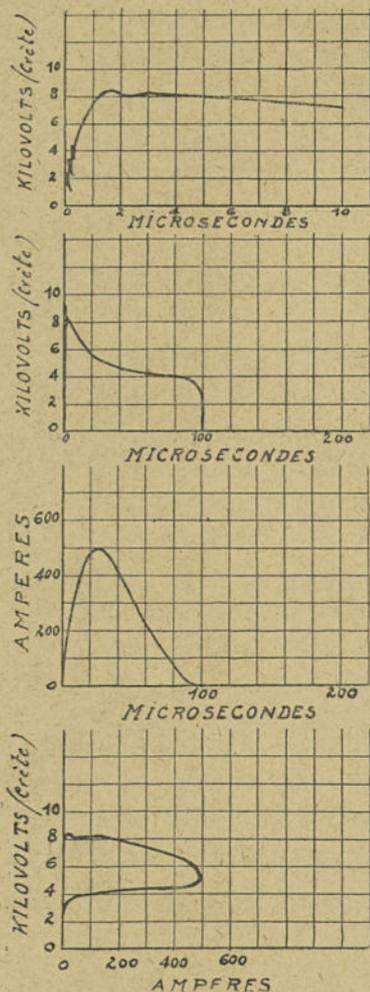


Fig. 63. — Caractéristiques de para-foudres à oxyde de plomb.

foudres à oxyde de plomb extraites d'un appareil après huit ans de service.

Il n'entre pas dans notre programme de faire l'exposé critique des moyens de protection contre les surtensions par l'emploi des divers dispositifs proposés; nous donnerons simplement la nomenclature des principaux de ces dispositifs pour les diverses catégories de surtensions.

a) *Écoulement des charges statiques ou à basse fréquence.*

1° Bobines d'écoulement, à raison d'une par phase;

2° Résistances hydrauliques;

3° Mise du neutre à la terre, directe, par résistance, par réactance;

4° Parafoudre à éclatement ou du type soupape qui entre en action dès que la somme des charges statiques et de la tension de distribution (valeur maximum) dépasse la tension d'éclatement.

b) *Écoulement, arrêt ou*

amortissement des ondes à front raide ou à haute fréquence.

1° Bobines de réactance;

2° Ensembles condensateurs et réactances étouffeurs d'ondes;

3° Amortisseurs;

4° Parafoudres à éclatement ou du type soupape lorsque les tensions sont suffisantes.

c) *Soufflage des arcs à la terre.* — Bobines de Petersen et leurs variantes (B. B. C. etc.).

La question de l'efficacité respective de ces divers moyens de protection est encore controversée, et il y aurait intérêt à effectuer des études systématiques comparatives et désintéressées pour arriver à un résultat pratique.

3. Le câble de terre ; son efficacité. — Nous n'avons pas à développer ici les caractéristiques et le principe de fonctionnement des divers dispositifs de protection des réseaux dont les principales combinaisons comprennent, comme nous venons de le voir, des bobines de réactance et des parafoudres (à cornes, à oxyde de plomb, etc) ou des bobines de réactance et des capacités ; mais nous devons examiner de plus près les propriétés du câble de terre qui est souvent installé au-dessus des conducteurs des lignes aériennes.

La question de l'efficacité du câble de terre comme organe de protection est encore assez controversée : les uns attribuent à ce câble surtout un rôle mécanique de liaison des pylônes entre eux, et considèrent que son effet électrique se ramène surtout à une meilleure liaison électrique des pylônes au sol ; d'autres, au contraire, considèrent qu'il joue un rôle protecteur important.

En fait, ce câble établit près de la ligne une zone au potentiel du sol, et, par suite, en présence d'un nuage orageux, dérive une partie des lignes de force du champ ; la capacité partielle ligne-nuage est diminuée d'autant, alors qu'au contraire est augmentée la capacité ligne-terre. Il en résulte que la charge prise par le réseau, si son neutre est à la terre, ou le potentiel du réseau, si le neutre est isolé, sont diminués en fonction de ces changements de capacité. L'utilisation d'une gaine cylindrique à larges mailles reliée à la terre et entourant la ligne procurerait à celle-ci une indépendance presque complète vis-à-vis des phénomènes atmosphériques.

En pratique, on s'accorde à considérer qu'un seul câble de terre suffit, en général, à protéger une ligne qui n'est pas placée dans des conditions particulièrement dangereuses, et que la dépense nécessitée par un second câble de terre ne se justifie pas. D'après Steinmetz (1), on peut considérer qu'un câble de terre protège l'ensemble des conducteurs compris dans un angle de 60° au-dessous de lui. On installera deux câbles de terre aux endroits exposés, tels que les points élevés, les bords des lacs ou des mers quand les vents prédominants soufflent de l'eau vers le rivage. Dans ce dernier cas, un câble supplémentaire placé du côté de l'eau sera efficace. Au point de vue mécanique, le câble de terre qui pourra être en acier devra être d'une section élevée (pas inférieure à 40 mm^2) et soigneusement galvanisé pour en garantir la durée.

Nous citerons l'opinion de quelques ingénieurs américains sur l'efficacité du câble de terre émise lors d'une enquête faite en 1924.

Les lignes de la Southern California Edison Co. à 150.000 et à 220.000 v. sont pourvues d'un câble de terre par circuit; mais, dans la plaine, on a placé en certains points deux câbles de terre pour "rassurer certaines municipalités" au sujet de la solidité mécanique des pylônes. Les ingénieurs de cette Société songeaient à les supprimer pour les futures lignes à 220.000 v, mais l'expérience a montré qu'ils étaient très utiles sur les lignes à 60.000 v. installées sur poteaux de bois, et on les conserve par habitude.

Les lignes à 220.000 v. et à 110.000 v. de la Pacific Gas et Electric Co. n'ont pas de câble de terre; à ces tensions, on considère le câble de terre comme inutile, et même dans certains cas comme nuisible.

Il faut remarquer cependant que la Californie présente un climat particulier, de sorte que les avis des ingénieurs américains ne doivent pas être généralisés.

Nous avons pu pendant plusieurs années suivre d'assez près l'ex-

(1) Discussion au comité de "Lightning Protection" de la *National Electric Light Association*, mai 1908

plaitation de lignes aériennes à 60.000 v. installées dans une région montagneuse et dépourvues de câble de terre, sans constater d'accidents systématiques résultant de cette absence.

Signalons encore le résultat d'une enquête faite en Amérique sur le fonctionnement des lignes à haute tension pendant l'année 1927 (1): les lignes sans câble de terre (728 miles) eurent au cours de l'année 12,2 interruptions par 100 miles causées par les orages, tandis que les lignes munies de câble de terre (1.511 miles) eurent seulement 5,9 interruptions par 100 miles.

La Texas Power and Light Co. avait, en 1925, 726 miles de lignes à 60.000 v. munies de câbles de terre et 494 miles de lignes dépourvues de câbles de terre; les interruptions s'élevèrent respectivement à 28 et 75. En 1926 la même compagnie avait 800 miles de lignes avec câbles de terre et 784 miles sans câble de terre; les interruptions s'élevèrent respectivement à 64 et 220.

Ces exemples sont favorables à l'adoption d'un câble de terre.

Il est cependant assez curieux de constater que malgré la plus grande fréquence des interruptions en 1925 sur les lignes non munies de câble de terre, la Texas Power and Light Co. ait mis en service presque exclusivement ce type de ligne en 1926 (290 miles de lignes sans câble de terre, contre 74 miles de lignes avec câble de terre).

L'efficacité d'un câble de terre peut être calculée par la méthode suivante indiquée par Petersen (2).

Soit:

V , la tension par rapport au sol d'un conducteur non protégé;

V' , la tension correspondante du même conducteur protégé.

Petersen désigne par "coefficient de protection" du câble de terre le rapport

$$(1) \quad \Delta V = \frac{V - V'}{V},$$

(1) Voir Report of Overhead Systems Committee, Great Lakes Division, National Electric Light Association, septembre 1928.

(2) W. PETERSEN. La valeur protectrice des câbles parafoudres E. T. Z. 1914, p. 1.

qui représente ainsi la réduction de tension obtenue par le câble de terre ; ce rapport a pour expression en pour cent,

$$(2) \quad \Delta V^0/0 = \frac{V - V'}{V} \times 100$$

ou encore,

$$(3) \quad \Delta V^0/0 = K \frac{h_t}{h} \times 100$$

en désignant par h_t la hauteur du fil de terre T (voir figure 64) au-dessus du sol, h la hauteur du fil protégé, K une constante.

Soit d_t la distance du fil de terre au fil protégé et a_t le rayon du fil de terre, on a

$$(4) \quad K = \frac{1}{2} \frac{\log_e \left(\frac{4hh_t}{d_t^2} + 1 \right)}{\log_e \left(\frac{2h_t}{a_t} \right)}$$

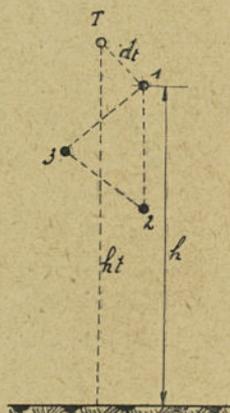


Fig. 64. — Disposition du fil de terre T au-dessus des trois fils d'une ligne triphasée.

On voit, d'une façon générale, que pour h_t , h et a_t donnés l'efficacité est d'autant plus grande que la distance d_t est plus faible ; elle est maximum, d'autre part, lorsque le fil protégé est placé directement sous le fil de terre. On trouvera dans l'ouvrage de Kyser (*Transport de l'énergie électrique*) les formules applicables au cas de plusieurs câbles de terre.

Les hauteurs h et h_t des conducteurs et des fils de terre jouant le rôle principal dans ces formules, si l'on voulait effectuer ce calcul avec précision il serait nécessaire de prendre en considération la flèche et adopter une hauteur intermédiaire entre les valeurs extrêmes mesurées au droit du pylône et au milieu de la portée. Mais comme on recherche en définitive un ordre de grandeur de l'efficacité du câble de terre, il suffit de baser les calculs sur une hauteur moyenne arithmétique entre les hauteurs au droit des supports et au milieu de la portée.

Appliquons la théorie de Petersen au pylône représenté sur la figure 65, dans lequel les trois conducteurs sont disposés en nappe horizontale, et le câble de terre *C* placé au sommet.

On obtient les résultats suivants :

pour la phase I : $\Delta V\% = 37,7$;

pour la phase II : $\Delta V\% = 34,5$;

pour la phase III : $\Delta V\% = 22,5$.

L'emploi d'un deuxième câble de terre situé symétriquement au pre-

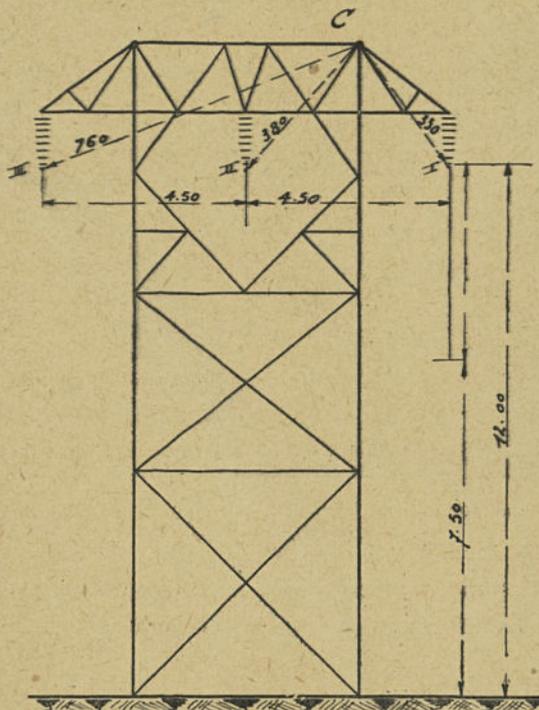


Fig. 65 — Type de pylône pour ligne à 110.000 V.

mier par rapport à l'axe du pylône augmenterait, mais dans des proportions moindres, le coefficient d'efficacité de la protection.

M. W. W. Lewis a, de son côté, effectué des mesures pour déterminer l'efficacité du câble de terre et a obtenu des résultats concordant avec la théorie de Petersen (1).

(1) W. W. LEWIS. Transmission Line Insulation and Field Tests Pertaining to Lightning, G. E. R., juillet 1929, t. XXXII, p. 364.

Nous rappellerons enfin qu'à la station génératrice de Big Creek les auto-transformateurs 150.000/220.000 v. sont branchés directement sur la ligne ainsi qu'on le voit sur la figure 66. L'installation à 150.000 était autrefois munie de parafoudres électriques. Ceux-ci

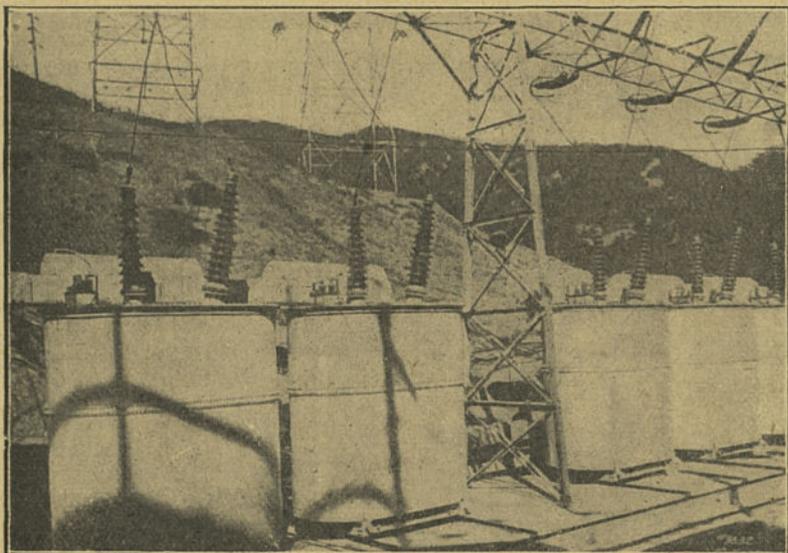


Fig. 66. — Auto-transformateurs 150.000/220.000 v. de Big Creek branchés directement sur la ligne à 220.000 v.

furent détruits dans un incendie et, depuis lors, il n'y a aucune protection contre les coups de foudre sur la haute tension.

CHAPITRE IX

LES ISOLATEURS

Nous plaçons dans la première partie de cet ouvrage le chapitre sur les isolateurs, quoique l'étude de ceux-ci doive être faite non seulement au point de vue purement électrique, mais aussi à celui de la résistance mécanique et thermique de la matière constituante. Cependant les propriétés électriques des isolateurs sont prédominantes, et justifient, par conséquent, cette classification.

Jusqu'à maintenant, deux matériaux isolants ont été plus particulièrement utilisés : la porcelaine et le verre. L'isolateur de porcelaine est de beaucoup le plus employé; c'est donc de lui que nous parlerons surtout ici.

1. Description sommaire des types d'isolateurs utilisés. —

a) *Isolateurs rigides.* — En principe, un isolateur rigide est constitué par un bloc de porcelaine ou de verre supportant le conducteur, et fixé sur une ferrure métallique de forme appropriée.

Le bloc est en une ou en deux ou même trois pièces s'emboîtant les unes dans les autres et scellées.

Les formes et dimensions des isolateurs rigides ont été normalisées (1); mais ces règles générales ne peuvent servir que d'indication, et on doit prévoir un isolement largement proportionné à la tension de service, en se basant sur les caractéristiques

(1) Voir : Brochure n° 146 des Règles Françaises d'unification du Matériel Electrique, Union des Syndicats de l'Electricité, 25, Bd Malesherbes. Prescriptions et normes du V. D. E. et R. G. E. du 14 avril 1923, p. 627.

réelles des isolateurs, variables avec leur nature et avec leur forme. Ces caractéristiques sont garanties par le constructeur, et les essais dont nous parlerons plus loin ont pour but de vérifier qu'elles sont bien réalisées pratiquement.

b) *Isolateurs de suspension*. — Les isolateurs de suspension ont été introduits en Amérique vers 1906.

Le premier type fut l'*isolateur Hewlett* à enchaînement métallique par anneaux ; cet enchaînement métallique a pour but d'empêcher la chute de la chaîne d'isolateurs en cas de rupture de la porcelaine. On a reconnu par la suite que l'isolateur « Hewlett » présentait outre les difficultés de fabrication une facilité de détérioration occasionnée par le frottement continu de l'attache sur la porcelaine. L'aptitude de cet isolateur à supporter de fortes charges mécaniques dépend aussi de la distribution satisfaisante des efforts entre la ferrure et la porcelaine. Pour des lignes équipées avec des câbles de section relativement faible, des brides en cuivre mou étiré en contact direct avec la porcelaine sont suffisantes. On a cherché, pour obtenir une résistance mécanique plus élevée, à améliorer la répartition des efforts entre bride et porcelaine en utilisant des garnitures de lames de métal ou d'autres matières ; mais la bride ronde répartit inégalement la charge sur la garniture et finit par la couper. Tout récemment, on a construit un isolateur « Hewlett » à trous rectangulaires pour lequel la zone de contact entre la porcelaine et l'attache plate est plus élevée ; l'emploi de coussins de métal mou assure aussi une répartition uniforme de la charge.

D'autres constructeurs ont introduit dans la pratique l'*isolateur à capot et tige*, dérivé de l'isolateur à tige ; il est muni d'un capot en fonte malléable bien fixé sur la tête et d'une tige scellée dans le trou central réservé à cet effet. Les scelléments sont appropriés aux efforts de traction.

Les premiers isolateurs à capot et tige ont présenté des ruptures mécaniques très fréquentes et très impressionnantes, et qui étaient principalement de deux genres, soit détachement de la cloche de porcelaine sous la pression du capot métallique provenant de la

différence du coefficient de dilatation de la fonte, de la porcelaine et du ciment de scellement, soit fissures imperceptibles de la porcelaine sous l'influence de la dilatation de la tige.

Actuellement, les isolateurs à capot et tige donnent des résultats satisfaisants; on a réduit la surface des zones d'attache entre la porcelaine et les parties mécaniques, on a disposé des coussins élastiques sous le capot et sur la tête de la tige, enfin le scellement se fait au ciment inaltérable et très maigre afin d'obtenir un coefficient de dilatation voisin de celui de la porcelaine. La prise du ciment doit être très lente et doit se faire à la température moyenne des isolateurs en service.

Les isolateurs construits d'après ces directives offrent l'avantage d'une grande durée, de sorte que l'hypothèse du vieillissement de la porcelaine est abandonnée aujourd'hui par de nombreux techniciens aussi bien pour les isolateurs rigides que pour les isolateurs à chaînes. On peut d'ailleurs remarquer que des lignes sont en exploitation depuis plus de quinze ans sans que les isolateurs de première installation n'aient perdu leurs qualités primordiales électriques et mécaniques.

Un troisième type d'isolateurs suspendus est celui à bâton ou à double capot dont le type récent est celui de *Motor*. L'*isolateur Jeffry-Dewitt* qui a deux capots et des griffes d'attache au corps de la porcelaine est une variante du même type. Ces isolateurs présentent une bonne résistance mécanique et une grande résistance à la perforation électrique. Toutefois, la porcelaine qui y est exposée à des efforts de traction peut être facilement sujette à une rupture provoquée par une cause accidentelle, comme des coups de pierres, coups de fusil, etc. Quoi qu'il en soit, pour réaliser une bonne résistance mécanique, les capots doivent être serrés fortement à la porcelaine en y produisant des compressions transversales importantes. En résumé, on dispose de trois types d'isolateurs suspendus :

- a) L'isolateur « Hewlett » à enchainement métallique;
- b) L'isolateur à simple capot et tige;
- c) L'isolateur à double capot.

Chaque type a ses partisans, ce qui est la meilleure preuve que tous ont des qualités et des défauts.

Au point de vue de la *fabrication*, l'isolateur « Hewlett » exige le percement de canaux difficile à réaliser ; par contre, il n'exige pas de scellement.

Au point de vue des *caractéristiques électriques*, l'isolateur « Hewlett » est inférieur aux autres, la tension de percement de la porcelaine étant peu supérieure à la tension de contournement par l'arc.

L'isolateur à capot et tige présente une capacité plus grande par rapport aux autres types, de sorte que le potentiel est mieux réparti le long de la chaîne.

Au point de vue des *propriétés mécaniques*, l'isolateur « Hewlett » a l'avantage de maintenir la ligne suspendue en cas de rupture de la porcelaine ; d'après certains techniciens, cet avantage est considéré comme négligeable, car des arcs extérieurs peuvent provoquer la fusion de l'enchaînement métallique et avec elle la chute du conducteur.

Au point de vue du *montage et du changement en cours de service*, les types à capot et tige ou les types à double capot paraissent préférables.

Au point de vue de la *durée*, on ne peut dire quel est le type d'isolateur suspendu le plus avantageux.

Ainsi le choix d'un des trois types d'isolateurs décrits ci-dessus est sensiblement indifférent, et en fait les lignes équipées par l'un ou l'autre type donnent satisfaction. Ce choix dépend de questions autres que les questions techniques, et c'est ainsi que pour l'équipement de la ligne de Big Creek à Los Angeles, il a été adopté l'isolateur à capot et tige simplement parce que son prix était légèrement inférieur à celui de l'isolateur Hewlett.

2. Constitution et préparation de la porcelaine (1). — La porcelaine électrotechnique est obtenue en partant d'un mélange de matières plas-

(1) Nous avons, pour la rédaction de ce paragraphe et des suivants, fait d'importants emprunts à la brochure publiée par la Westinghouse Co, intitulé : *High Voltage Porcelain Insulators*.

tiques, argiles et kaolins, et de matières non plastiques le feldspath et le quartz. Tandis que la porcelaine d'art ne contient comme matière plastique presque uniquement que du kaolin, la porcelaine électrotechnique contient une proportion élevée d'argile, de manière à réaliser une bonne plasticité malgré les épaisseurs et les dimensions des pièces. Le feldspath joue le rôle de fondant et provoque la vitrification de la porcelaine. Enfin, le quartz, dont on verra les propriétés, reste inerte pendant la cuisson.

Après un malaxage et un broyage convenable de chaque matière, celles-ci sont mélangées et réduites en une pâte humide très homogène.

Le moulage des pièces s'obtient par l'un des trois procédés suivants :

- a) Moulage humide,
- b) Coulage,
- c) Moulage à sec.

Le tournage au tour de potier est presque totalement abandonné pour les isolateurs à haute tension, en raison de la non homogénéité du produit fini résultant des différences de pressions exercées par l'opérateur même très habile.

Le moulage humide est donc réalisé à la presse dans des moules convenables; l'isolateur est ensuite séché avec précaution pour éviter les fissures.

Les porcelaines plus compliquées, par exemple les bornes traversées d'appareils sont réalisées par coulage; à cet effet, la pâte contenant un excédent d'eau est versée dans un moule de plâtre. Le moule absorbe cet excédent d'eau, de sorte que la porcelaine ainsi réalisée peut être traitée comme celle que l'on obtient par moulage humide.

Le moulage à sec s'obtient à la presse, la pâte étant au préalable séchée et réduite en poudre, à laquelle on ajoute une quantité d'eau déterminée.

Quel que soit son mode de moulage, l'isolateur est plongé ensuite dans un bain d'émail composé des mêmes éléments que la porcelaine elle-même, mais dans des proportions différentes, et contenant en outre d'autres matériaux de vitrification. On additionne généralement un oxyde métallique qui, à la cuisson donne à l'isolateur la teinte désirée. L'émail donne à l'isolateur, en même temps qu'un aspect plus agréable, une surface lisse sur laquelle les poussières et l'humidité se déposent moins facilement. La rigidité diélectrique de l'émail est sensiblement la même que celle de la porcelaine elle-même.

Il est indispensable que le coefficient de dilatation de l'émail soit le même que celui de la porcelaine elle-même si l'on veut éviter dans ce recouvrement soit des fissures, soit des décollements.

La régularité dans la teinte de l'émail dénote une régularité dans la cuisson elle-même, en raison du changement de teinte pour des variations relativement faibles dans la température de cuisson.

La teinte de l'émail n'a qu'une très faible importance sur la tenue de l'isolateur.

Une fois séché, l'isolateur est prêt à être porté au four. Il est placé dans un pot protecteur en argile cuite, et ces pots sont entassés dans le four. L'agent qui conduit le four connaît les places les meilleures pour chaque type d'isolateur. La cuisson dure en général de 50 à 70 heures, suivant le type de four, ou le type d'isolateur.

Le four à charbon a été remplacé parfois par des fours à gaz d'un réglage plus facile, soit que l'on modifie la flamme au cours de la cuisson, soit aussi que l'on déplace l'isolateur dans une sorte de tunnel dont les parties sont chauffées différemment.

Quel que soit le type de four, il faut contrôler la température, soit par des couples thermoélectriques, soit plus généralement par des pyromètres constitués par des cônes témoins de matière plastique entrant en fusion pour des températures différentes, placés verticalement et qui se recourbent par fusion. On voit de tels cônes sur la figure 67; ceux de gauche avant la mise au feu, ceux de droite après la mise au feu.

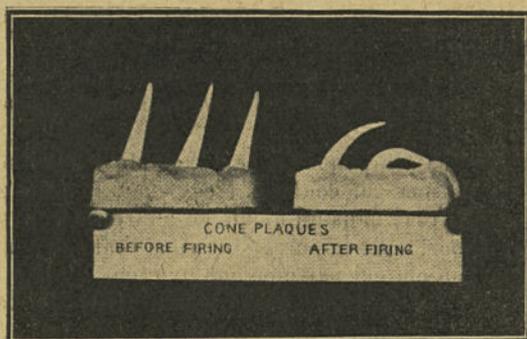


Fig. 67. — Cônes témoins avant et après la cuisson.

Au cours de la cuisson, il se produit diverses transformations physiques et chimiques de la porcelaine.

L'eau maintenue mécaniquement dans la pâte s'évapore au voisinage de 100° C., puis l'argile cède une partie de son eau combinée chimiquement. L'émail se met ensuite à fondre et à recouvrir la surface de la porcelaine.

Enfin, le feldspath se ramollit et en fondant lie les particules d'argile et de quartz qui s'y dissolvent. Tant que la température n'est pas assez élevée pour compléter la dissolution du quartz, la porcelaine reste poreuse.

3. Influence des composants sur les qualités de la porcelaine. —

Les qualités que l'on recherche dans l'industrie de la porcelaine électrotechnique sont :

- a) Une grande rigidité diélectrique;
- b) Une grande résistance mécanique;
- c) Une grande indifférence aux variations de température.

Ces qualités ne peuvent être réalisées toutes ensemble et on en est réduit actuellement à rechercher un compromis entre les condi-

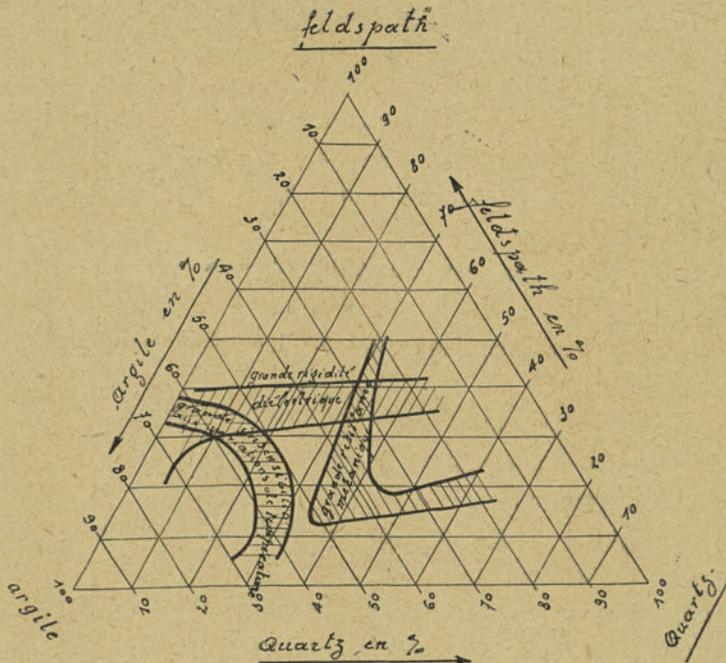


Fig. 68. — Représentation graphique des propriétés de la porcelaine en fonction des matières composantes.

tions ci-dessus et les résultats que donnent les diverses pâtes employées.

Les propriétés obtenues en fonction des 3 éléments constituant la porcelaine peuvent être représentées graphiquement sur un diagramme à 3 axes (1), tel que celui de la figure 68. Le sommet

(1) Un diagramme analogue a déjà été utilisé pour fixer les propriétés des mortiers en fonction des proportions de sable gros, mi-gros et fin. Voir FERET, Sur la compacité des mortiers hydrauliques. *Annales des Ponts et Chaussées* 1892. Ce diagramme est utilisé également en métallurgie pour résumer les propriétés de certains alliages.

vertical correspond au feldspath pur (100 pour cent), et chaque ligne horizontale à une autre proportion de feldspath. La proportion d'argile est indiquée sur une direction inclinée passant par le sommet de gauche, enfin celle de quartz sur une direction inclinée passant par le sommet de droite. On remarquera qu'en chaque point les trois proportions donnent un total de 100 pour cent. Les résultats d'essais peuvent être ainsi représentés en prenant en considération:

a) La facilité de travail, qui diminue à mesure que croissent les proportions de feldspath et de quartz;

b) La transparence qui est presque indépendante de la proportion de quartz, mais qui diminue à mesure que diminue la proportion d'argile;

c) La coloration qui passe du jaune au blanc quand on diminue la quantité d'argile;

d) La résistance mécanique qui croît avec la réduction de la proportion d'argile;

e) Le poids spécifique;

f) La capacité d'absorption;

g) Les fissurations;

h) La rigidité diélectrique qui décroît en même temps que la proportion de feldspath;

i) L'indifférence aux variations de température qui décroît en même temps que décroît la proportion d'argile.

La figure 68 montre les zones des propriétés particulières à la porcelaine électrotechnique, c'est-à-dire de la rigidité diélectrique, de la résistance mécanique et de la résistance aux variations de température.

Une haute rigidité diélectrique (1) est obtenue par une forte proportion de feldspath; une haute résistance mécanique par une forte proportion de quartz, enfin, une haute résistance aux

(1) Remarquons que la rigidité diélectrique n'est pas proportionnelle à l'épaisseur de la porcelaine, mais varie d'après la loi suivante (H. Riddle. Grands Réseaux 1923). Soit U_1 la tension de perforation pour 1 mm, U_x cette tension pour x mm.; on a la formule empirique :

$$U_x = U_1 \cdot 0,83^x.$$

variations de température par une forte proportion d'argile.

Ces propriétés ne sont pas toutes réalisées pour une composition donnée de la pâte, même en agissant sur la cuisson; on doit donc se placer dans des conditions moyennes où l'isolateur possède encore des propriétés acceptables. Ces considérations font entrevoir les difficultés qu'ont à vaincre les porcelainiers, et que ne rencontrent pas les fabricants de porcelaines ordinaires ou même de porcelaines d'art.

Les fabricants *d'isolateurs en verre* ont eu de nombreux mécomptes au début de l'emploi de cette matière; on est arrivé à supprimer les principaux défauts constatés et dont les principaux étaient :

a) La sensibilité trop grande aux variations de température, qui est due aux tensions internes d'origines purement mécaniques : trempe locale, défaut d'homogénéité, manque de recuit, etc.

b) La possibilité d'attaque de la surface par les agents atmosphériques qui, en rendant cette surface rugueuse, facilitaient les dépôts de poussières;

c) L'éclatement sous l'influence du foisonnement du scellement qui se faisait au ciment.

La sensibilité aux variations de température a été atténuée par l'adoption de verre très peu alcalin, mais se moulant néanmoins facilement.

La vérification de la qualité du verre et surtout celle de son recuit peut être effectuée en lumière polarisée; on constate dans ces conditions qu'il présente le phénomène de la double réfraction s'il n'est pas en état d'équilibre interne. Cette double réfraction peut même apparaître pour un verre n'ayant pas de tensions internes mais soumis à l'action d'un champ électrique. L'intensité de ce champ donne la mesure de la contrainte suffisante pour produire l'apparition de la double réfraction et pour créer des tensions dangereuses à l'intérieur de l'isolateur.

Le défaut de trop grande attaque de la surface par les agents atmosphériques a été combattu aussi par une composition du verre convenable.

Au début, le scellement des isolateurs sur leur tige fait au ciment de Portland amena la destruction complète d'un grand nombre d'isolateurs en verre; le ciment présente, en effet, deux périodes de prise, l'une relativement courte qui ne dure que de 12 à 15 mois, l'autre beaucoup plus longue qui atteint 6 et même 8 ans. L'isolateur en verre résistait bien à la première prise, mais éclatait au bout d'un certain temps sous l'influence des efforts mécaniques au cours de la seconde prise.

Actuellement, le scellement est réalisé avec succès au moyen du plâtre additionné d'alun et de colle forte.

Il en résulte que l'isolateur en verre actuel est devenu un concurrent sérieux de l'isolateur en porcelaine, tout au moins pour l'isolement des lignes jusqu'à 60.000 v. Nous ne connaissons que fort peu d'exemples de lignes sur isolateurs suspendus en verre, quoique cette matière semble pouvoir être adaptée à l'isolation des lignes à très haute tension.

4. Tracé des formes d'isolateurs. — Quel que soit le type d'isolateur, celui-ci se présente comme un condensateur plus ou moins complexe, composé lui-même de plusieurs condensateurs en série dont le diélectrique est, soit l'air, soit la porcelaine. Ce condensateur lui-même est imparfait, et le courant qui le traverse comprend une composante en phase avec la tension due aux pertes par surface et une composante en quadrature due à la capacité elle-même. La pluie a pour effet d'augmenter la capacité des éléments (en augmentant la surface équipotentielle des parties métalliques) et d'augmenter en même temps le courant de perte (en réduisant la longueur des lignes de fuite); il en résulte une réduction de la tension d'amorçage de l'arc par rapport à celle obtenue avec un isolateur sec. Cependant, cette réduction est assez peu sensible pour les chaînes d'isolateurs, dans lesquelles l'augmentation de capacité des éléments produit une meilleure répartition du potentiel sur ces éléments et en particulier sur l'élément le plus voisin des câbles sous tension et qui supporte une tension notablement supérieure à celle que supportent les autres éléments de la chaîne, ainsi que nous aurons l'occasion de l'exposer plus loin.

L'isolateur présente naturellement une résistance superficielle fonction de l'état hygrométrique de l'air et de sa surface.

Dans les essais effectués par W. Weicker (1), les pertes par les isolateurs rigides ont été les suivantes, en fonction de l'état de l'atmosphère et par isolateur :

Temps sec	0,05 watt
Faible brouillard	0,15 —
Chute de neige à 0° C.	0,25 —
Forte pluie d'orage	1,1 —
Pluie générale persistante, avec grande humidité de l'air.	1,0 —
Pluie d'orage torrentielle avec forte tempête.	1,5 —
Forte chute de neige à 0° C. mélangée de pluie avec vent violent.	2,2 —

D'autre part, dans des essais effectués sur la ligne à 80.000 volts Pescara-Naples, la perte par isolateurs put atteindre dans des conditions atmosphériques défavorables 0,8 kw. : km.

L'étude du tracé des isolateurs revient à celle de la forme du champ électrique dans l'intervalle compris entre le conducteur sous tension et la ferrure pour un isolateur rigide, et entre ferrures pour un élément de chaînes, sous l'influence des diélectriques, soit porcelaine, soit verre, dont la constante diélectrique est supérieure

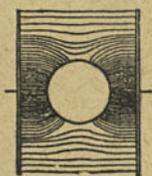


Fig. 69. — Diélectrique sphérique dans un champ homogène.

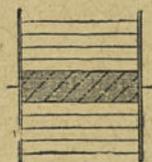


Fig. 70. — Diélectrique prismatique dans un champ homogène.

à l'unité (4,5 à 6,8 pour la porcelaine; 5,5 à 10 pour le verre).

Considérons tout d'abord quelques formes simples de conden-

(1) W. WEICKER. L'essai des isolateurs des canalisations aériennes à haute tension au point de vue des phénomènes de décharge E. T. Z. 1910.

sateurs. Si l'on insère une sphère de porcelaine ou de verre entre deux plateaux parallèles maintenus à une différence de potentiel déterminée, il se produit au voisinage du diélectrique un resserrement des lignes d'induction, comme on le voit sur la figure 69.

Si le champ est assez intense, il se produit même dans les parties voisines de la sphère un effet de couronne provoquant la décharge entre plateaux, pour une différence de potentiel inférieure à celle qui provoquerait la décharge en l'absence de diélectrique.

Remplaçons la sphère précédente par un prisme disposé comme sur la figure 70, c'est-à-dire normalement à la surface des plateaux. L'induction électrostatique sera plus élevée dans le cylindre qu'à l'extérieur; mais le champ ne sera pas modifié dans l'air environnant.

Les figures 71 et 72 font apparaître le résultat que l'on obtiendrait en disposant des cannelures soit convexes, soit concaves, pour augmenter la ligne de fuite à la surface du diélectrique.

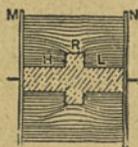


Fig. 71. — Diélectrique prismatique avec cannelures convexes dans un champ homogène.

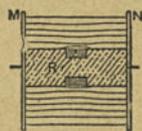


Fig. 72. — Diélectrique prismatique avec cannelures concaves dans un champ homogène.

Dans les deux cas, il se produit une concentration du champ en R, de sorte que le résultat obtenu est sensiblement le même que pour le cylindre sans cannelures de la figure 70. Cette constatation a conduit à la suppression des cannelures dans les formes des isolateurs d'intérieur. Pour les isolateurs d'extérieur, les cannelures sont considérablement augmentées et prennent la forme de cloches ou de jupes nécessaires pour créer un abri contre la pluie.

Dans l'isolateur de ligne, les armatures du condensateur sont constituées, d'une part, par la tige support de forme cylindrique ou tronc conique, d'autre part, par le conducteur sous tension et par ses ligatures, ainsi qu'on l'a représenté sur la figure 73. En

l'absence de diélectrique autre que l'air, le champ électrique affecterait la forme de surfaces de révolution se rapprochant de l'ellipsoïde. Un diélectrique dont la surface coïnciderait avec celle de l'une de ces surfaces de révolution permettrait de réaliser une tension d'amorçage de l'arc très élevée, de l'ordre de 10 kv. par cm. de longueur de ligne de fuite. Les nécessités d'emploi des isolateurs ne permettent pas d'adopter de semblables formes, mais on doit chercher à s'en rapprocher le plus possible. En particulier, on doit éviter de laisser subsister des espaces d'air trop petits entre les cloches où tendrait à se produire une ionisation de l'air favorisant l'amorçage.

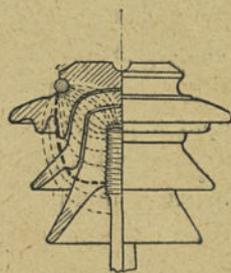


Fig. 73. — Champ électrique pour un isolateur.

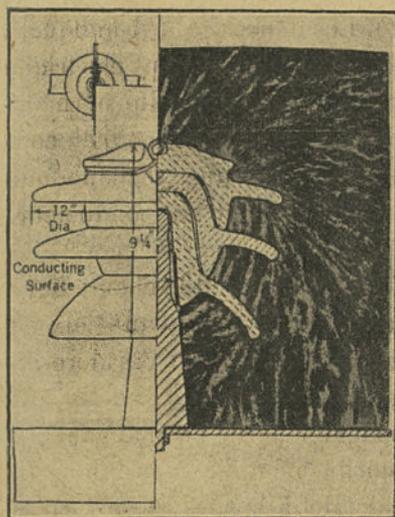


Fig. 74. — Champ électrique autour d'un isolateur dans un plan normal au conducteur.

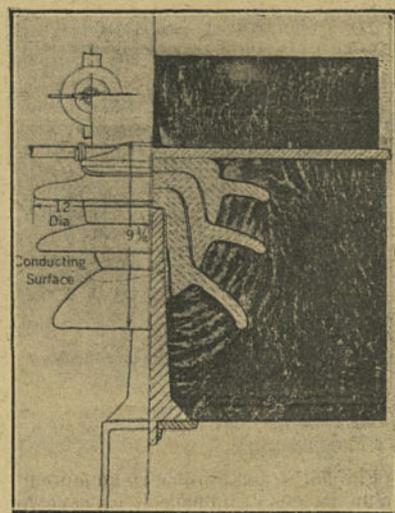


Fig. 75. — Champ électrique autour d'un isolateur dans un plan parallèle au conducteur.

La détermination de la forme d'isolateur la plus avantageuse être effectuée par diverses méthodes :

- a) Détermination mathématique par le calcul direct.

b) Détermination expérimentale de la direction du champ au moyen d'éléments pulvérulents de corps diélectriques.

c) Détermination expérimentale des surfaces équipotentielles pour le problème correspondant de la conductibilité électrique.

d) Détermination expérimentale des surfaces équipotentielles pour le problème correspondant de la conductibilité thermique.

La méthode a) n'est pratiquement applicable que pour des formes simplifiées.

La méthode b) a l'avantage d'être rapide; elle nécessite l'emploi des matériaux isolants eux-mêmes.

La méthode indirecte c) est d'une application plus aisée que la méthode d) qui se complique de la mesure assez délicate de la conductibilité thermique des corps.

Les figures 74, 75 et 76 donnent le résultat d'une détermination effectuée par la méthode

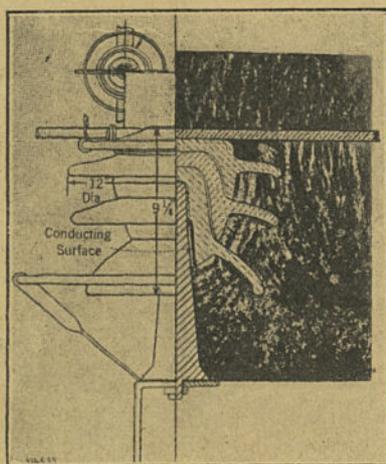


Fig. 76. — Champ électrique autour d'un isolateur; influence d'un anneau de garde.

b). Les figures 74 et 75 indiquent la forme du champ électrique pour une section faite normalement au conducteur, ou, au contraire, pour une section faite parallèlement au conducteur. Enfin, la figure 76 montre la forme que prend le champ dans le cas de l'emploi d'anneaux de garde. Dans cette dernière figure, on remarque que les anneaux de garde ne changent pas sensiblement la répartition du potentiel à la surface de l'isolateur, mais obligent l'arc à s'établir,

non plus entre le conducteur et la ferrure, mais entre le conducteur et l'anneau.

La recherche de la forme des isolateurs la plus favorable est surtout une question de porcelainier qui doit posséder aussi de bonnes connaissances électriques.

L'étude des isolateurs de suspension doit être poussée plus loin par le constructeur de ligne, en raison du problème pratique qui se pose à l'électricien en vue de constituer des chaînes aussi rationnelles que possible.

5. Répartition du potentiel entre les éléments d'une chaîne d'isolateurs; constitution des chaînes. — On constate que les éléments d'isolateurs d'une chaîne ne supportent pas tous la même tension, mais que la proportion de la tension totale prise par chacun de ces éléments va en croissant au fur et à mesure que

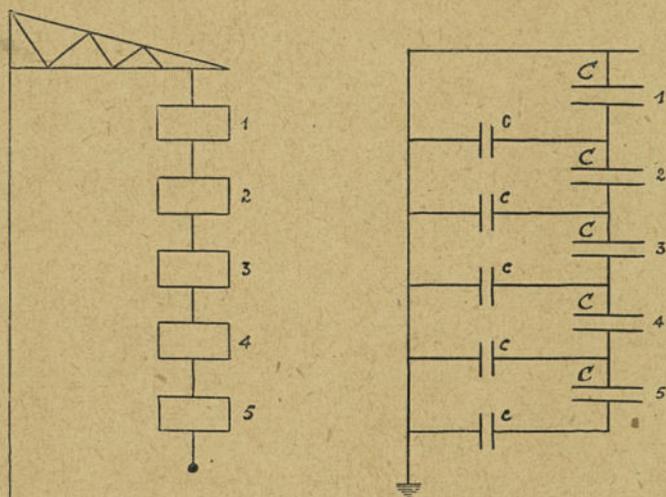


Fig. 77. — Circuit équivalent à une chaîne d'isolateurs.

l'on se rapproche des extrémités, et principalement pour l'extrémité la plus voisine de la ligne.

De nombreux expérimentateurs ont obtenu des résultats assez différents et variables suivant la méthode employée et suivant les conditions particulières des expériences. Ce fait s'explique par l'influence des capacités parasites (capacités dues aux connexions, à la présence des appareils ou à la proximité des parois du laboratoire) qui peuvent être du même ordre que les capacités entre éléments qui régissent la répartition de la tension.

La théorie que nous allons exposer permettra, d'une part, de se

rendre compte de l'influence de ces divers facteurs, et, d'autre part, de fixer le principe des méthodes appliquées pour obtenir une amélioration de la répartition du potentiel (1).

Considérons la chaîne d'isolateurs de la figure 77 qui peut, au point de vue électrique, être représentée par le schéma équivalent de la même figure. Désignons par :

C la capacité de chaque élément (entre armature) ;

c la capacité d'une armature par rapport au sol (pylône); ces capacités c seront supposées toutes égales;

a le nombre des isolateurs de la chaîne; ce nombre est compté à partir de l'élément supérieur;

x le numéro d'ordre d'un des éléments;

U la tension totale appliquée à la chaîne;

U_x la tension supportée par les x premiers éléments.

D'après Petersen, les capacités c et C ont ordinairement les valeurs suivantes pour un élément :

$$c, \text{ de } 3 \text{ à } 7 \times 10^{-5} \mu F,$$

$$C, \text{ de } 10 \text{ à } 50 \times 10^{-5} \mu F.$$

Si la chaîne d'isolateurs est pourvue d'un nombre d'éléments suffisant, on peut assimiler son circuit équivalent à celui d'une ligne à constantes réparties, en court-circuit, alimentée à la tension U . Dans cette hypothèse, la tension U_x a simplement pour expression,

$$(1) \quad U_x = U \frac{\operatorname{sh} nx}{\operatorname{sh} na},$$

en désignant par n la constante de propagation qui a ici pour valeur

$$(2) \quad n = \sqrt{\frac{c}{C}}.$$

(1) Nous suivrons, pour cet exposé, les travaux publiés sur la question par RUDENBERG, La répartition du potentiel des chaînes d'isolateurs E. T. Z., 1914, p. 412, et par A. MAUDUIT dans son ouvrage *Installations électriques à haute et basse tension*, Paris, Dunod, 1926.

La différence de potentiel entre deux éléments voisins, par exemple entre l'élément de rang $x-1$ et de rang x , a pour expression générale

$$(3) \quad u_x = U_x - U_{x-1} = U \frac{\sinh nx - \sinh (nx-1)}{\sinh na}$$

Elle peut être aussi exprimée d'une façon suffisamment approchée, en admettant que dans l'intervalle $x-1$ à x la fonction U_x a une inclinaison moyenne égale à celle du point milieu de l'intervalle, soit du point $x - \frac{1}{2}$; on a ainsi, en calculant la dérivée de (1) pour ce dernier point :

$$(4) \quad u_x = nU \frac{\cosh n(x - \frac{1}{2})}{\sinh na}$$

Les valeurs de u_x ainsi obtenues se trouvent donc sur la courbe

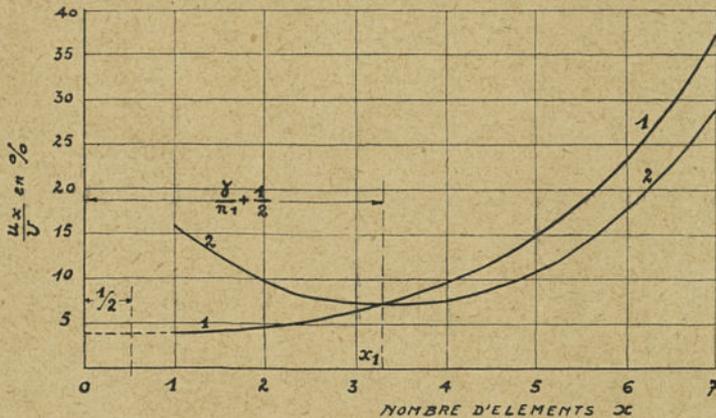


Fig. 78. — Courbes de variation de la tension supportée par les éléments successifs d'une chaîne d'isolateurs. (Courbe 1 : $n^2=0,2$; $n'=0$; courbe 2 : $n^2=0,2$; $n'^2=0,1$.)

représentative du cosinus hyperbolique. A partir du premier élément, elle ne cesse de croître à mesure que croît le nombre d'éléments, de la valeur $\frac{nU \cosh \frac{1}{2}}{\sinh na}$ pour $x=1$ à la valeur $\frac{nU \cosh (na - \frac{1}{2})}{\sinh na}$ pour $x=a$.

On a reproduit sur la figure 78 la fonction $\frac{u_x}{U}$ pour une chaîne de 7 éléments en fonction de x dans cet intervalle (courbe 1), en admettant pour n la valeur 0,456, correspondant à $n^2=0,2$. C'est la fonction cosinus hyperbolique pour laquelle l'axe de symétrie est à l'abscisse $\frac{1}{2}$.

Mais cette théorie simple ne donne pas l'explication du relèvement de la courbe de variation de potentiel pour les premiers éléments, comme l'indiquent les expériences. On obtiendra ce relèvement, en introduisant encore la capacité c' entre le conducteur sous tension et les ferrures des divers éléments de la chaîne, capacité qui ne peut être négligée quand les conducteurs sont de gros diamètre, et surtout quand on utilise un anneau répartiteur. Supposons le rapport $\frac{c'}{C}$ le même pour tous les éléments, et posons

$$(5) \quad n' = \sqrt{\frac{c'}{C}},$$

et

$$n_1^2 = n^2 + n'^2.$$

On démontre (Mauduit), que dans ces conditions la tension U_x a pour expression :

$$(6) \quad U_x = U \left[\frac{n^2}{n_1^2} \frac{\sinh(n_1 x - \gamma)}{\sinh(n_1 a - \gamma)} + \frac{n'^2}{n_1^2} \right],$$

avec

$$(7) \quad \operatorname{tgh} \gamma = \frac{n'^2 \sinh n_1 a}{n^2 + n'^2 \cosh n_1 a}.$$

La différence de potentiel supportée par l'élément x aura pour expression, en faisant les mêmes remarques que plus haut :

$$(8) \quad u_x = \frac{n^2}{n_1} U \frac{\cosh(n_1 x - \frac{n_1}{2} - \gamma)}{\sinh(n_1 a - \gamma)}.$$

Cette relation est encore représentée à une échelle convenable

par la fonction cosinus hyperbolique, mais où l'axe des x est déplacé vers la gauche d'une valeur égale à $\frac{\gamma}{n_1} + \frac{1}{2}$.

Nous avons représenté cette fonction sur la figure 78 (courbe 2), en adoptant les valeurs numériques suivantes :

$$n^2 = \frac{c}{C} = 0,2$$

$$n'^2 = \frac{c'}{C} = 0,1$$

$$a = 7.$$

Les expressions (7) et (8) montrent que si n et n' étaient très petits, on réaliserait une répartition uniforme de la tension. On se rapprochera de ces conditions idéales, en augmentant C , car la capacité par rapport au sol c ne peut pas être réduite :

- a) En adoptant des éléments à capacité propre élevée;
- b) En augmentant plus spécialement la capacité des derniers éléments par l'adoption de types spéciaux munis éventuellement de disques métalliques;
- c) En adoptant des dispositifs spéciaux tels que anneaux de garde, réprimeurs (Austin), etc.

La comparaison des formules (3) et (8) montre aussi quelle est l'influence de la capacité des éléments par rapport au conducteur sous tension. Les anneaux de garde et les réprimeurs ont pour effet d'augmenter aussi cette capacité c' .

Les isolateurs à capot et tige ayant une plus grande capacité que les isolateurs à canaux intérieurs constituent des chaînes à meilleure répartition du potentiel.

La théorie montre aussi qu'un isolateur mouillé aura une meilleure répartition de potentiel qu'un isolateur sec.

Enfin, la répartition du potentiel se modifie aussi pour des tensions voisines de celle d'amorçage de l'arc, par l'apparition d'effluves sur les éléments les plus chargés. En fait, dans une chaîne d'isolateurs formée d'éléments bien étudiés, la tension d'amorçage de l'arc ne dépend que de la longueur de la chaîne

(4 à 4,5 kv. par cm. environ). L'étude des moyens de réaliser une meilleure répartition du potentiel est cependant nécessaire, pour éviter de fatiguer les éléments les plus chargés.

La théorie précédente, basée sur l'assimilation d'une chaîne d'isolateurs à un circuit composé d'un grand nombre d'éléments, conduit à des formules condensées faisant intervenir les fonctions hyperboliques et permettant une discussion complète du problème. On peut aussi traiter la même question directement, en calculant la tension aux bornes de chaque élément par les procédés élémentaires des circuits à constantes concentrées.

Considérons directement le cas général où l'on tient compte de C , c et c' ; on obtient la formule générale suivante qui donne la tension U_x pour les x premiers éléments,

$$(9) \quad U_x = (2 + n_1^2) U_{x-1} - U_{x-2} - n^2 U.$$

Cette formule remplace l'expression générale (6). On aurait de même pour remplacer (8) la relation suivante déduite de (9),

$$(10) \quad u_x = (1 + n_1^2) U_{x-1} - U_{x-2} - n^2 U.$$

Ces deux expressions (9) et (10) permettraient de calculer les tensions de proche en proche, en partant de l'élément n° 1; mais, au point de vue théorique, elles sont d'une discussion moins rapide.

Les calculs par les fonctions hyperboliques n'offrent d'ailleurs pas de difficulté, si l'on utilise soit des tables, soit même l'abaque Blondel-Brown qui donne, à partir de l'origine, sur son axe horizontal les valeurs réelles de $\cosh nx$, et de $\operatorname{tgh} nx$, et sur ses bords inférieur ou supérieur les valeurs de $\operatorname{sih} nx$.

La théorie générale que nous avons développée permet de calculer aisément les valeurs de n et n' , en partant des résultats expérimentaux, que l'on représente par une courbe telle que celle de la figure 78 (courbe 2).

Soit x_1 l'abscisse correspondant au point creux à tangente horizontale, on a, pour ce point :

$$n_1 x_1 - \gamma - \frac{n_1}{2} = 0,$$

d'où

$$x_1 = \frac{\gamma}{n_1} + \frac{1}{2}.$$

D'autre part les tensions $u_{x_1} : U$ et $u_a : U$ sont données par les relations :

$$(11) \quad \frac{u_{x_1}}{U} = \frac{n^2}{n_1} \frac{1}{\operatorname{sh} n_1 \left(a - x_1 + \frac{1}{2} \right)},$$

$$(12) \quad \frac{u_a}{U} = \frac{n^2 \operatorname{cosh} n_1 (a - x_1)}{n_1 \operatorname{sh} n_1 \left(a - x_1 + \frac{1}{2} \right)}.$$

Divisant membre à membre (11) et (12), on obtient,

$$(13) \quad \operatorname{cosh} n_1 (a - x_1) = \frac{u_1}{u_{x_1}},$$

qui permet de calculer n_1 .

On calcule ensuite n par l'une des deux relations (11) ou (12).

Enfin, on détermine n' par la relation de définition

$$n'^2 = n_1^2 - n^2.$$

Si les deux capacités c et c' étaient égales, les tensions supportées par les éléments extrêmes de la chaîne seraient aussi égales, et la courbe hyperbolique de répartition du potentiel serait simplement symétrique par rapport à l'abscisse

$$x_1 = \frac{a}{2} + \frac{1}{2}.$$

Le rapport entre les ordonnées u_a et $u_{\frac{a}{2}}$ serait fixé par la valeur particulière et commune de n et n' .

On désigne par *rendement de la chaîne* (1) le rapport entre la tension supportée par la chaîne et celle qui pourrait lui être appliquée si la répartition du potentiel était uniforme et égale, pour

(1) Voir PEEK A. I. E. E. mai 1912, t. XXXI, p. 907.

chaque élément, à celle que supporte l'élément le plus voisin du conducteur. Ce rendement γ a ainsi pour valeur :

$$(14) \quad \gamma = \frac{U}{au_a},$$

d'où, en tenant compte de (8)

$$(15) \quad \gamma = \frac{n_1}{an^2} \frac{\sinh(n_1 a - \gamma)}{\cosh(n_1 a - \frac{n_1}{2} - \gamma)}.$$

Dans les deux cas de la figure 78, le rendement a pour valeur :

Courbe 1,

$$\gamma = 0,392$$

Courbe 2,

$$\gamma = 0,495.$$

Les figures 79 et 80 représentent la chaîne mixte adoptée par la

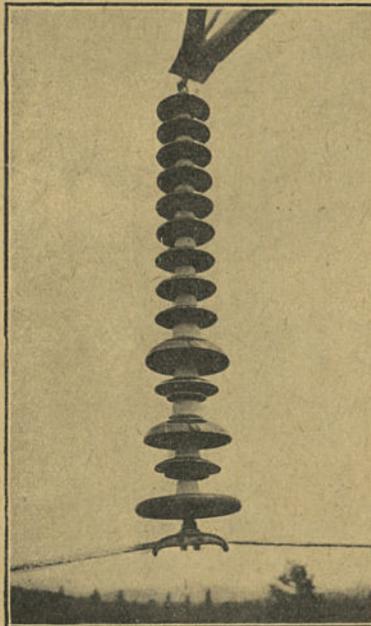


Fig. 79. — Chaîne mixte pour ligne à 220.000 v.

Pacific Gas and Electric Co pour ses lignes à 220.000 v. Elle est constituée des 14 éléments suivants :

- 9 éléments normaux capot et tige de 10 pouces ;
 2 ensembles d'un isolateur à deux jupes de 14 pouces de diamètre et d'un isolateur à 2 jupes de 10 pouces de diamètre ;
 1 plaque de garde constituée par un isolateur ordinaire de

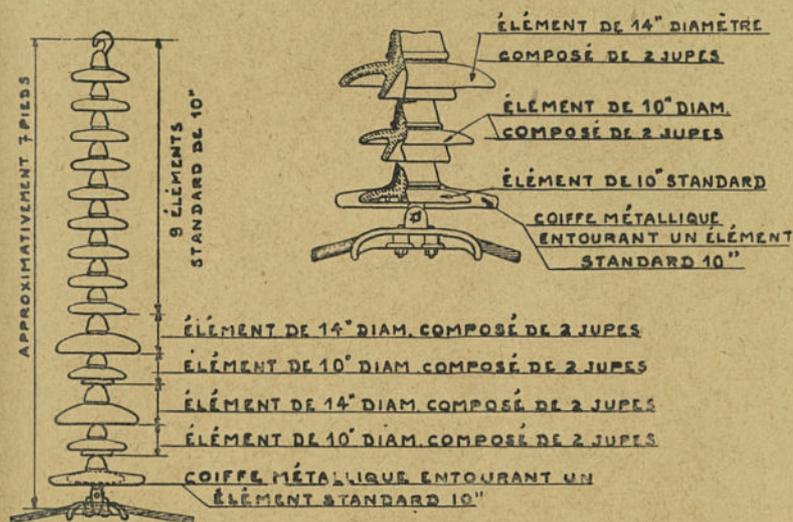


Fig. 80. — Détails de la chaîne mixte précédente.

10 pouces de diamètre recouvert par deux plaques de cuivre mince formant bouclier métallique de 16 pouces de diamètre.

La longueur d'une telle chaîne est de 7 pieds.

Sa constitution a été décidée pour les raisons suivantes :

- 1° Chaîne aussi longue que possible, de manière à éviter les amorçages d'arc, en particulier par les oiseaux ;
- 2° Bonne répartition du potentiel ;
- 3° Discontinuité dans la chaîne pour éviter les effets de l'eau de ruissellement sur les bords.

La figure 81 montre l'équipement d'un pylône d'ancrage et du pylône d'arrivée de ces lignes à 220.000 v. pour les tronçons de plaine à deux circuits.

Au contraire, la Southern California Edison Co utilise sur sa ligne à 220.000 v. entre Eagle Rock et Laguna Bell une chaîne constituée par des éléments identiques, mais pourvue de cornes à

sa partie supérieure et d'un anneau répartiteur à sa partie inférieure, ainsi qu'on le voit sur la figure 82.

Chaque anneau répartiteur de potentiel est composé d'un anneau

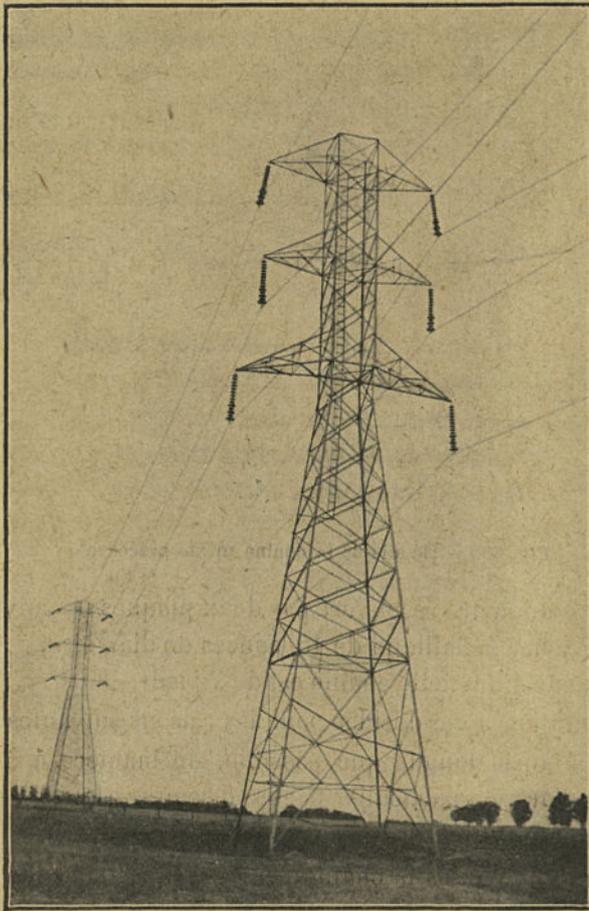


Fig. 81. — Pylônes équipés avec des chaînes d'isolateurs mixtes.

en aluminium de 27 pouces de diamètre extérieur, à section en forme de U renversé placé concentriquement aux isolateurs et relié électriquement au conducteur. Le sommet de l'U est à 11 pouces au-dessus du plan du conducteur et à 2 pouces au-dessous du plan de la partie inférieure du deuxième isolateur, à partir de la ligne.

Aux ancrages, l'anneau est ovale pour agir sur les deux chaînes en parallèle.

La figure 83 montre la disposition des chaînes et de leur anneau répartiteur pour l'alignement, et la figure 84 la même disposition pour les pylônes d'ancrage. On peut observer sur la figure 83 que l'on est en train de surélever le pylône au moyen de treuils

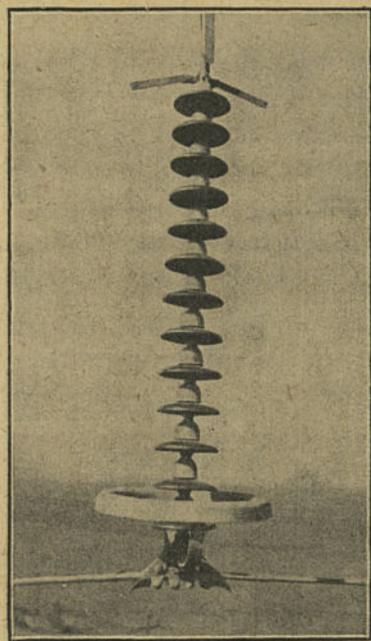


Fig. 82. — Chaîne d'isolateurs avec cornes et anneau répartiteur pour 220.000 v.

spéciaux en vue de lui adjoindre de nouvelles membrures pour obtenir un relèvement des conducteurs nécessité par le passage de la tension de 150.000 à 220.000 v. Ce travail de surélévation des pylônes a été effectué pendant que la ligne était en service; il a duré plus d'un an.

Diverses méthodes ont été appliquées pour la détermination expérimentale de la répartition du potentiel.

a) Méthode du potentiomètre liquide composé d'un tuyau isolant portant sur toute sa longueur un certain nombre de petites pointes

conductrices permettant de rechercher par liaison avec un fil très fin et par contact les pointes équipotentielles avec les ferrures de la chaîne ;

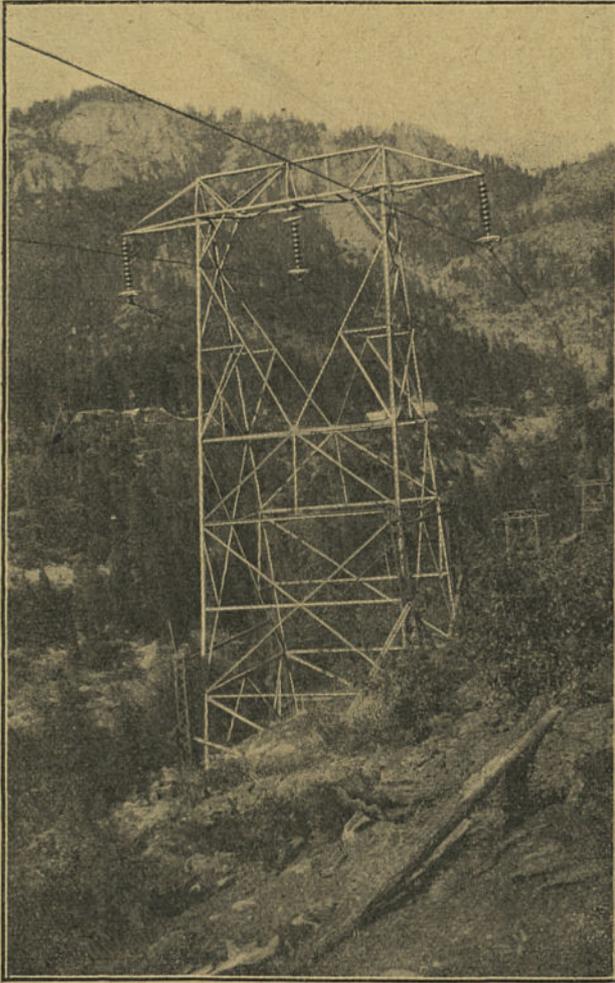


Fig. 83. — Pylône d'alignement de Big Creek pour 220.000 v.

- b) Méthodes électrostatiques, de déviation ou de faux zéro ;
- c) Méthode de mesure des tensions par l'emploi d'un éclateur ;

d) Méthodes basées sur le tracé du champ électrique au moyen de petits éléments diélectriques légers (papier) supportés par un fil et qui prennent la direction du champ.

Dans les applications de toutes ces méthodes, il est nécessaire d'éviter toute capacité parasite qui est de nature à fausser les

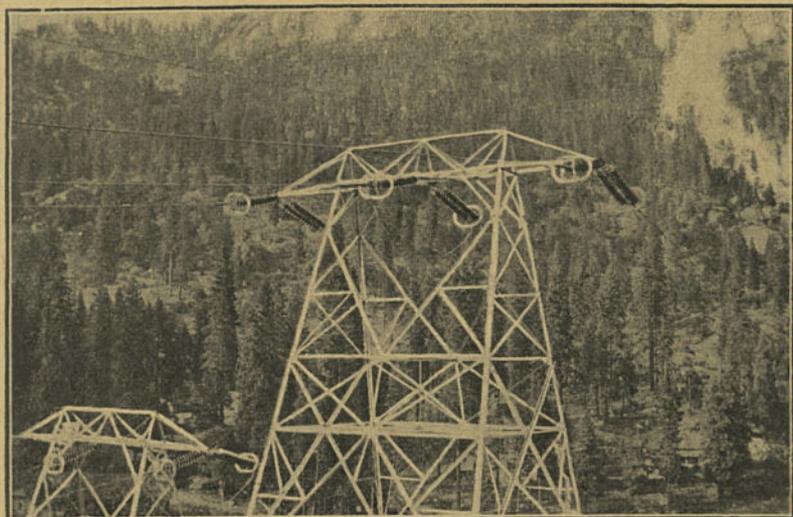


Fig. 84. — Pylône d'ancrage de Big Creek pour 220.000 v.

résultats en raison de la faible grandeur des capacités des isolateurs.

6. Causes de détérioration et de mauvaise tenue des isolateurs. —

Les isolateurs sont détériorés, ou ne remplissent pas leur but, par les causes principales suivantes :

a) *Mauvaise distribution du champ électrique.* — Cette cause résulte d'un défaut de conception dans la forme de l'isolateur. On doit remarquer que les porcelainiers sont arrivés à réaliser actuellement des isolateurs donnant satisfaction à ce point de vue.

b) *Mauvaise distribution des surfaces de fuite.* — Cette cause résulte des mêmes considérations que la précédente. Toutefois, dans certains cas, les surfaces de fuite sont modifiées après pose des

isolateurs sous l'influence de dépôts à leur surface de poussières, de sels, etc. C'est le cas, par exemple, en Californie sur les sections de lignes voisines du Grand Lac Salé, ou au Maroc, ainsi qu'on le rappellera plus loin ; les mêmes troubles ont été constatés près des installations industrielles telles que cimenteries, fonderies, etc.

Il est nécessaire de prendre alors des précautions spéciales par l'adoption d'isolateurs adaptés à ces conditions particulières.

c) *Porosité*. — La porosité a été considérée pendant longtemps comme un défaut peu important ; on recherchait plutôt une résistance mécanique élevée qui est inversement proportionnelle au degré de porosité. Actuellement, on exige une grande compacité de la porcelaine afin d'éviter les phénomènes d'ionisation de l'air occlus dans les pores et qui favorisent les percements (1).

d) *Faible résistance mécanique*. — La résistance mécanique d'un isolateur doit être élevée pour permettre sa manutention sans risques de casse, sa bonne tenue sous l'effet de traction des conducteurs, enfin, si possible, sa résistance aux coups de feu ou aux chutes de pierre.

e) *Oiseaux et animaux court-circuitant la ligne*. — Dans divers cas, on a été amené à placer des protections pour éviter que les oiseaux produisent des court-circuits soit par leur corps, soit même par leurs excréments.

f) *Dilatation des pièces métalliques scellées*. — La question du scellement est importante, particulièrement pour les isolateurs de verre. On utilisera pour ces derniers le plâtre à l'exclusion du ciment (2).

g) *Tensions internes à l'intérieur de la matière*. — Les tensions internes sont un indice de mauvaise fabrication ou de mauvaise

(1) H. J. RYAN. *Ceramics in Relation to the Durability of Porcelain Suspension Insulators* A. I. E. E., t. XXXV, 1916.

(2) Quand on emploie le plâtre, il faut prendre la précaution de galvaniser soigneusement la ferrure ; à défaut de galvanisation, le plâtre attaque le fer et la rouille produite provoque le gonflement du scellement.

forme; elles doivent faire l'objet d'études spéciales de la part des porcelainiers et des verriers.

h) *Faible résistance aux tensions brusques (orages)*. — La tension d'amorçage de l'arc à sec aux fréquences élevées est supérieure à celle d'amorçage aux fréquences normales. Cette particularité est due à ce que l'ionisation de l'air est moins aisée dans le premier cas que dans le second.

Peek a déterminé le rapport des deux tensions d'amorçage en haute fréquence et à la fréquence normale, et lui a donné le nom de *rapport d'impulsion*. Ce rapport présente un intérêt pour connaître la façon dont l'isolateur se comportera sous l'influence des décharges atmosphériques. Nous reviendrons plus loin sur cette question.

Les isolateurs rigides ne donnent actuellement pas d'ennuis s'ils sont de bonne fabrication, et on peut considérer qu'ils ont une « vie » relativement longue. En France, des lignes à 60.000 V. sont en service depuis bientôt vingt ans sans que les isolateurs donnent des signes de destruction systématique. La question de l'isolateur suspendu est plus récente, et on peut se demander si des détériorations systématiques ne doivent pas se produire au bout d'un certain temps. Nous exposerons à ce sujet les constatations faites sur une ligne à 115.000 V. au Japon après 7 ans d'exploitation (1).

Sur un total de 71 interruptions, 6 ont été causées par des agents extérieurs, 8 par des appareils défectueux, 47 par des isolateurs ou des bornes isolantes. Les interruptions étaient particulièrement fréquentes en juillet et août, époque des orages les plus violents, généralement par la faute des isolateurs (16 en juillet et 12 en août, contre 2 en février et 2 en septembre).

Dans le courant de la journée, c'était entre 16 et 19 heures que la plupart des perturbations se produisaient.

La moyenne des isolateurs détériorés annuellement s'est élevée

(1) H. TACHIKAWA. Fonctionnement et entretien de la ligne de transport d'énergie d'Inawashiora à 115 kv. Conférence Internationale des Grands Réseaux Électriques de 1927.

dans cette compagnie à 8,6 pour cent. Nous pensons que cette proportion est très élevée, et nous connaissons des réseaux à haute tension pour lesquels cette proportion n'atteint pas 1 pour cent.

Les constatations rappelées ci-dessus se répètent sans grands changements sur d'autres lignes et sous d'autres climats; elles permettent donc de se rendre compte des causes qui abrègent la vie d'un isolateur, et de se faire une idée de la durée de cette vie. L'exemple choisi montre, en outre, que des isolateurs de mauvaise qualité, présentant donc un vice initial, peuvent modifier dans des proportions considérables le pourcentage normal de remplacement.

i) *Précautions spéciales pour l'isolement des lignes au bord de la mer.* — Les dépôts de sel marin sur les isolateurs des lignes situées en bordure de mer provoquent des troubles en raison de la réduction considérable de l'isolement; il en résulte des pertes d'énergie importantes par les mises à la terre, de nombreux arrêts des distributions par disjonction et le remplacement fréquent des isolateurs avariés.

Les remèdes mis en œuvre pour lutter contre ce phénomène consistent soit à débarrasser les isolateurs de leurs dépôts aussi souvent que c'est nécessaire, soit à adopter des isolateurs spéciaux.

Dans les années 1905 et suivantes, l'exploitation d'une ligne de distribution à 15.000 Volts de l'Énergie électrique du Littoral méditerranéen, établie entre Fos-sur-Mer et Pont-Saint-Louis-du-Rhône, a eu beaucoup à souffrir des conséquences de dépôts salins sur les isolateurs.

On essaya d'abord un nouvel isolateur qui comportait une large cloche en forme d'ombrelle presque horizontale, sans nervure, et une jupe longue et droite. Il était conçu en vue d'offrir une surface importante au lavage par les pluies, en évitant de constituer des chambres d'un accès difficile au nettoyage, car le nettoyage à cette époque était le seul moyen de lutter contre l'aggravation du phénomène. Cette opération ne faisait, du reste, que retarder le dénouement inéluctable, à savoir : la mise hors service des isolateurs, car, quel que soit le soin apporté, chaque nettoyage semblait être

moins efficace que le précédent. L'isolement de la ligne allait en s'affaiblissant progressivement, malgré les soins minutieux d'entretien et de nettoyage, et il a fallu à nouveau recourir au remplacement de tous les isolateurs de cette ligne par d'autres plus largement dimensionnés encore.

En Amérique, les sociétés telles que : la San Diego Consolidated, Gaz and Electric Company, la Southern California Edison Company, à Los Angeles, la Pacific Gas and Electric Company, à San Francisco, et en Italie la Societa Elettrica Sarda ont dû

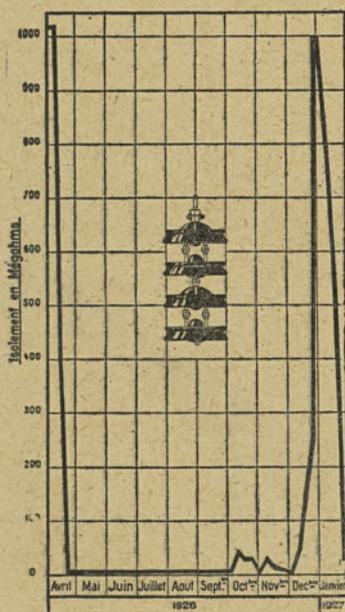


Fig. 85. — Courbe des minima hebdomadaires d'isolement pour une chaîne à 4 éléments Hewlett.

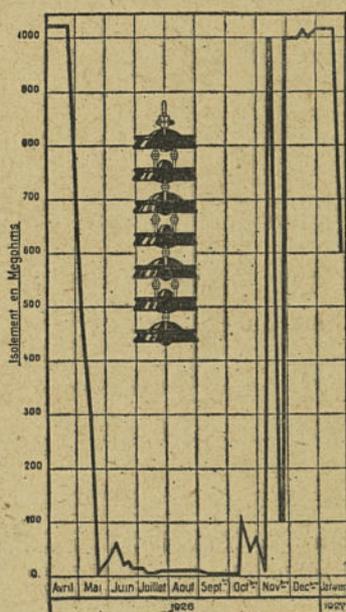


Fig. 86. — Courbe des minima hebdomadaires d'isolement pour une chaîne à 7 éléments Hewlett.

augmenter le nombre d'éléments des chaînes, et doivent procéder à de fréquents nettoyages des isolateurs (parfois toutes les 4 ou 5 semaines).

L'Énergie Electrique du Maroc s'est trouvée en présence du même phénomène qui se présentait sous une forme particulièrement violente, probablement en raison du climat spécial de ce pays.

M. Montandon (1) a effectué pour y remédier une série d'essais sur de nombreux types d'isolateurs qui furent soumis à des observations journalières; les figures 85 et 86 résument quelques-uns de ces essais.

L'amélioration de l'isolement ayant été reconnu impossible par l'augmentation du nombre d'éléments des chaînes, cet auteur a été amené à créer un isolateur d'un type nouveau dit *type bord de mer*

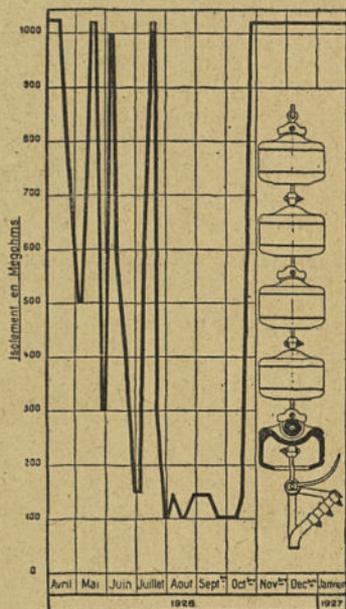


Fig. 87. — Courbe des minima hebdomadaires d'isolement obtenue par une chaîne d'arrêt du type *bord de mer*.

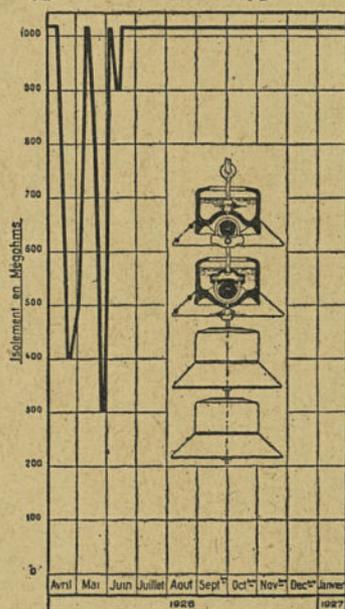


Fig. 88. — Courbe des minima hebdomadaires d'isolement obtenue par une chaîne de suspension du type *bord de mer*.

mer. Les figures 87 et 88 font apparaître l'amélioration de l'isolement ainsi obtenu; la figure 87 se rapporte à l'isolateur d'arrêt, la figure 88 à l'isolateur de suspension à remplissage d'huile.

7. Détermination de l'isolement nécessaire. — Les isolateurs rigides employés sur les lignes aériennes à basse et à moyenne

(1) A. MONTANDON ET Y. LE MOIGNE. Amélioration apportée à l'isolement des lignes à haute tension situées au voisinage de la mer. *Conférence Internationale des Grands Réseaux Electriques* de 1927.

tension ont un pôle à la terre par l'intermédiaire de la ferrure support et un second pôle sous tension par l'intermédiaire du conducteur. La différence de potentiel qu'ils ont normalement à supporter est ainsi, en courant continu la moitié de la tension entre fils, et en courant alternatif triphasé la tension simple par rapport au neutre. Exceptionnellement, l'isolateur a à supporter la tension totale entre phase, et c'est pour ces conditions exceptionnelles qu'il est généralement déterminé.

Les règlements administratifs exigeaient autrefois que l'isolateur soit suffisant pour supporter sans amorçage d'arc une tension égale à $3E$ pour une tension de service E inférieure à 10.000 V. et à $2E + 10.000$ pour une tension E supérieure à 10.000 V. Les règlements actuels ne fixent aucune obligation, laissant à l'exploitant, principal intéressé, le choix de l'isolateur convenant à chaque cas particulier.

D'une façon générale, on peut dire qu'une économie sur les isolateurs est illusoire à cause des nombreuses causes d'interruptions de fonctionnement auxquelles donnent lieu les isolateurs insuffisants.

En pratique, la détermination des isolements nécessaires pour les lignes à *basse et moyenne tension* peut être faite dans les conditions normales, en admettant un isolateur capable de supporter à sec une tension donnée en kv. par la formule :

$$15 + 3E,$$

E désignant la tension entre phases exprimée également en kv.

On a ainsi d'après cette formule le tableau suivant :

TENSION DU RÉSEAU	TENSION D'AMORÇAGE à sec des isolateurs
kv.	kv.
10	45
15	60
20	75
30	105
45	150
60	195

La tension d'amorçage de l'arc sous pluie est généralement égale aux $\frac{2}{3}$ de celle qui provoque l'amorçage de l'arc à sec.

Pour les tensions supérieures à 60.000 V., l'isolateur rigide est habituellement remplacé par l'isolateur à chaînes.

La détermination des isolateurs nécessaires pour *les lignes à haute tension* est plus complexe, car en raison même de leur grand isolement, ces lignes sont susceptibles de conserver des charges statiques importantes. En outre leur plus grande hauteur au-dessus du sol les expose à des charges atmosphériques plus élevées, qui sont fonctions de la hauteur des conducteurs au-dessus du sol.

Il faut donc tenir compte non seulement du bon fonctionnement des isolateurs pour la tension normale mais de leurs caractéristiques d'amorçage sous l'influence des ondes libres.

Nous donnons ci-dessous, d'après M. Lewis (1), les caractéristiques des chaînes d'isolateurs adoptées généralement sur les grands réseaux américains (2).

TENSIONS normales	TENSIONS maxima entre phase et terre	NOMBRE d'éléments	TENSIONS efficaces d'amorçage à sec	TENSIONS d'amorçage pour ondes brusques.
kv.	kv.	—	kv.	kv.
66	54	4-6	305	760
88	72	5-7	355	895
110	90	6-9	405	1030
132	108	9-12	550	1420
154	126	10-12	550	1420
187	153	10-12	550	1420
220	180	12-18	680	1800

L'isolement indiqué par ce tableau est généralement supérieur à celui des transformateurs eux-mêmes ; et M. Lewis fait remarquer qu'au voisinage des sous-stations, tout au moins, l'isolement des lignes ne devrait pas dépasser celui des appareils branchés ;

(1) W. W. LEWIS Transmission Line Insulation and Field Tests Pertaining to Lightning, G. E. R., juillet 1929, p. 364.

(2) Isolateurs espacés de $5 \frac{3}{4}$ pouces.

dans ces conditions, on devrait adopter à proximité des sous-stations les valeurs résumées dans le tableau suivant (1) :

TENSIONS normales	ESSAIS des transformateurs à 60 p: s	TENSION d'amorçage des isolateurs à sec à 60 p: s	NOMBRE d'éléments (1)	TENSION d'amorçage pour ondes brusques	NOMBRE d'éléments (2)	TENSION d'amorçage pour ondes brusques
kv.	kv.	kv.	—	kv.	—	kv.
66	133	250	5	640	4	620
88	177	350	7	870	6	895
110	221	400	8	980	7	1030
132	265	450	9	1080	8	1160
154	309	550	12	1410	10	1420
187	375	650	15	1730	12	1670
220	441	750	17	1930	14	1930

(1) Eléments espacés de $4\frac{3}{4}$ pouces.
 (2) Eléments espacés de $5\frac{3}{4}$ pouces.

Toutefois, on ne sera complètement à l'abri des surtensions provoquées par les ondes libres à front raide, ou ondes brusques, que si les chaînes sont capables de supporter ces maxima d'onde qui, d'après les mesures de M. Lewis, peuvent atteindre ainsi qu'on l'a déjà signalé, 15 fois la tension maximum entre phase et terre.

8. Essais des isolateurs. — La fragilité relative de la porcelaine ou du verre par rapport aux autres matériaux entrant dans la constitution des lignes conduit à faire subir à chaque isolateur avant la mise en ligne des vérifications très complètes.

On a l'habitude de prélever sur un lot de fabrication identique un certain nombre d'isolateurs que l'on étudie plus complètement en leur faisant subir des essais très complets dits *essais de type* destinés à vérifier les propriétés électriques et physiques de la porcelaine (ou du verre).

La totalité des isolateurs du lot subit des essais moins complets dits

(1) Voir aussi : W. W. LEWIS. — Relation between Transmission Line Insulation and Transformer Insulation, *A. I. E. E.*, 1928, t. XLVII, p. 992 ;

LEE AND FOUST. — Measurement of Surge Voltages on Transmission Lines due to Lightning, *A. I. E. E.*, 1927, t. XLVI, p. 339 ;

E -S. LEE. — Cathode Ray Oscillographs and their Uses, *G. E. R.*, août 1928, p. 404.

essais de réception, dont le but est de déceler un défaut particulier, tel que fêlure, fissuration de la porcelaine, etc.

Enfin, particulièrement pour les isolateurs du type à chaîne, on doit procéder périodiquement à des *vérifications sur les isolateurs en service*.

A. — ESSAIS DE TYPE

1. Essais d'indifférence aux variations de température. — Les isolateurs en porcelaine montés sur leur ferrure sont échauffés par immersion dans un bain d'eau maintenu à une température comprise entre 65° et 70° C., puis plongés, les uns brusquement, les autres progressivement dans un bain d'eau maintenu à une température comprise entre 10° et 15° C. Après cet essai, l'isolateur ne doit présenter aucune cassure ni fente même de l'émail.

Pour les isolateurs en verre, on procède d'une façon un peu différente. La pièce est plongée dans un bain maintenu à une température comprise entre 45 et 50° C., puis est soumise à une pluie artificielle de 5 mm. par minute, dont la température est comprise entre 10° et 15° C., le jet étant dirigé sous un angle de 45° par rapport à l'axe de l'isolateur.

Les règlements allemands prévoient pour cet essai des isolateurs en porcelaine trois opérations successives entre 90° et 15° C. pour les isolateurs dont les pièces sont réunies par cémentation, et entre 63° et 15° C. pour les isolateurs dont les pièces sont collées à l'émail. En Angleterre, on exécute trois opérations successives entre 50° et 0° C. (une heure pour chaque bain).

2. Essais de résistance mécanique. — Les isolateurs du type rigide sont soumis à un effort progressif appliqué sur la gorge perpendiculairement à l'axe de la ferrure; cet effort est contrôlé par un dynamomètre. La porcelaine ne doit pas céder avant que la ferrure ait subi une déformation permanente. En admettant que la ferrure ait été calculée au coefficient de sécurité 3, la déformation permanente apparaît pour un coefficient de sécurité voisin de $\sqrt{3}$, ce qui paraît peu satisfaisant. Cependant, on ne voit pas nettement comment effectuer autrement ces essais, à moins de constituer une ferrure de même dimension par un métal de haute résistance, car toute déformation de la ferrure est capable d'entraîner par elle-même la rupture de la porcelaine.

Les isolateurs du type suspendu sont essayés en exerçant une traction sur les ferrures. Le constructeur garantit une résistance mécanique, qui varie suivant le type, entre 2.000 kg. et 10.000 kg. Normalement pour les types courants, cette résistance est de l'ordre de 3.000 kg.

Pour une traction inférieure à celle qui provoque la rupture de l'isolateur suspendu, il se produit des fissurations à l'intérieur de la porcelaine, qui détruisent ses propriétés isolantes. On devrait donc effectuer les essais de traction sur des isolateurs soumis à une tension électrique très voisine

de celle de l'amorçage de l'arc. On noterait alors l'effort de traction qui détruit les propriétés électriques (perçement par l'arc), puis l'effort de traction causant la rupture. Les propriétés électriques sont détruites ordinairement pour une traction égale aux 3/4 environ de la traction de rupture.

3. Essais d'amorçage de l'arc à sec. — L'isolateur monté sur sa ferrure, garni d'un élément de ligne, placé en position d'emploi, est soumis à une tension alternative de fréquence industrielle et de forme pratiquement sinusoïdale, appliquée entre le conducteur et la ferrure mise à la terre. La tension est élevée progressivement jusqu'à ce que l'on constate l'amorçage de l'arc. Cette tension d'amorçage doit être au moins égale à 90 pour cent de celle indiquée par le constructeur. On pourra noter les tensions auxquelles se produisent les premiers effluves et les étincelles crépitantes bleues qui précèdent l'arc de puissance de coloration jaune.

4. Essais d'amorçage de l'arc sous pluie. — L'essai est le même que ci-dessus, mais l'isolateur est soumis à une pluie de 5 millimètres de hauteur d'eau par minute, à une température de 10 à 15° C., le jet étant dirigé sous un angle de 45° par rapport à l'axe de l'isolateur.

La tension d'amorçage de l'arc sous pluie dépend de la résistivité et de la nature de l'eau employée. Le tableau suivant fait apparaître les différences obtenues dans divers essais, par rapport aux résultats obtenus avec l'eau ordinaire (1).

NATURE DE L'EAU	RESISTIVITÉ Ω : cm.	TENSION D'AMORÇAGE SOUS PLUIE	
		RIGIDES	SUSPENDUS
Eau ordinaire	2.500	1,00	1,00
— distillée	100.000	1,48	1,81
— de pluie	50.000	1,41	1,73
	20.000	1,32	1,59
— ordinaire résistante . . .	10.000	1,25	1,42
— conductrice	1.000	0,82	0,75

En Angleterre, on impose une résistivité de l'eau de 20.000 Ω : cm; en Italie 10.000 Ω : cm; en Amérique 7.000 Ω : cm.

Le rapport entre la tension d'éclatement et la tension de service est le coefficient de sécurité. On entend par tension de service la tension entre phases, quoique la plupart des transmissions à haute tension aient leur neutre relié à la terre.

Les anciens arrêtés techniques précisaient que la tension d'amorçage devait être au moins égale à 2 fois la tension d'amorçage plus 10.000 volts, ce qui correspond à un coefficient de sécurité un peu supérieur

(1) WEICHER R. G. E. du 10 novembre 1923, p. 724.

à 2, par rapport à la tension entre phases, et voisin de 3,5 par rapport à la tension simple.

Il faut remarquer que la considération de la tension simple n'est valable que lorsque le neutre est mis à la terre soit directement soit par une résistance faible; cette considération ne serait plus valable si le réseau comportait des bobines du genre Petersen.

5. Essais de perforation. — La tension de contournement par l'arc doit toujours être supérieure à celle qui produit la perforation; il faut donc prendre des dispositions spéciales pour obtenir cette perforation sans contournement. En général l'isolateur est placé dans l'huile. On a remarqué que la qualité de l'huile est de nature à modifier les résultats, de sorte qu'il faut nettement préciser les conditions de ces essais, et éviter d'en tirer des conclusions trop absolues. Par exemple, les essais de percement des isolateurs à conduits intérieurs obtenus en augmentant simplement la ligne de fuite donnent une tension de perforation beaucoup plus élevée que les essais dans l'huile, qui modifient considérablement le champ électrique autour de l'isolateur.

6. Essais combinés, thermiques, mécaniques et électriques. — En vue de comparer diverses fabrications, on a proposé (Perrochet) d'effectuer des cycles d'essais comprenant chacun :

- a) Des variations alternatives de température, par exemple 5 variations;
- b) Une traction mécanique;
- c) Une application d'une tension voisine de la tension d'amorçage.

On parvient ainsi à classer les isolateurs d'après le nombre de cycles qu'ils ont pu subir sans être perforés. Ce nombre est de l'ordre de 10 à 15 pour les isolateurs de suspension de bonne fabrication.

7. Essais de porosité. — Le V. D. E. prévoit pour l'Allemagne un essai de porosité de la porcelaine défini comme suit : on verse sur la cassure fraîche de la pièce essayée une solution de 1 gr. de fuchsine dans 100 gr. d'alcool méthylique puis on lave avec de l'alcool méthylique incolore. La solution de fuchsine ne doit laisser aucune trace colorante sur la porcelaine; dans le doute, on casse l'éprouvette pour vérifier si la solution a pénétré ou est restée adhérente à la surface par capillarité.

On a proposé aussi d'effectuer cet essai sous pression.

8. Essais en haute fréquence. — Certains laboratoires effectuent des essais en haute fréquence par l'une des deux méthodes suivantes :

a) Essais par *oscillations amorties* de haute fréquence (100.000), reproduisant sensiblement les impulsions brèves atmosphériques. Ces essais donnent des tensions d'amorçage différentes de celles obtenues à la fréquence normale (en valeur maximum).

b) Essais par *oscillations entretenues* à tension relativement basse qui détériorent rapidement l'isolateur à cause de la chaleur dégagée. Ces derniers essais paraissent trop différents des conditions normales pour présenter un intérêt pratique.

B. — ESSAIS DE RÉCEPTION

Tous les isolateurs sans exception sont éprouvés pendant quinze minutes à une tension voisine des 75 pour cent de la tension d'éclatement à sec. On accélère les essais, en disposant un grand nombre d'éléments en parallèle. En particulier, les isolateurs rigides sont placés la tête en bas dans un bac contenant une quantité d'eau juste suffisante pour noyer la tête jusqu'au col; on verse également de l'eau dans le trou de scellement jusqu'au bord de l'espace réservé au scellement et applique la tension entre le bac et des chaînes conductrices qui plongent dans l'eau des trous de scellement.

C. — ESSAIS DES ISOLATEURS EN SERVICE

Ces essais sont effectués plus particulièrement sur les chaînes d'isolateurs à haute tension. Diverses méthodes ont été appliquées pour faire cette vérification sans interrompre la distribution.

Une première est celle dite du Buzz Stick; elle comporte deux essais successifs.

Un premier essai consiste à toucher au moyen d'une perche isolante terminée par une boule métallique les diverses armatures d'une chaîne, ou les diverses cloches d'un isolateur rigide. Il se produit au moment où l'on rompt le contact ainsi formé un bruissement d'autant plus élevé que la tension par rapport au sol est elle-même plus élevée. Pour une chaîne d'isolateurs en bon état, ces bruissements iront donc en croissant du premier au dernier élément. Une discontinuité dans cette croissance du bruissement est un indice du mauvais état des éléments intéressés.

Ensuite, on court-circuite successivement les divers éléments de l'isolateur à l'aide de la même perche supportant une fourche métallique. Tout isolateur sain provoque un arc au moment de la rupture du court-circuit.

Une seconde méthode est basée sur l'emploi d'un voltmètre indicateur spécial supporté également par une perche isolante et qui permet de vérifier la tension supportée par les éléments successifs de la chaîne. L'appareil, désigné sous le nom d'aislomètre Bennett (1) est utilisé par la Compagnie de l'Èbre pour la vérification de son réseau à 110.000 V.

La méthode du Buzz Stick pourrait être modifiée, en utilisant les propriétés d'illumination des tubes au néon, ce qui améliorerait la sécurité assez précaire, de la méthode.

Si la distribution peut être interrompue, on mesurera l'isolement au moyen des appareils portatifs connus sous le nom de Megger, Detector, Ohmmètre Geoffroy et Delore, etc.

(1) Voir Conférence des Grands Réseaux à haute tension 1921.

CHAPITRE X

ÉTUDE DE QUELQUES PROBLÈMES PARTICULIERS SOULEVÉS PAR L'EXPLOITATION DES LIGNES A HAUTE TENSION

L'exploitation des réseaux à haute tension soulève quelques problèmes particuliers qui se déduisent aisément des principes qui précèdent, mais sur lesquels il nous paraît néanmoins utile d'attirer l'attention. Nous les exposerons ici dans l'ordre suivant :

- 1° Mise sous tension ;
- 2° Effets d'auto-amorçage des génératrices ;
- 3° Mise en parallèle.

1. Mise sous tension des réseaux à haute tension. — La mise sous tension d'un réseau à tension élevée exige des précautions spéciales qui sont inconnues dans l'exploitation des réseaux à moyenne tension. Les effets de capacité des lignes introduisent deux perturbations importantes : d'une part, ils produisent un accroissement de tension entre l'extrémité génératrice et l'extrémité réceptrice supposée ouverte ; d'autre part, ils produisent sur les génératrices elles-mêmes une excitation complémentaire de nature à élever encore leur tension.

La surtension relative entre les deux extrémités d'une ligne est fonction de la longueur de la ligne et de ses caractéristiques, mais est indépendante de la valeur de la tension. Cette constatation résulte de la formule donnant la valeur de cette surtension. On a, en effet, pour un réseau à vide, U désignant la tension au départ et U_1 la tension à l'arrivée,

$$(1) \quad U_1 = \frac{U}{\cosh nx},$$

qui montre que le rapport des tensions à vide n'est fonction que de nx . L'abaque de Blondel-Brown permet de déterminer immédiatement ce rapport, en fonction de la longueur du réseau.

On trouve ainsi que le rapport des tensions est de l'ordre de 15 pour cent pour les lignes de 500 km. les plus étendues actuellement ; le déphasage correspondant entre U et U_1 est de $4^\circ 30'$ environ.

Si, partant des barres haute tension avec une ligne de 500 km., on y revenait avec une seconde ligne de même longueur, on constituerait

une boucle de 1.000 km de longueur, et l'on aurait entre la tension des barres U et la tension à l'extrémité de la boucle U_1 le rapport

$$\frac{U}{U_1} = 0,55 \left|^{25^\circ} \right.$$

La tension à l'extrémité de la boucle serait ainsi sensiblement le double de celle des barres; le déphasage serait de 25° .

Ces exemples pris intentionnellement au voisinage des limites actuelles des transmissions modernes montrent les limites correspondantes des effets de capacité.

Toute réactance en dérivation sur la ligne réduit les effets ci-dessus calculés pour une ligne unique.

Considérons, par exemple, une ligne de transmission d'énergie à 220.000 V. alimentant une sous-station de transformation de 100.000 kv.A.

La puissance magnétisante de ces transformateurs qui sera de l'ordre de 5.500 kv.A, compensera la capacité de 50 kilomètres de ligne environ. Une compensation plus complète sera réalisée par l'emploi de compensateurs synchrones à excitation variable, qui se comportent suivant la valeur de cette excitation, soit comme des réactances, soit comme des capacités. La marche à vide des lignes sera ainsi remplacée par une marche sur réactance. La puissance de ces compensateurs devra être suffisante pour absorber une puissance réactive égale au moins à la moitié de la puissance de transmission de la ligne.

Par exemple, les lignes de la Southern California Edison Co à 220.000 V étaient équipées en 1924 avec des compensateurs synchrones dont la puissance réactive de capacité représentait 35 à 40 pour cent des kv.A. totaux transportés et l'on envisageait de porter cette proportion à 75 pour cent, chiffre théoriquement nécessaire pour réaliser une bonne régulation des lignes. (La puissance réactive d'un compensateur sous-excité est sensiblement égale aux $2/3$ de sa puissance réactive de capacité pour une marche en surexcité.)

Pour mettre en service la ligne à 220.000 V. reliant Pit River n° 1 à Vaca de la Pacific Gaz and Electric Co., on procède de la façon suivante.

On connecte à vide un alternateur à Pit River sur la ligne à travers les transformateurs, on connecte de même un compensateur synchrone à Vaca. On dispose ainsi de 55.000 kv.A pour la charge de la ligne.

On démarre alors l'alternateur à très faible excitation; le condensateur non excité se met en route, et en augmentant la vitesse on peut arriver à la vitesse normale sans changer les excitations. On règle ensuite celles-ci jusqu'à obtenir la tension désirée.

Un autre procédé consiste à charger la ligne sans compensateur, mais à excitation et vitesse réduites pour atteindre 50 pour cent environ de la tension normale. On branche alors le compensateur. L'augmentation des excitations permet d'obtenir ensuite la tension désirée.

La première ligne mise en service à 220.000 V. par la Southern Califor-

nia Edison Co dont le schéma est reproduit sur la figure 89, fut celle qui relie Big Creek n° 8 à Eagle Rock. On mit l'alternateur de Big Creek n° 8 en route, et monta sa vitesse jusqu'à atteindre 35 p : s. A ce moment, on avait une tension de 160.000 V. au départ et 220.000 V. environ à Eagle Rock.

Le condensateur synchrone de 30.000 kvA qui était branché sur le réseau à 150.000 V. fut déconnecté et après avoir perdu une partie de sa vitesse fut accroché sur la ligne à 220.000 V.

On augmenta ensuite la vitesse et l'excitation de l'alternateur jusqu'à leurs valeurs normales.

L'alternateur fut ensuite désexcité complètement; la tension tomba alors à zéro par suite d'absence d'auto-excitation. Le condensateur synchrone s'arrêta lui-même, l'alternateur tournant toujours. En excitant à nouveau celui-ci, le condensateur se remit en marche tout seul et on atteignit ainsi sans incident la tension de 220.000 V.

Les caractéristiques du réseau à 220.000 V de cette compagnie sont les suivantes, pour chaque circuit :

Capacité : 125.000 kw,

Perte en ligne : 10 pour cent dans la marche à 100.000 kw.

Courant de charge : 149 A. sans condensateurs synchrones

— 78.4 A. avec — —

Facteur de puissance des génératrices : 0,9 en arrière pour 40.000 kw.,

— 1 — pour 78.000 kw.,

— 0,98 en avance pour 100.000 kw.

Puissance apparente de charge : 52.000 kvA.

Dans la première mise sous tension rappelée ci-dessus, on disposait de l'alternateur de Big Creek n° 8 de 30.000 kvA et du condensateur de Eagle Rock de 30.000 kvA.

La première mise sous tension d'une ligne quelconque doit être précédée d'une vérification minutieuse, permettant de s'assurer que toutes les conditions techniques des règlements ont été bien respectées, que la construction a été faite avec soin, et que les élagages sont suffisants. On fera ensuite une mesure d'isolement permettant de se rendre compte qu'aucun isolateur n'a été détérioré au montage ou qu'il ne subsiste aucune mise à la masse qui aurait échappé au contrôle précédent.

On effectuera aussi des mesures de la résistance, qui permettront de contrôler le soin apporté aux jonctions; de l'inductance; de la capacité d'après les principes exposés au chapitre III.

Enfin, muni des autorisations administratives, on procédera à une mise sous tension progressive à l'aide d'un alternateur séparé, permettant d'obtenir si possible les fractions 1/2, 3/4, 1/1 de la tension normale de service. L'alternateur sera protégé par un disjoncteur dont le relai sera réglé très sensible et à action instantanée. On s'arrêtera à chaque palier de tension un temps suffisant pour effectuer la vérification de la ligne, en observant principalement les isolateurs.

Il est utile, pendant cette mise sous tension, de relever les courbes oscillographiques de tension et de courant, afin de s'assurer que l'on ne se trouve pas dans des conditions de résonance dangereuses (1).

La mise sous tension, après un déclenchement s'effectue de la même façon; mais pour éviter des perturbations sur tout le réseau en cas de déclenchements intempestifs, il est pratique de passer l'artère qui a déclenché sur un jeu de barres d'essai pouvant être alimenté par un groupe générateur. Dans ces conditions, après remise en état de l'artère intéressée, on la passe à nouveau sur le jeu de barres normal.

Le déclenchement peut ne pas se produire par la mise à la terre d'une des phases d'un réseau dont le neutre est isolé. Il faut alors, dès que la mise à la terre est constatée par l'indicateur de terre, séparer les divers feeders en parallèle, sectionner la ligne soupçonnée mauvaise et en faire l'essai pour déceler le défaut.

Si la ligne est pourvue de postes de sectionnement, on localise le défaut par la manœuvre successive de ces divers sectionnements. La localisation peut être effectuée aussi par des mesures de résistance par la méthode bien connue dite *méthode de la boucle*.

2. Auto-amorçage des alternateurs débitant sur des réseaux à haute tension. — On sait qu'un alternateur débitant sur une capacité présente une chute de tension négative, c'est-à-dire que sa tension en charge tend à devenir supérieure à la tension à vide. Ce phénomène de surtension est dû au fait que la réaction d'induit a le signe et la phase convenables pour renforcer le champ inducteur, au lieu de l'affaiblir comme cela a lieu normalement. Le même phénomène se produit quand l'alternateur débite sur une longue ligne à vide, dont le courant de capacité peut suffire pour produire lui-même la totalité du flux inducteur, de sorte que l'alternateur peut s'auto-exciter simplement par l'effet du rémanent. Les conditions d'auto-amorçage ont été discutées ailleurs; nous ne donnerons ici que des indications générales, renvoyant le lecteur aux mémoires originaux (2).

En première approximation, l'auto-amorçage se produit d'une façon identique à celui d'une dynamo shunt. Soit (fig. 90) AE la caractéristique

(1) Ces conditions ont été rencontrées sur diverses lignes. Voir : C. LAVANCHY. Quelques aspects du problème de l'exploitation des réseaux bouclés à haute tension. *Conférence des Grands Réseaux à haute tension*, 1925.

(2) W. O. MORSE : *The Behavior of A. C. Generators when charging à Transmission Line G. E. R.*, février 1920.

W. NESBIT : *Electrical Characteristics of Transmission Circuit E. J.*, août 1921.

A. BLONDEL ET CH. LAVANCHY : Rapport sur les réactions d'un réseau à haute tension sur l'excitation des alternateurs. Effets de résonance et d'auto-amorçage sous charge réduite. *Conférence des Grands Réseaux à haute tension*, 1921.

J. LABOURET : Répercussion des lignes de forte capacité à vide sur le fonctionnement des alternateurs *R. G. E.* du 17 décembre 1921, t. X., p. 875.

A. V. COPLEY : *Charging Transmission Lines E. W.* du 1^{er} septembre 1923.

de l'alternateur débitant sur capacité, OA représentant la force électromotrice due au rémanent. Le courant en avance absorbé par la ligne, proportionnel à la tension, peut être représenté sur la même figure par une droite oblique telle que OC. Les ampère-tours correspondants seront donc représentés aussi par une droite OC', qui sera d'autant plus inclinée sur la verticale que la capacité sera plus grande. Comme pour une dynamo shunt, le point stable de fonctionnement M se trouvera à l'intersection de OC' et de la caractéristique OE. Quand la droite OC' prend la direction OC'' c'est-à-dire forme avec la verticale un angle inférieur à celui

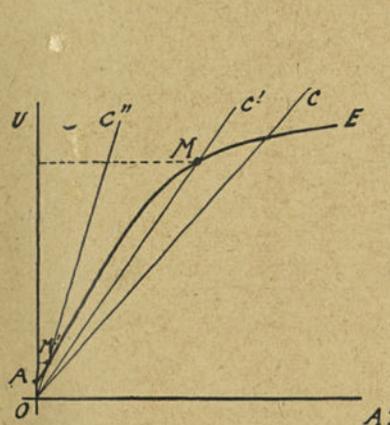


Fig. 90. — Caractéristiques d'un alternateur débitant sur une ligne à vide.

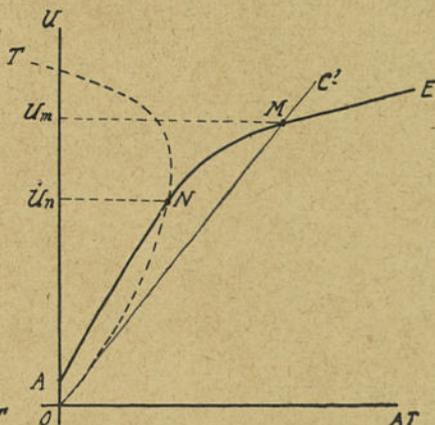


Fig. 91. — Influence du courant magnétisant des transformateurs sur le régime de fonctionnement des alternateurs auto-excités.

que forme avec la même direction la partie rectiligne de la caractéristique, le point M vient en un point M'' voisin de A, et la tension dans la ligne est très faible; au contraire quand l'angle de OC' est supérieur à celui de la partie rectiligne de la caractéristique, le point M dépasse le coude de cette dernière, et, par conséquent, atteint une position dont l'ordonnée est voisine de la tension de régime de l'alternateur. L'inclinaison de la caractéristique A E dans sa partie rectiligne fixe ainsi une valeur limite pour celle de OC', que l'on ne devrait jamais dépasser en pratique.

On réduira l'inclinaison de OC' par les procédés suivants :

a) Réduction des ampère-tours d'excitation par capacité, par le choix d'alternateurs à faible réaction d'induit ou à courant de court-circuit élevé, ou par l'emploi de plusieurs alternateurs en parallèle.

b) Réduction de la capacité C par le branchement sur la ligne de compensateurs synchrones sous-excités se comportant comme des réactances.

Remarquons que les transformateurs eux-mêmes en raison de leur

saturation sont de nature à réduire les dangers d'auto-amorçage comme on le voit sur la figure 91 où la caractéristique OC' prend sous l'influence de la courbe de saturation des transformateurs la forme incurvée OT ; le point de fonctionnement de l'alternateur passe ainsi de M en N , et la tension d'auto-amorçage passe de U_m en U_n .

c) Enfin, réduction de la fréquence elle-même, c'est-à-dire démarrage à faible vitesse jusqu'au moment où une partie de la charge prise par la ligne ramène les génératrices à une marche normale.

3. Mise en parallèle des lignes ou des réseaux triphasés. — Les lignes de transmission d'énergie sont construites généralement pour pouvoir marcher en parallèle. Cette marche ne peut cependant être réalisée que si diverses conditions sont réalisées. Deux cas sont à considérer suivant que les lignes sont alimentées par des stations génératrices indépendantes ou, au contraire, par un jeu de barres commun.

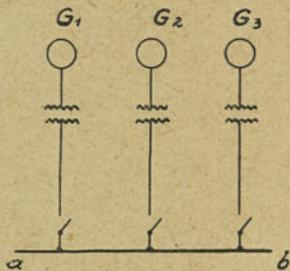


Fig. 92. — Mise en parallèle de plusieurs lignes alimentées par des stations génératrices indépendantes.

Si ces lignes sont alimentées par des stations génératrices indépendantes, ainsi qu'on l'a représenté sur la figure 92, où les stations génératrices G_1 , G_2 , G_3 sont susceptibles de débiter sur le même jeu de barre ab , les conditions de la possibilité de marche en parallèle sont pour le point de couplage :

- 1° Tensions égales ;
- 2° Rotation des phases dans le même sens ;
- 3° Vitesses synchrones.

Ce problème est analogue à celui de la mise en parallèle de deux génératrices d'une même station centrale. La seule complication résulte de l'effet de capacité des réseaux à haute tension qui est défavorable à l'échange des puissances synchronisantes.

Si, au contraire, les lignes sont alimentées par un jeu de barres commun, les conditions de marche en parallèle sont au point de couplage :

- 1° Tensions égales ;
- 2° Rotation des phases dans le même sens ;
- 3° Concordance des phases.

J. BETHENOD : Auto-amorçage des machines à rotor cylindrique associées à des condensateurs *R. G. E.* du 8 septembre 1923, t. XIV, p. 307.

E. ROTH : Quelques considérations sur le dimensionnement et sur le fonctionnement des turbo-alternateurs débitant sur des lignes à grande capacité, *Conférence des Grands Réseaux à haute tension*, 1925.

MASAKAZU TAKAHASHI : Auto-excitation des alternateurs connectés aux lignes de transmission à haute tension, *Conférence des Grands Réseaux à haute tension*, 1925.

G. PETRESKO : Considérations sur l'auto-excitation des alternateurs branchés aux lignes à haute tension, *Conférence des Grands Réseaux à haute tension*, 1927.

On obtiendra des tensions égales au point de couplage :

- a) Dans le premier cas, en agissant sur l'excitation des génératrices ;
- b) Dans le second cas, en utilisant des transformateurs appropriés.

Il n'est d'ailleurs pas indispensable que cette égalité des tensions soit rigoureuse, une différence de quelques pour cent étant immédiatement compensée par l'échange de courants magnétisants entre machines ou par l'inégalité de charge des circuits en parallèle.

On vérifiera la correspondance du sens de rotation des phases en couplant un moteur polyphasé sur l'un puis sur l'autre réseau. Si le moteur tourne dans le même sens pour chacun de ces couplages, il en sera de même pour la rotation des phases. On peut aussi utiliser des transformateurs de potentiel alimentant des lampes ou des voltmètres. Dans le premier cas, alimentation par génératrices indépendantes) si les sources à mettre en parallèle sont au synchronisme parfait, les voltmètres doivent rester au zéro, ou au voisinage du synchronisme ils doivent avoir des pulsations synchroniques. Dans le second cas (alimentation par un jeu de barres commun), le synchronisme étant réalisé par définition, un seul voltmètre suffit ; son branchement successif sur les phases correspondantes doit donner une tension nulle ou tout au moins très faible.

Le changement du sens de rotation des phases est obtenu dans les deux cas par le simple échange de deux connexions de l'un des circuits triphasés. Cette propriété se comprend immédiatement, en examinant les deux diagrammes de la figure 93, dans lesquels, la succession des phases dans l'ordre 1-2-3 a changé de sens par l'échange de la position des phases 2 et 3.

Enfin, le synchronisme se vérifie par l'emploi du synchronoscope ou de lampes de synchronisation.

Dans le second cas la concordance des phases est assurée sans précautions spéciales si aucune des lignes à coupler en parallèle ne possède de transformateurs, ou si elles sont toutes pourvues de transformateurs identiques.

Si, au contraire, les circuits sont pourvus de transformateurs d'origine différente, il faut prendre des précautions spéciales. Sans entrer dans l'exposé de la théorie des transformateurs, nous rappellerons simplement que les enroulements de même type YY ou $\Delta\Delta$ ne provoquent aucune rotation des phases, tandis que les enroulements $Y\Delta$ ou ΔY entraînent une rotation de 30° . Deux transformateurs en série $Y\Delta$ et ΔY ramènent les phases en concordance ; deux transformateurs $Y\Delta$ et $Y\Delta$ produisent une rotation de 60° , ce qui permet de retrouver la correspondance des phases par le couplage convenable des enroulements.

D'une façon générale, la mise en parallèle de plusieurs circuits sera possible si le nombre des transformations ΔY ou $Y\Delta$ rencontrés sur les circuits pris deux à deux, en partant des barres communes pour y revenir

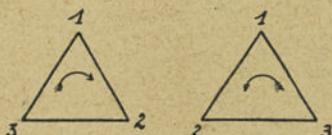


Fig. 93. — Changement du sens de rotation des phases par l'échange des connexions entre les phases 2 et 3.

et en passant par le point de couplage, est *pair*. Elle ne sera pas possible si ce nombre est *impair*.

A titre d'exemple, on a représenté sur la figure 94 deux réseaux que l'on se propose de coupler en parallèle au point A.

Le réseau de gauche possède un nombre pair (2) de transformations ΔY et ΔY ; la mise en parallèle est possible. Le réseau de gauche possède un

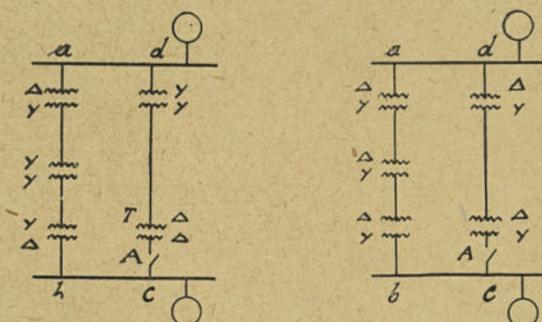


Fig. 94. — Couplage en parallèle de circuits alimentés par des barres communes et pourvus de transformateurs.

nombre impair (5) de transformations ΔY et $Y \Delta$; sa mise en parallèle est impossible.

Ces conditions étant reconnues, il faut encore que les enroulements des transformateurs soient connectés d'une façon convenable pour que les tensions aient non seulement même direction, mais aussi même sens.

Considérons, par exemple, le cas du schéma de gauche de la figure précédente pour lequel la mise en parallèle est reconnue possible, et représentons sur la figure 95 la coupure en A; les extrémités 1 2 3 repré-

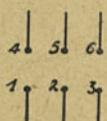


Fig. 95. — Position des phases de deux réseaux en vue de la vérification de la possibilité de couplage.

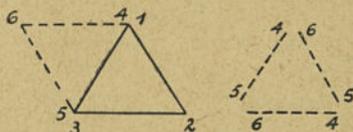


Fig. 96. — Position relative des tensions dans les deux réseaux à coupler en parallèle.

sentent l'arrivée de la branche a b c, et les extrémités 4, 5, 6, celles de la branche d c.

Réunissons 1 et 4 par un pont de connexion, puis mesurons les tensions entre les autres extrémités prises deux à deux. Si l'on trouve une tension nulle entre 2 et 5 et entre 3 et 6, c'est que les phases se correspondent et que le couplage peut être fait.

Supposons, qu'au contraire, on trouve, en désignant par $U\sqrt{3}$ la tension entre phases :

- entre 2 et 5, $U\sqrt{3}$
- entre 2 et 6, $3U$
- entre 3 et 5, 0
- entre 3 et 6, $U\sqrt{3}$;

c'est la preuve que le sens des tensions ne convient pas.

Ces valeurs permettent d'établir la position relative des deux triangles des tensions 1, 2, 3 et 4, 5, 6, ainsi qu'on l'a représenté sur la figure 96, diagramme de gauche.

On devra alors modifier les connexions à l'intérieur du transformateur T,

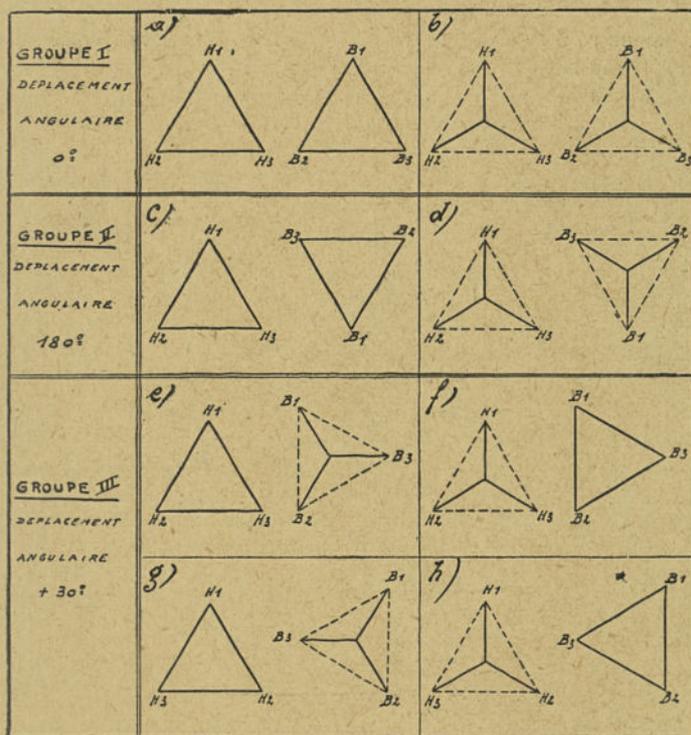


Fig. 97. — Types d'enroulements de transformateurs triphasés.

de manière à réaliser le diagramme des tensions de droite de la même figure qui correspondra alors exactement à celui des tensions de la ligne abc .

Les extrémités 4 du transformateur 4-5 et 6 du transformateur 5-6

seront connectées à la phase 4; les extrémités 4 des transformateurs 4-6 et 5 du transformateur 5-6 à la phase 5; enfin, les extrémités 6 des transformateurs 4-6 et 5 du transformateur 4-5 à la phase 6.

Si les réseaux sont à la terre, on ne fera pas la connexion 1-4 comme ci-dessus, mais on mesurera les tensions entre phases des circuits pris deux à deux, ce qui permettra encore de construire la position relative des triangles des tensions, et de déterminer les changements de connexions à réaliser.

Les réseaux à haute tension donnent lieu eux-mêmes à des rotations de phases, en raison de leur charge; mais ces rotations sont très faibles pour les réseaux à vide, cas dans lesquels se font les vérifications précédentes. On pourra donc lors des mesures trouver de légères différences avec les valeurs théoriques des tensions indiquées à l'exemple ci-dessus; mais, en pratique, ces rotations n'ont qu'une importance secondaire.

Nous avons réuni sur la figure 97 les principaux types d'enroulements des transformateurs triphasés, en les divisant en 3 groupes qui diffèrent par l'angle de rotation des phases entre le primaire et le secondaire.

Pour pouvoir marcher en parallèle, les transformateurs doivent appartenir au même groupe. On ne peut espérer, sans modifier les connexions intérieures, coupler en parallèle des transformateurs de groupes différents. En particulier, on remarquera les transformateurs $\Delta\Delta$ ou YY du groupe I ne marchent pas en parallèle avec ceux du groupe II. Par contre, tous les types de transformateurs ΔY ou $Y\Delta$ sont susceptibles de marcher en parallèle, le déphasage électrique entre primaire et secondaire étant pour les quatre types indiqués de $+30^\circ$.

Le lecteur pourra consulter les publications spéciales relatives à ces questions, et en particulier les articles suivants: Phasing Out High Tension Line (E. C. STONE, *Electric Journal*, novembre 1917, p. 448); Détermination of Polarity of Transformers for Parallel Operation (W. M. Mc CONAHEY, *Electric Journal*, juillet 1912, p. 613); Polarity of Transformers (W. M. DANN, *Electric Journal*, juillet 1916, p. 350); The Testing of Transformers G. CAMILLI (*G. E. R.*, septembre 1929, t. XXXII, p. 497).

DEUXIÈME PARTIE

ÉTUDE MÉCANIQUE DES LIGNES DE TRANSMISSION D'ÉNERGIE

CHAPITRE PREMIER

EFFORTS AGISSANT SUR LES LIGNES AÉRIENNES CONDITIONS ADMINISTRATIVES

1. Généralités. — Les divers éléments d'une ligne doivent être calculés pour pouvoir résister, avec les coefficients de sécurité imposés, aux efforts mécaniques qui leur sont appliqués sous l'influence des agents extérieurs qui sont principalement le vent, la neige ou le verglas et les variations de température.

Le but de ce chapitre est d'exposer l'importance des effets mécaniques dus aux agents atmosphériques, et de résumer les données pratiques qui doivent servir de base aux calculs d'après les règlements d'administration en France et à l'Étranger. Ces règlements subissent périodiquement des modifications qui sont parfois fort importantes. Nous avons cru cependant utile de rappeler les conditions imposées dans divers pays ces dernières années.

2. Efforts dus au vent. — Le vent peut atteindre des vitesses parfois considérables. Par exemple, l'observatoire de Bridston-Liverpool a enregistré pendant une période de quatre ans de 1884 à 1888 (1) dix tempêtes dans lesquelles le vent a atteint la vitesse maximum de 125 kilomètres à l'heure, soit de 34^m80 par seconde.

(1) Nous empruntons ces renseignements et de nombreux autres rappelés dans ce chapitre à l'excellent ouvrage de M. C. VAN GASTEL. *Calcul et construction de réseaux*. A Bielefeld à Bruxelles et Desforges, Girardot et C^o à Paris, 1925.

Aux États-Unis, pays où la plupart des climats européens sont représentés, les vitesses maxima enregistrées pour des périodes égales ou supérieures à dix ans ont atteint à Chicago et Buffalo 145 kilomètres par heure, soit 40 mètres par seconde.

D'ailleurs, la vitesse du vent est variable avec l'altitude, avec la configuration du sol et avec la proximité de la mer.

Au point de vue de l'altitude, on peut remarquer que la vitesse du vent s'accroît à mesure qu'on s'élève au-dessus du sol, qui offre une résistance notable à sa progression ; c'est ainsi que l'on a constaté que, pratiquement, la pression du vent qui est sensiblement constante jusqu'à une altitude de 20 mètres environ au-dessus du sol, s'accroît sensiblement de un pour cent environ par mètre de hauteur supplémentaire.

Au point de vue de la configuration du sol, on a constaté aussi que l'orientation de certaines vallées canalise en quelque sorte les vents qui prennent ainsi une violence exceptionnelle. Des observations faites en Belgique conduisent à admettre que les zones de terre voisines de la mer jusqu'à 10 kilomètres des côtes sont également soumises à des vents particulièrement violents.

De nombreuses études ont été entreprises pour déterminer la relation qui existe entre la vitesse du vent et la pression qui en résulte sur une surface plane. En désignant par k une constante, par S la section de la surface frappée et par v la vitesse du vent, la pression P_v due à ce dernier peut s'exprimer par la formule suivante

$$(1) \quad P_v = kSv^2,$$

qui exprime que la pression est proportionnelle à la surface S et au carré de la vitesse du vent v .

Le coefficient k est fonction lui-même, d'une part de la température et de la pression atmosphérique, d'autre part des dimensions et de la nature de la surface. L'expérience montre que la pression exercée sur une faible surface est plus grande que celle exercée sur une surface plus étendue, et que la pression exercée sur une surface plane est plus grande que celle exercée sur une surface courbe de même surface apparente mais présentant sa convexité au vent, comme c'est le cas pour les conducteurs cylindriques.

Voici quelques valeurs du coefficient k obtenues par divers expérimentateurs, en exprimant S en m^2 , v en $m : sec$ et P_v en kg :

Expériences de Canovetti (1903).

Cercle plan mince de 0,073 m^2 de surface.....	$k=0,084$
Même cercle précédé à l'avant d'une calotte sphérique.....	0,021
Demi-sphère placée à l'arrière du plan.....	0,08
Cercle de 101 cm. de diamètre ($S=0,8 m^2$) : pour $v=3,78 m : sec$.	0,088
— — — — —	4,12 — 0,088
— — — — —	4,18 — 0,0700
— — — — —	5,90 — 0,071
— — — — —	7,10 — 0,0707

Expériences du Colonel Renard (1904).

Sphère.....	k = 0,0135
Demi-sphère creuse (concavité en avant).....	0,1090
Demi-sphère creuse (concavité en arrière).....	0,0333
Cylindre transversal.....	0,0507

Expériences d'Eiffel.

Plan carré de 0 ^m 25 de côté.....	k = 0,070
Plan carré de 1 mètre de côté.....	0,079
Plan circulaire (valeur moyenne).....	0,074

Expériences de Bertozzi Olueda (1911).

Pour des fils de 1 à 13 mm. de diamètre et des vitesses de 30 à 130 kilomètres à l'heure (8^m3 : sec. à 36 mètres : sec.)..... k = 0,066

Expériences de l'Associazione Elettrotecnica Italiana (1922).

Surfaces planes de 50 × 800 mm², 50 × 600 mm² et 50 × 400 mm². k = 0,083
Essais effectués sur un modèle plein représentant comme forme un pylône du type ordinaire..... 0,082

Essais effectués au National Physical Laboratory (1).

Le National Physical Laboratory a effectué des essais sur les fils de 0,05 mm, à 32 mm. de diamètre et pour des vitesses de vent atteignant plus de 15 mètres par seconde. Ces essais ont démontré que le coefficient k varie en fonction du diamètre des conducteurs, de la pression et de la température de l'air en mouvement. De même, l'état de la surface des corps frappés (fils ou câbles) modifie la valeur de k.

Les résultats ci-dessus font entrevoir la complexité du problème, et la difficulté de préciser les valeurs à admettre pour les pressions sur les surfaces frappées; en pratique, on peut se contenter des valeurs approximatives que nous résumons au tableau suivant, qui se rapporte au cas où la surface frappée est plane.

DÉSIGNATION DU VENT	v Vitesse en m : sec.	$\frac{P_v}{S}$ Pression en kg : m ²
Vent à peine sensible.....	1	0,14
Brise légère.....	2	0,54
Vent frais ou brise.....	4	2,17
Vent bon frais (bon pour les moulins).....	7	6,6
Vent bon frais (bon pour la navigation).....	9	11,0
Grand vent.....	20	54,0
Tempête.....	24	78,0
Grande tempête.....	30	122,9
Ouragan.....	36	177,0
Grand ouragan.....	45	277,0

(1) D'après E. B. Wedmore et W. B. Woodhouse. Exposé des recherches récentes exécutées en Grande-Bretagne, concernant la construction des lignes aériennes et le métal employé. *Conférence Internationale des Grands Réseaux Electriques* de 1923, p. 270.

3. Efforts exercés par le vent sur les pylônes. — En France, les règlements exigent que les calculs soient établis en se basant sur un vent administratif horizontal qui exerce une pression de 120 kg. p ar m² de surface plane, correspondant, par conséquent, d'après le tableau précédent, à une grande tempête. En outre, pour la seconde surface frappée du pylône, la pression est supposée réduite pour tenir compte de ce que seul le vent passant à travers les vides de la première face peut atteindre la seconde.

Soit S la surface du treillis d'une face, S_0 celle des vides d'une face, la pression sur la première face sera égale à $120 \times S$, tandis que la pression sur la seconde face sera seulement $120 \times \frac{S_0}{S + S_0} \times S$ et la pression totale sur les deux faces,

$$(2) \quad P_v = 120S \left(1 + \frac{S_0}{S + S_0} \right).$$

Cette formule a été vérifiée par l'Associazione Elettrotecnica italienne qui a effectué des expériences sur un modèle réduit de pylône. La formule déduite de ces expériences est la suivante, en conservant les unités de m² pour les surfaces et de m : sec. pour la vitesse v du vent :

$$(3) \quad P_v = 0,091v^2S \left(1 + \frac{S_0}{S + S_0} \right).$$

On a supposé, dans ce qui précède, que le vent soufflait horizontalement et dans une direction normale aux faces du pylône. L'expérience a montré que si le vent tourne d'un angle α par rapport à cette première direction, la nouvelle force P_α est liée à la force P_v ci-dessus par la relation

$$(4) \quad P_\alpha = P_v (1 + 0,16 \sin 2\alpha),$$

donc le maximum est atteint pour $\alpha = 45^\circ$, c'est-à-dire pour le cas d'un vent soufflant suivant la diagonale du carré de base, cette valeur maximum devient alors :

$$(5) \quad P_\alpha = 1,16 P_v.$$

4. Efforts exercés par le vent sur les conducteurs. — L'effort du vent exercé sur une surface cylindrique normalement à l'axe est inférieur à celui qu'exerce le même vent soufflant normalement à une surface plane égale à la surface projetée du cylindre; suivant les hypothèses admises le rapport de ces deux efforts est égal à $2/3$ (Théorie de Newton) ou à $\frac{\pi}{4}$ (théorie de Lössl).

La force P'_v exercée sur une surface cylindrique projetée S est exprimée par la formule

$$(1) \quad P'_v = k' S v^2$$

où k' est le coefficient propre à ce type de surface. Dans cette formule, S' est exprimé en m^2 , et la vitesse du vent v en m : sec.

Nous résumons ci-dessous quelques valeurs du coefficient k' indiqué par différents auteurs :

Bertozzi Olueda.....	$k' = 0,066$
Langley (1).....	0,059
Buck (2).....	0,062
Finzi et Soldati (3).....	0,041
Rebora (4).....	0,0585

Les règlements français et belges admettent que pour les conducteurs l'effort est égal à 0,6 fois celui qui serait appliqué à la section diamétrale plane du cylindre, de sorte que le vent de 120 kg par m^2 de surface plane est ramené à 72 kg par m^2 de surface cylindrique projetée.

Le règlement allemand admet un facteur de réduction égal à 0,5.

5. Influence du verglas ou de la glace. — Le verglas, ou la glace, se présente généralement sous forme d'une gaine à section ellipsoïdale qui adhère aux conducteurs et contribue ainsi à les surcharger verticalement.

La fatigue des conducteurs est augmentée encore sous l'influence du vent qui exerce une pression sur la surface projetée de cette gaine, au moins tant que sa violence n'est pas suffisante pour faire briser la gaine et causer ainsi une décharge notable et plus ou moins brusque du conducteur.

Le poids spécifique de la neige, du givre ou du verglas est assez mal défini. On indiquera dans le résumé que nous faisons des prescriptions étrangères les valeurs des surcharges qui sont admises généralement.

Ces imprécisions sur la forme du dépôt, sur son adhérence et sur son poids spécifique montrent qu'en pratique il faut se réserver une marge de sécurité suffisante.

Dans des cas exceptionnels, la couche de givre peut être considérable; par exemple au cours de l'hiver de 1922 à 1923 sur la ligne à 120.000 v. de Beaumont-Monteux à Saint-Etienne, cette couche a atteint en certains endroits un diamètre de 20 cm, correspondant à une surcharge par mètre de conducteur de 20 kg (5). On a constaté, en outre, que le givre adhérait à la face nord des pylônes et des conducteurs, et qu'il n'était pas uniformément réparti : certaines portées en étaient presque totalement dépourvues, ou dans la même portée un ou deux conducteurs seulement étaient surchargés de givre.

(1) LANGLEY. — Experiments on Aerodynamics, 1888.

(2) BUCK. — International Electrical Congress St-Louis 1904.

(3) FINZI E SOLDATI. — Collegio degli ingegneri ed architetti presentato Mailand 1902.

(4) REBORA. — Atti della Ass. El. Ital. 1908.

(5) CH. DUVAL. — Observations relatives au givre sur une ligne à 120.000 v. *Revue Générale de l'Electricité* du 31 mars 1923, t. XIII, p. 544.

6. Conditions administratives admises dans le calcul des conducteurs. — D'après ce qui précède, la pression du vent sur les fils et sur les pylônes, les variations de température et les surcharges dues au verglas éventuel produisent un effort résultant dans les organes des lignes; l'importance de chaque élément, vent, température, verglas, est fixée pour chaque pays par des règles administratives ou par les usages; mais il est bien évident que l'ingénieur pourra toujours tenir compte des conditions locales particulières, telles que les surcharges exceptionnelles de glace, non prévues aux règlements.

Nous résumons ci-dessous les renseignements relatifs aux réglementations de divers pays en faisant usage d'une enquête très complète du Comité Electrotechnique Belge.

A. — HYPOTHÈSES A ENVISAGER POUR DÉFINIR L'ÉTAT DE SOLlicitATION DES CONDUCTEURS

La *Belgique* envisage deux hypothèses :

- a) Température + 15° C.; vent de 120 kg par m² de surface frappée normalement;
- b) Température — 15° C.; vent de 30 kg par m² de surface frappée normalement.

La *Pologne* envisage deux hypothèses :

- a) Température — 5° C.; surcharge verticale de 0,6 kg par mètre courant pour des sections jusqu'à 16 mm², et de 0,8 kg par mètre courant pour des sections supérieures à 16 mm²;
- b) Température — 30° C.; sans surcharge.

La *Roumanie* envisage deux hypothèses :

- a) Température 0° C.; surcharge de glace observée dans la région; vent modéré;
- b) Température minimum de la région (— 20° C.); sans surcharge.

L'*Espagne* envisage deux hypothèses :

- a) Température minimum de la région; vent de 125 kg par m² de surface frappée normalement;
- b) Température minimum de la région; surcharge verticale correspondant au poids d'un manchon de neige de 10 cm. de diamètre.

La *France* envisage deux hypothèses :

- a) Température moyenne de la région; vent de 120 kg par m² de surface frappée normalement;
- b) Température minimum de la région; vent de 30 kgs. par m² de surface frappée normalement; tient compte de la neige ou de la glace dans le cas où il y a lieu de le faire;

Les *Pays-Bas* envisagent deux hypothèses :

- a) Température — 5° C.; surcharge verticale de $180 \sqrt{d}$ grammes par mètre courant de conducteur (d = diamètre du conducteur en mm.);

b) Température — 20° C.; sans surcharge.

Le *Japon* envisage deux hypothèses :

a) Température minimum de la région; vent de 100 kg par m² de surface frappée normalement;

b) Température minimum de la région; manchon de glace de 6 mm. d'épaisseur; vent de 50 kg par m² de surface frappée normalement y compris la gaine de glace.

La *Norvège* envisage une seule hypothèse :

Température — 25° C. (?); surcharge verticale de (200 + 50 *d*) grammes par mètre de conducteur (*d* diamètre des conducteurs en cm.).

L'*Allemagne* envisage une seule hypothèse :

Température — 5° C.; surcharge verticale \sqrt{d} grammes par mètre de conducteur (*d* diamètre des conducteurs en mm.).

La *Grande Bretagne* envisage une seule hypothèse :

Température — 5°, 5 C.; manchon de glace de 6,35 mm. d'épaisseur pour les lignes de 1^{re} catégorie et de 12,70 mm. d'épaisseur pour les lignes des autres catégories; vent de 39 kg par m² de surface frappée normalement.

Les *Etats-Unis* envisagent une seule hypothèse pour toutes les tensions mais divisent le pays en trois régions :

Une région très exposée à l'est des Montagnes-Rocheuses et au nord du 35° de latitude;

Une région peu exposée comprenant la région du Sud et la côte du Pacifique jusqu'en Californie;

Une région moyenne située entre les deux autres.

Les caractéristiques à adopter pour ces diverses régions sont résumées ci-dessous :

RÉGION	très exposée	moyenne	peu exposée
Température	-17°8 C	- 9°4 C	- 1,1° C
Épaisseur du manchon de glace.	12,70 mm	6,30 mm	-
Vent par mètre carré de surface frappée normalement, en kg: m ²	39	39	58

La *Suisse* envisage deux hypothèses :

a) Pas de vent, surcharge d'une gaine de neige d'un poids de 800 grammes par mètre de conducteur, et température de 0° C;

b) Pas de vent, pas de surcharge, mais température minimum de la région (— 20° C. à — 25° C.).

Le *Canada* envisage une seule hypothèse :

Température — 17, 8° C.; gaine de glace de 12,7 mm. d'épaisseur vent de 36 kg : m² de surface frappée normalement.

B. — COEFFICIENT DE RÉDUCTION POUR LE CALCUL DE L'ACTION DU VENT SUR UNE SURFACE CYLINDRIQUE

Le coefficient de réduction pour le calcul de l'action du vent sur une surface cylindrique est de 0,6 en Belgique et en France, 0,5 au Japon et 0,7 en Espagne.

Aucune réduction n'est faite en Grande-Bretagne, aux Etats-Unis et au Canada où l'on considère toute la surface projetée du corps cylindrique.

Ce coefficient n'intervient pas dans les calculs en Pologne, aux Pays-Bas, en Norvège, en Allemagne et en Suisse où l'on n'envisage pas l'effet du vent sur les conducteurs.

Dans les pays où l'on envisage une surcharge de glace et de vent, tels que les Etats-Unis, la Grande-Bretagne, le Canada, le Japon, on tient compte de l'accroissement du diamètre du fil par suite de la présence de glace pour le calcul de l'effort du vent.

La direction du vent est supposée horizontale.

C. — CONTRAINTES MAXIMA DANS LE MÉTAL

Pour les pays fixant la contrainte maximum tolérée en service par mm^2 , celle-ci est de :

12 kg : mm^2 pour les conducteurs massifs de cuivre en Autriche, Pologne, Roumanie, Pays-Bas et Allemagne ;

19 kg : mm^2 pour les câbles de cuivre dans les pays précités à l'exception des Pays-Bas qui prévoient 16 kg : mm^2 ;

9 kg : mm^2 pour les câbles d'aluminium en Pologne, Roumanie ;

8 kg : mm^2 en Autriche ; 7 kg : mm^2 aux Pays-Bas.

Les autres métaux utilisés comme conducteurs en Pologne, Roumanie, Allemagne, doivent être employés avec un coefficient 4 s'ils sont massifs et 2,5 s'ils sont câblés.

Pour les pays fixant uniquement le coefficient de sécurité par rapport à la contrainte de rupture, celui-ci est de :

5 en Espagne ;

3 en Belgique et en France ;

2,5 en Norvège ;

2 en Grande-Bretagne et au Canada ;

2 à 2,5 au Japon pour le cuivre en se rapportant à une charge de rupture maximum de 35 kg : mm^2 ;

2 aux Etats-Unis pour les installations très exposées et moyennes et 1,66 pour les installations peu exposées. (En Amérique, la charge de rupture d'un câble est considérée comme égale aux 90 % de la somme des charges de rupture des brins constituant le câble) ;

2,5 en Suisse pour l'hypothèse a) et 5 pour l'hypothèse b).

D. — CALCUL DE LA FLÈCHE MAXIMUM DES FILS

Le calcul de la flèche maximum est basé sur les hypothèses suivantes :

PAYS	TEMPÉRATURE	SURCHARGE DE GLACE, DE GIVRE OU DE NEIGE	VENT
	degrés C.	gr. par m.	Kg : m ²
Belgique	+ 40°	—	—
Autriche	+ 40°	—	—
Roumanie	— 5°	$180\sqrt{d}$	—
	+ 40°	600 pour sections	—
		≤ 16 mm ²	—
Pologne	— 5°	800 pour sections	—
		> 16 mm ²	—
France	Maximum de la région	—	—
Pays-Bas	+ 40°	—	—
Japon	Maximum du district	—	—
Norvège	+ 25°	—	—
Allemagne	+ 40° ;	—	—
	— 5°	\sqrt{d}	—
Grande Bretagne	+ 50°	—	—
États-Unis	Pas de conditions spéciales	Pas de conditions spéciales	Pas de conditions spéciales
Canada	Id.	Id.	Id.

E. — HYPOTHÈSE A ENVISAGER POUR DÉFINIR L'ÉTAT DE SOLLICITATION DES SUPPORTS

Les règlements imposent que les poteaux doivent être déterminés pour supporter l'effort des conducteurs sous les plus sévères conditions de charge pour lesquelles ceux-ci ont été calculés.

La pression du vent envisagée pour le calcul des supports est de 120 kg : m² en Belgique, France et Espagne; de 125 kg : m² en Pologne, Roumanie, Norvège, Allemagne; de 120 kg : m² au Japon pour les supports de bois et 200 kg : m² pour les supports métalliques; de 39 kg : m² en Grande-Bretagne et au Canada.

Aux Etats-Unis, la pression du vent est de 39 kg : m² dans la région considérée comme fortement exposée et dans la région moyenne et de 58 kg : m² dans la région considérée comme peu exposée.

En Suisse la pression du vent sur les supports est de 100 kg : m².

La direction du vent est supposée horizontale.

Le coefficient de réduction pour le calcul du vent sur les surfaces cylindriques d'un support est de 0,6 en Belgique, en France et au Japon; 0,5 en Pologne; 0,5 en Allemagne jusqu'à un diamètre de 0,5 m. et 0,6 au delà; 0,7 en Espagne, en Norvège et en Suisse.

Aucune réduction n'est faite en Grande-Bretagne et aux Etats-Unis, où l'on considère toute la surface projetée du corps cylindrique considéré.

Le coefficient de réduction pour le calcul de l'action du vent sur les surfaces arrières des supports en treillis est de 0,5 pour la Roumanie, la Norvège, l'Allemagne, la Grande-Bretagne et les Etats-Unis. En France ce coefficient est égal au rapport des vides de la face avant à la surface totale de cette face. En Belgique ce coefficient est le même qu'en France; mais il est pris égal à l'unité si sa valeur calculée dépasse 0,8. Au Japon, ce coefficient est 0,5 pour les pylônes métalliques.

Dans divers pays, des hypothèses supplémentaires peuvent être imposées, telles que : traction unilatérale résultant de la rupture des conducteurs, etc.

La Pologne impose :

a) pour les poteaux d'alignement de plus de 10 mètres de longueur de résister à une traction unilatérale égale au 1/4 de la pression du vent agissant perpendiculairement sur les conducteurs (vent envisagé : 125 kg : m²);

L'Espagne impose aux supports d'être capables de résister à une traction unilatérale égale à 1/m de la charge de rupture de l'ensemble des conducteurs. Cette traction est supposée appliquée au point de fixation du fil supérieur; m augmente avec le nombre de conducteurs et, pour un nombre de conducteurs donné, avec leur diamètre, suivant le tableau suivant :

pour 2 fils de 3 mm. de diamètre.....					$m = 4$
— 6 — 3 —	—			$m = 6$
— 2 — 8 —	—			$m = 12$
— 6 — 8 —	—			$m = 18$

Le Japon impose une traction unilatérale égale au 1/3 de la traction maximum d'un fil pour les pylônes métalliques des lignes importantes et 1/6 de la même traction pour les pylônes métalliques de lignes comparativement moins importantes.

La Grande-Bretagne spécifie que les poteaux doivent résister à une traction unilatérale dans le sens de la ligne égale au 1/4 de l'effort dans le sens perpendiculaire.

L'Allemagne impose pour les poteaux d'arrêt une traction unilatérale égale aux 2/3 de la traction totale des conducteurs.

F. — CONTRAINTES MAXIMA DANS LES MATÉRIAUX DES SUPPORTS

Certains pays fixent la contrainte maximum tolérée en service; d'autres imposent un coefficient de sécurité.

a) *Traction ou compression pour le travail par flexion des supports de bois :*

Belgique : coefficient de sécurité 5 réduit à 3,5 pour les poteaux dont le pied est efficacement soustrait à l'action destructive du sol;

France : coefficient de sécurité 3 porté à 5 dans les traversées d'agglomérations ou encadrant certaines voies publiques;

Grande-Bretagne : coefficient de sécurité 3,5;

Canada : coefficient de sécurité 2;

Japon : coefficient de sécurité 4 à 5 pour une charge de rupture par flexion de 400 kg par cm^2 pour le cèdre, de 500 kg par cm^2 pour le cyprès.

Les *Pays-Bas* imposent 80 kg par cm^2 comme effort maximum.

Pour le bois *non imprégné*, l'*Allemagne* impose comme effort maximum 80 kg : cm^2 porté à 100 kg : cm^2 lorsque le pied est soustrait à l'action de l'humidité.

Pour le bois *imprégné*, la *Pologne* admet de 190 à 320 kg : cm^2 selon que le bois est tendre ou dur et suivant que l'imprégnation se fait à l'huile ou à la créosote. L'*Allemagne* admet pour les bois imprégnés à la créosote 280 kg : cm^2 portés à 330 kg : cm^2 lorsque le pied est soustrait à l'action de l'humidité.

Aux *États-Unis*, la charge varie de 250 à 457 kg par cm^2 pour les installations très exposées ou moyennes et de 380 à 686 kg par cm^2 pour les installations peu exposées.

b) *Cisaillement pour les supports de bois :*

Comme effort maximum au cisaillement, la *Pologne* admet 15 kg par cm^2 pour le pin et 20 kg : cm^2 pour le bois dur; les *Pays-Bas*, 10 kg : cm^2 ; l'*Allemagne*, 20 kg : cm^2 pour le bois dur et 18 kg : cm^2 pour les autres.

c) *Traction ou compression pour le travail par flexion, pour les supports métalliques :*

Belgique : coefficient de sécurité 3;

France : coefficient de sécurité 3 porté à 5 dans les traversées d'agglomérations ou encadrant certaines voies publiques;

Grande-Bretagne : coefficient de sécurité 2,5;

Canada : coefficient de sécurité 2;

Norvège : coefficient de sécurité 2,5;

Japon : coefficient de sécurité 3 pour une charge de rupture de 3.750 kg par cm^2 .

Les *Pays-Bas* admettent un effort maximum de 1.200 kg par cm^2 ; l'*Allemagne*, l'*Autriche* et la *Pologne* de 1.500 kg : cm^2 .

Les *États-Unis* prévoient un effort maximum de 1.828 kg par cm^2 pour les installations très exposées ou moyennes, et 2.109 kg : cm^2 pour les installations peu exposées.

d) *Cisaillement pour les supports métalliques :*

L'*Autriche* fixe à 1.000 kg par cm² la fatigue pour les rivets et 700 kg par cm² pour les boulons; la *Pologne*, respectivement à 1.200 et 900 kg : cm²; le *Japon*, 1.000 kg : cm².

Les *Etats-Unis* prévoient 1.687 kg : cm² pour les boulons et 1.547 kg : cm² pour les rivets dans les installations très exposées ou moyennes et respectivement 2.461 kg : cm² et 2.109 kg : cm² dans les installations peu exposées.

La *Belgique* prévoit un coefficient de sécurité de 3; la *France*, de 3 ou de 5; la *Norvège* et la *Grande-Bretagne*, de 2,5 et le *Canada* de 2.

e) *Flambage pour les supports métalliques* :

L'*Autriche* prescrit l'emploi de la formule de Tetmayer pour le calcul des pièces au flambage. Elle admet une fatigue maximum des pièces de 1.500 kg par cm², ce qui correspond à un coefficient de sécurité de 2,7 à 3.

La *Pologne* prévoit l'emploi de la formule d'Euler et impose un coefficient de sécurité d'au moins 2.

Les *Pays-Bas* utilisent pour :

$\lambda < 80$ la formule de Tetmayer et lui appliquent un coefficient de sécurité de 2,58;

$\lambda > 80$ la formule d'Euler et lui appliquent un coefficient de sécurité de 4.

Le *Japon* prévoit l'emploi de la formule de Tetmayer avec un coefficient de sécurité d'environ 2,5.

L'*Allemagne* utilise pour :

$\lambda < 105$ la formule de Tetmayer avec un coefficient de sécurité de 2 ;

$\lambda > 105$ la formule d'Euler avec un coefficient de sécurité de 3.

Les *Etats-Unis* prescrivent l'emploi de la formule Tetmayer avec un coefficient de sécurité de 1,7 environ pour les installations très exposées ou moyennes et de 1,5 environ pour les installations peu exposées.

Les formules de Tetmayer sont applicables pour des valeurs de $\lambda < 150$ pour les membrures principales des poteaux, et pour des valeurs de $\lambda < 200$ pour les autres parties.

La *Belgique* prévoit le coefficient de sécurité 3 et le *Canada*, 2.

La *France* utilise la formule de Résal avec un coefficient de sécurité égal à 3.

f) *Armatures (traction et compression) pour les supports en béton armé* :

La *Belgique* et la *Grande-Bretagne* imposent un coefficient de sécurité de 3,5 pour le calcul des armatures, l'*Allemagne* et la *France* un coefficient de sécurité de 3.

Les *Etats-Unis* imposent un coefficient de sécurité de 2 pour les installations très exposées et moyennes et de 1,33 pour les installations peu exposées.

L'*Autriche* et les *Pays-Bas* imposent un effort maximum de 1.200 kg par cm²; la *Norvège*, de 1.400 kg par cm².

g) *Compression du béton pour les supports en béton armé* :

La *Belgique* et la *Grande-Bretagne* imposent un coefficient de sécurité de 3,5 pour la fatigue du béton à la compression; l'*Allemagne*, et la *France*, 3.

Les *Etats-Unis* imposent un coefficient de sécurité de 2 pour les installations très exposées et moyennes et de 1,33 pour les installations peu exposées.

L'*Autriche* et les *Pays-Bas* prévoient une fatigue de 50 kg par cm² pour le béton; la *Norvège*, de 60 kg par cm².

h) *Rapport entre les coefficients d'élasticité du métal et du béton pour les supports en béton armé.* :

Le rapport entre les coefficients d'élasticité du métal et du béton est fixé à 15 au maximum en France et en Belgique; en Allemagne, il est fixé à $\left(\frac{2.150.000}{143.000}\right)$.

i) *Stabilité des supports sans massifs de fondation :*

La profondeur minimum d'enfouissement n'est généralement pas imposée. Elle dépend des efforts extérieurs. Il est tenu compte du frottement des terres et de leur butée. Les *Pays-Bas* prévoient l'établissement des calculs de fondation d'après les prescriptions relatives aux constructions du génie civil en adoptant les coefficients de frottement de pression, etc., normalement employés pour ces constructions.

La *Grande-Bretagne* impose un coefficient de sécurité de 2,5 contre le renversement du poteau sous l'effet des charges maxima.

j) *Stabilité des supports avec massifs de fondation :*

La réglementation permet dans tous les pays de tenir compte du frottement et de la butée des terres. En Allemagne et en Pologne, le calcul des fondations s'établit par la méthode de Fröhlich.

Enfin, pour divers points spéciaux, la plupart des règlements envisagent une sécurité renforcée, dont l'exposé nous entraînerait trop loin. On trouvera dans l'Arrêté Technique les conditions imposées en France pour cette sécurité renforcée des installations, particulièrement aux diverses traversées de lignes de télécommunication ou de transmission d'énergie, de voies ferrées ou de rivières navigables.

L'exposé que nous avons fait ci-dessus des diverses réglementations suffit pour remplir son but qui était de donner une documentation nécessaire pour l'étude de cas spéciaux correspondant à des conditions climatiques se rapprochant de celles des divers pays envisagés.

CHAPITRE II

CALCUL MÉCANIQUE DES CONDUCTEURS PAR DES FORMULES ET PAR DES ABAQUES

1. Généralités. — Nous avons montré dans le chapitre précédent que les conducteurs des lignes aériennes sont soumis à l'influence :

Des variations de température ;

Du vent ;

Enfin des surcharges de givre, neige ou glace.

Ces effets climatologiques agissent sur le conducteur et modifient la contrainte réalisée au moment de la pose.

On conçoit aisément que sous l'influence d'un abaissement de température le conducteur subisse une réduction de longueur qui se traduit en définitive par un accroissement de tension, puisqu'on suppose que la portée entre appuis est restée rigoureusement invariable.

Sous l'influence du givre, de la neige ou de la glace, le conducteur tendu entre deux appuis subit une surcharge verticale qui vient simplement s'ajouter à son poids propre. Si l'on désigne par p_0 le poids en kg : mm² d'un mètre de ce conducteur et par p_g le poids de la glace par millimètre carré de section et pour un mètre de conducteur, tout se passera comme si ce dernier avait un poids fictif égal par définition à $p_0 + p_g$ kg : mm² et par mètre.

L'influence du vent se traduit elle-même par un accroissement fictif de poids du conducteur. Soit p_v la pression du vent qui s'exerce sur un mètre de conducteur rapportée à sa section en millimètre carré ; comme cette pression est dirigée horizontalement, il faut

composer les deux poids p_o et p_v comme l'indique le graphique de la figure 98, de sorte que le poids fictif résultant p a pour expression: (1)

$$p = \sqrt{p_o^2 + p_v^2} \text{ kg : cm}^3.$$

Ce poids fictif n'agit pas suivant la verticale, mais est incliné de l'angle u par rapport à celle-ci.

Il en résulte que l'étude des conditions de travail d'un conducteur pourra être ramenée à celle de l'influence d'une variation de température et d'une variation de poids.

Le problème que nous avons à résoudre est donc le suivant : étant donné un conducteur tendu entre deux appuis dans un état de température et de surcharge, déterminer les conditions correspondantes dans un second état, correspondant à une autre température et à une autre surcharge. En particulier, le premier état sera celui dans lequel aura été exécutée la pose du conducteur ; le second sera l'un de ceux qu'envisage l'Arrêté Technique correspondant aux conditions les plus défavorables, soit d'été soit d'hiver.

Nous aurons ainsi à établir une *équation de changement d'état* qui permettra de résoudre entièrement le problème. Cette équation qui est du troisième degré peut être avantageusement représentée par des abaques rendant les calculs numériques beaucoup plus rapides ; nous serons ainsi amenés à exposer le principe d'emploi des abaques de M. Blondel universellement connus.

Dans ce chapitre, nous nous limiterons au cas où les points d'appui des conducteurs sont au même niveau, nous réservant de traiter dans un chapitre ultérieur le cas plus complexe où ces points d'appui sont à des niveaux différents.

2. Courbe prise par un fil tendu entre deux appuis au même niveau ; relations algébriques entre ses divers éléments. — Consi-

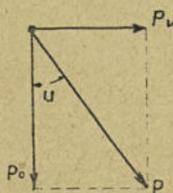


Fig. 98 — Résultante p du poids propre p_o et de l'effort du vent p_v .

(1) Les poids p_o , p_v , p sont rapportés au mm^2 et au mètre de conducteur ; ils s'expriment donc en kg : cm^3 .

dérons, figure 99, un fil tendu entre deux points fixes A et B constituant ainsi une *portée* de longueur a . Sous l'influence de son poids, ce fil prend la forme d'une chaînette située dans un plan vertical et symétrique de part et d'autre du point le plus bas. La

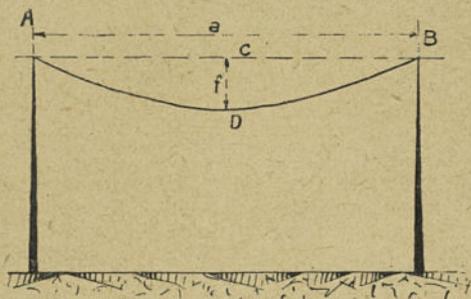


Fig. 99. — Représentation d'une portée entre deux appuis.

flèche f du fil est mesurée par la distance de ce point le plus bas à la ligne droite reliant les points d'appui A et B.

La longueur du fil est évidemment plus grande que la distance a elle-même; mais comme la flèche f est généralement très faible par rapport à la portée a , on ne commet par une grande erreur en

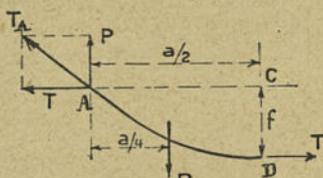


Fig. 100. — Décomposition des forces agissant sur la demi-portée A D du fil.

admettant que le poids du fil est réparti uniformément le long de la ligne horizontale AB; cette hypothèse conduit à remplacer la chaînette théorique par une parabole donnant des résultats plus faciles à discuter. On comparera d'ailleurs dans un chapitre ultérieur les

résultats obtenus par la méthode simplifiée développée ici à ceux que donne la méthode basée sur la considération de la chaînette.

L'hypothèse admise ici d'une répartition linéaire du poids du fil tout le long de la portée permet d'obtenir facilement la contrainte T par millimètre carré de section au point le plus bas de la courbe du fil et l'expression de la flèche f en fonction de cette contrainte, de la portée a et du poids du fil. Représentons sur la figure 100 les diverses forces agissant sur la demi-portée AD. La contrainte hori-

zontale T appliquée en D est équilibrée par une réaction horizontale et opposée du support A. De même le poids P d'une section de 1 mm^2 du fil de la demi-portée est équilibré par une réaction verticale et opposée du support A.

D'autre part, l'équation d'égalité des moments par rapport à A donne :

$$(1) \quad P \frac{a}{4} = fT$$

ou, en remarquant que le poids P de la demi-portée est égal à $p \frac{a}{2}$, en désignant par p le poids du fil par mètre et par mm^2 ,

$$(2) \quad p \frac{a^2}{8} = fT,$$

d'où l'on déduit une première relation très importante donnant la longueur de la flèche,

$$(3) \quad f = \frac{pa^2}{8T}$$

ou aussi la suivante qui donne l'expression de T ,

$$(4) \quad T = \frac{pa^2}{8f}.$$

Dans ces formules, on exprimera a et f en mètres, T en $\text{kg} : \text{mm}^2$ et p en kg par mm^2 et par mètre.

La contrainte T_A du fil au point A est donnée en grandeur et en direction par la résultante des deux réactions en ce point; elle a ainsi pour expression

$$(5) \quad T_A = \sqrt{T^2 + P^2} = T \sqrt{1 + \frac{P^2}{T^2}},$$

ou, comme le poids du fil P par unité de section est toujours très petit devant l'effort T , on a sensiblement

$$(6) \quad T_A = T + \frac{P^2}{2T} \text{ kg} : \text{mm}^2.$$

Remplaçons dans le second terme du second membre de (6) T par sa valeur déduite de (4) et P par $p\frac{a}{2}$, on a aussi

$$(7) \quad T_A = T + pf \text{ kg} : \text{mm}^2 ;$$

c'est-à-dire qu'au point d'appui, la contrainte dans le fil T_A est égale sensiblement à la contrainte T au point le plus bas majorée d'un effort égal au poids d'une longueur de fil de 1 mm^2 de section mesurée par la flèche f . En général, on se contente d'effectuer les calculs en considérant la contrainte T au point le plus bas, mais il est nécessaire de se rendre compte de son accroissement pour les points d'appui pour en tenir compte éventuellement dans les cas spéciaux où la flèche serait relativement grande.

Le rapport $T_A : T$ des contraintes en A et au point le plus bas D a pour expression d'après (7),

$$(8) \quad \frac{T_A}{T} = 1 + \frac{pf}{T},$$

ou, en tenant compte de (2),

$$(9) \quad \frac{T_A}{T} = 1 + 8 \left(\frac{f}{a} \right)^2 .$$

Cette expression permet ainsi de calculer le rapport $T_A : T$ simplement en connaissant la flèche et la portée du fil.

La longueur l de la courbe ADB de la figure 98 se déduit de calculs assez laborieux, dont nous ne donnerons que le résultat :

$$(10) \quad l = a \left(1 + \frac{8f^2}{3a^2} - \frac{32f^4}{5a^4} + \dots \right),$$

ou, sensiblement, en arrêtant le développement aux deux premiers termes de la série,

$$(11) \quad l = a + \frac{8f^2}{3a} .$$

Le rapport entre la longueur l du fil et la portée a a ainsi pour expression approchée

$$(12) \quad \frac{l}{a} = 1 + \frac{8}{3} \left(\frac{f}{a} \right)^2 ,$$

qui peut être aussi calculé, comme le rapport $T_A : T$, simplement en connaissant la flèche et la portée du fil.

Les relations qui précèdent suffisent à l'établissement de l'équation du changement d'état que nous avons en vue.

3. Équation du changement d'état d'un fil tendu. — Désignons par α le coefficient de dilatation du métal composant le conducteur. Sous l'influence d'un changement de température $\theta' - \theta$, un fil qui a une longueur l à la température θ prend donc à la température θ' une longueur égale par définition à $l + l\alpha(\theta' - \theta)$.

Mais comme le fil considéré est fixé à ses deux extrémités, son allongement modifiera simplement la contrainte T qui prendra la valeur T' .

Désignons par E le module d'Young du métal du conducteur; sous l'influence d'une variation de contrainte $T' - T$, la longueur du fil subira une variation égale à $l \frac{T' - T}{E}$.

Il en résulte que la variation de longueur $l' - l$ du fil sous l'influence simultanée de la variation de température $\theta' - \theta$ et de la variation de la contrainte $T' - T$ a pour expression,

$$(13) \quad l' - l = l\alpha(\theta' - \theta) + l \frac{T' - T}{E} .$$

D'autre part, la variation de longueur $l' - l$ peut être exprimée d'une autre façon en partant de l'équation (11), que l'on écrira, à cet effet, en tenant compte de (4),

$$(11 \text{ bis}) \quad l = a \left(1 + \frac{a^2 p^2}{24 T^2} \right);$$

d'où,

$$(14) \quad l' - l = \frac{a^3}{24} \left(\frac{p'^2}{T'^2} - \frac{p^2}{T^2} \right),$$

p' étant le poids spécifique fictif pour le second état.

En égalant les seconds membres des deux expressions (13) et (14) on a

$$(15) \quad l\alpha(\theta' - \theta) + l \frac{T' - T}{E} = \frac{a^3}{24} \left(\frac{p'^2}{T'^2} - \frac{p^2}{T^2} \right) .$$

Si l'on confond maintenant la longueur l avec la portée a , on peut diviser les deux termes de (15) par l ou par a ; on a ainsi

$$(16) \quad \alpha(\theta' - \theta) + \frac{T' - T}{E} = \frac{a^2}{24} \left(\frac{p'^2}{T'^2} - \frac{p^2}{T^2} \right),$$

qui est l'équation générale de changement d'état que nous avons en vue.

On peut lui donner une forme plus générale, en désignant par m un coefficient défini comme le rapport du poids fictif au poids réel du fil dans l'état θ et T et par m' le même coefficient dans l'état θ' et T' ; on a alors

$$(17) \quad \alpha(\theta - \theta') = \frac{a^2 p_0^2}{24} \left(\frac{m^2}{T^2} - \frac{m'^2}{T'^2} \right) - \frac{T - T'}{E}.$$

4. Calcul algébrique des conducteurs en appliquant l'équation du changement d'état. — L'équation ci-dessus permet de résoudre le problème pratique qui se pose dans l'étude des conducteurs, et que l'on peut énoncer comme suit :

Connaissant les conditions θ , mp_0 et T de température de surcharge et de contrainte d'un fil pour un premier état, déterminer la contrainte T' pour un second état défini par une température θ' et un poids spécifique $m'p_0$.

Il suffit de tirer de (17) l'expression de l'inconnue T' ; on a ainsi en ordonnant par rapport aux puissances de T' ,

$$(18) \quad T'^3 + T^2 \left[E \frac{p_0^2 a^2 m^2}{24 T^2} + E \alpha (\theta' - \theta) - T \right] = E \frac{p_0^2 m'^2 a^2}{24}.$$

En résolvant par tâtonnements successifs cette équation du troisième degré, on déduit T' .

Les valeurs de E , α et p_0 étant connues pour chaque métal, on peut introduire ces valeurs numériques dans l'équation ci-dessus qui prend ainsi la forme :

Pour le cuivre :

$$(\alpha = 18 \times 10^{-6}; E = 13.000 \text{ kg} : \text{mm}^2; p_0 = 0,0089 \text{ kg} : \text{cm}^3):$$

$$T'^3 + T^2 \left[0,0429 \frac{a^2 m^2}{T^2} + 0,234 (\theta' - \theta) - T \right] = 0,0429 a^2 m'^2.$$

Pour l'aluminium :

$$(\alpha = 23 \times 10^{-6}; E = 6.750 \text{ kg: mm}^2; p_0 = 0,0027 \text{ kg: cm}^3):$$

$$T'^3 + T''^2 \left[0,002 \frac{a^2 m^2}{T'^2} + 0,155(\theta' - \theta) - T \right] = 0,002 a^2 m^2.$$

Pour l'acier :

$$(\alpha = 11,5 \times 10^{-6}; E = 29.600 \text{ kg: mm}^2; p_0 = 0,0078 \text{ kg: cm}^3):$$

$$T'^3 + T''^2 \left[0,0750 \frac{a^2 m^2}{T'^2} + 0,340(\theta' - \theta) - T \right] = 0,0750 a^2 m^2.$$

Pour les fils bi-métal, type B :

$$(\alpha = 11 \times 10^{-6}; E = 16.000 \text{ kg: mm}^2; p_0 = 0,0084 \text{ kg: cm}^3):$$

$$T'^3 + T''^2 \left[0,0470 \frac{a^2 m^2}{T'^2} + 0,176(\theta' - \theta) - T \right] = 0,0470 a^2 m^2.$$

Pour l'almélec :

$$(\alpha = 23 \times 10^{-6}; E = 6500 \text{ kg: mm}^2; p_0 = 0,0027 \text{ kg: cm}^3):$$

$$T'^3 + T''^2 \left[0,00197 \frac{a^2 m^2}{T'^2} + 0,149(\theta' - \theta) - T \right] = 0,00197 a^2 m^2.$$

Dans toutes ces formules, c'est le régime θ, T, m qui est supposé connu et l'inconnue est T' correspondant au régime θ', m' .

Les flèches correspondantes se déduisant de la formule (3) appliquée à chacun des deux états :

$$f = \frac{m p_0 a^2}{8 T} \text{ et } f' = \frac{m' p_0 a^2}{8 T'}.$$

5. Exemple du calcul algébrique d'un conducteur. — En pratique, le problème peut se poser des deux façons suivantes :

a) Connaissant les conditions de pose d'un conducteur, déterminer ses conditions de travail dans les deux hypothèses de surcharges administratives ;

b) ou inversement, étant donné les conditions de travail dans les deux hypothèses de surcharges administratives, déterminer les conditions de pose correspondantes.

La première façon d'envisager le problème conduit ainsi à une vérification du travail maximum qui ne doit pas dépasser la

valeur fixée par les coefficients de sécurité imposés ; c'est donc plutôt un calcul de vérification des conditions de travail.

La seconde façon d'envisager le problème conduit à la recherche de la tension de pose juste suffisante pour que les conditions administratives soient réalisées ; c'est donc un calcul de recherche des conditions dans lesquelles peut s'effectuer la pose pour que les conditions administratives limites soient réalisées.

On peut, dans l'établissement des dossiers, utiliser l'une ou l'autre de ces deux présentations ; c'est généralement la première qui est adoptée. Nous effectuerons les calculs d'un même exemple par ces deux procédés.

1^{er} PROBLÈME. — *Étant donné les conditions de pose d'un conducteur, déterminer les conditions de travail dans les deux hypothèses de surcharges administratives.* — Considérons un conducteur de cuivre de 4 mm. de diamètre, dont la section est de 12,56 mm², et supposons que la portée maximum soit 50 mètres ; c'est le cas, par exemple, d'une ligne à basse ou à moyenne tension construite sur poteaux de bois.

Nous supposons que les conditions de pose sont les suivantes (en affectant les grandeurs correspondant à ce régime de l'indice 0) :

Contrainte de pose $T_0 = 5,65 \text{ kg} : \text{mm}^2$,

Température de pose $\theta_0 = +15^\circ\text{C}$,

Coefficient de majoration : $m_0 = 1$, (c'est-à-dire vent nul).

Conformément à l'Arrêté Technique, on effectuera les calculs pour les hypothèses suivantes :

1^o Température moyenne de la région, soit $+15^\circ\text{C}$ et vent horizontal de 72 kg par m² de surface apparente.

2^o Température minimum de la région, soit -25°C et vent horizontal de 18 kg. par m² de surface apparente.

3^o Température maximum de la région, soit $+45^\circ\text{C}$ sans vent.

On vérifiera, d'une part, que dans les hypothèses 1^o) et 2^o) le coefficient de sécurité est bien obtenu, c'est-à-dire que la contrainte du conducteur ne dépasse pas la valeur limite que l'on se sera imposée par rapport à la contrainte de rupture que nous supposerons égale à 45 kg : mm² ; et, d'autre part, que dans l'hypothèse 3^o) la flèche prise par le conducteur ne dépasse pas la valeur limite permise par la hauteur des supports.

Calcul dans la 1^{re} hypothèse. — Au régime de la pose supposée effectuée à $+15^\circ\text{C}$ sans vent, la tension dans les conducteurs étant de 5,65 kg : mm² pour la portée de 50 mètres, la flèche correspondante aura pour valeur :

$$f = \frac{p_0 a^2}{8 T_0} = \frac{0,0089 \times 50^2}{8 \times 5,65} = 0,49 \text{ m.}$$

Le vent de 72 kg. par mètre carré de surface apparente du conducteur correspond à une surcharge sur celui-ci de :

$$0,004 \times 72 = 0,288 \text{ kg. par mètre.}$$

Le poids par mètre de conducteur étant de 0,112 kg., le poids apparent résultant par mètre aura pour valeur :

$$\sqrt{0,288^2 + 0,112^2} = 0,309 \text{ kg. par mètre.}$$

Le rapport m_1 de ce poids résultant apparent au poids propre du conducteur sera donc

$$m_1 = \frac{0,309}{0,112} = 2,76,$$

et le poids spécifique fictif correspondant p_1

$$p_1 = 0,0089 \times 2,76 = 0,024564 \text{ kg. : cm}^3.$$

La contrainte T_1 dans le conducteur surchargé par le vent de 72 kg. par mètre carré de conducteur se déduit de la relation (18), en remplaçant dans celle-ci les lettres par les valeurs numériques suivantes :

$$\alpha = 0,000018$$

$$\theta_1 - \theta_0 = 0^\circ \text{C.}$$

$$\alpha = 50 \text{ mètres}$$

$$p_0 = 0,0089 \text{ kg. : cm}^3$$

$$m_1 = 2,76$$

$$T_0 = 5,65. \text{ kg. : mm}^2$$

$$E = 13.000 \text{ kg. : mm}^2.$$

Les calculs conduisent finalement à la valeur de T_1 :

$$T_1 = 10,12 \text{ kg. : mm}^2.$$

Calcul dans la 2^e hypothèse. — Le vent de 18 kg. par mètre carré de surface du conducteur correspond à une surcharge sur celui-ci de :

$$0,004 \times 18 = 0,072 \text{ kg. par mètre.}$$

Le poids apparent résultant par mètre a pour valeur :

$$\sqrt{0,072^2 + 0,112^2} = 0,133 \text{ kg par mètre.}$$

Le rapport m_2 de ce poids résultant apparent au poids propre du conducteur est donc

$$m_2 = \frac{0,133}{0,112} = 1,19,$$

et le poids spécifique fictif correspondant p_2

$$p_2 = 0,0089 \times 1,19 = 0,010591 \text{ kg. : cm}^3.$$

La contrainte T_2 dans le conducteur se déduit encore de la formule (18)

en remplaçant les lettres par les valeurs numériques suivantes :

$$\alpha = 0,000018$$

$$\theta_2 - \theta_0 = -40^\circ \text{C.}$$

$$a = 50 \text{ mètres}$$

$$\rho_0 = 0,0089 \text{ kg. : cm}^3$$

$$m_2 = 1,19$$

$$T = 5,65 \text{ kg. mm}^2$$

$$E = 13.000 \text{ kg. : mm}^2.$$

Le calcul conduit à la valeur

$$T_2 = 12,5 \text{ kg. : mm}^2.$$

La contrainte maximum est ainsi obtenue dans la 2^e hypothèse. On a pour cette hypothèse $T_2 = 12,5 \text{ kg : mm}^2$ d'où un coefficient de sécurité égal à :

$$\frac{45}{12,5} = 3,6.$$

supérieur au coefficient 3 exigé.

Calcul dans la 3^e hypothèse. — Le calcul de la contrainte dans cette troisième hypothèse s'effectue en appliquant encore la formule (18) dans laquelle on fait

$$\alpha = 0,000018$$

$$\theta_3 = +45^\circ \text{C.}$$

$$\theta_3 - \theta_0 = 20^\circ \text{C.}$$

$$a = 50$$

$$\rho_0 = 0,0089 \text{ kg : cm}^3$$

$$m_3 = 1 \text{ (vent nul)}$$

$$T_0 = 5,65 \text{ kg : mm}^2$$

$$E = 13.000 \text{ kg : mm}^2.$$

On obtient ainsi pour T_3 la valeur

$$T_3 = 3,57 \text{ kg : mm}^2.$$

La flèche maximum f_{max} s'en déduit par la formule

$$f_{max} = \frac{p a^2}{8 T_3} = \frac{0,089 \times 50^2}{8 \times 3,57} = 0,78 \text{ m.}$$

Le fil devra donc être fixé sur le support à une hauteur minimum en terrain plat de 6 m. + 0,78 m. soit pratiquement à une hauteur de 7 mètres.

Nous avons indiqué que les contraintes ainsi calculées correspondaient au point le plus bas de la portée, et que les contraintes correspondantes aux points d'attache étaient légèrement supérieures aux chiffres ainsi obtenus. En appliquant la formule (7), on voit que le supplément de contrainte a pour valeur dans l'hypothèse (2), la plus défavorable,

$$\frac{p^2 a^2}{8 T_2} = \frac{(0,010591 \times 50)^2}{8 \times 12,5} = 0,008 \text{ kg : mm}^2.$$

Le coefficient de sécurité qui était égal à 3,6 est de ce fait ramené à la valeur

$$\frac{45}{12,5 + 0,008}$$

valeur très voisine de la précédente, et dont l'écart relatif est bien inférieur à la marge que l'on se réserve habituellement pour tenir compte de l'imprécision des calculs à la règle ou des calculs par les abaques, de la variation des constantes du métal, ainsi que des écarts réalisés en cours de montage entre les valeurs rigoureuses admises et celles qui sont obtenues pratiquement par les opérateurs, de sorte que le calcul complémentaire que nous effectuons ici a pour principal but de montrer son inutilité dans la plupart des cas pratiques. Les seuls cas où son influence ne sera pas négligeable sont ceux où la portée et la flèche prennent une importance relative beaucoup plus grande.

2° PROBLÈME. — *Étant donné les conditions de travail dans les deux hypothèses de surcharges administratives, déterminer les conditions de pose correspondantes.* — Nous reprendrons le même exemple et tiendrons compte des calculs développés ci-dessus. Comme, d'autre part, nous savons que c'est la *seconde hypothèse* qui est la plus défavorable, c'est celle que nous envisagerons. On supposera ainsi donnés :

$$\theta_2 = -25^\circ\text{C.}$$

$$m_2 = 1,19$$

$$T_2 = 12,5 \text{ kg} : \text{mm}^2,$$

la contrainte T_2 étant supposée correspondre au maximum imposé, et l'on déterminera la contrainte de pose T_0 correspondant au régime

$$\theta_0 = +15^\circ\text{C.}$$

$$m_0 = 1 \text{ (sans vent).}$$

L'application de la formule générale (18) donne immédiatement l'inconnue T_0 :

$$T_0 = 5,65 \text{ kg} : \text{mm}^2.$$

La détermination de la *flèche maximum* f_{\max} s'obtient en calculant T_3 . Le régime connu étant toujours celui qui correspond à

$$\theta_2 = 25^\circ\text{C.}$$

$$m_2 = 1,19$$

$$T_2 = 12,5 \text{ kg} : \text{mm}^2$$

on calcule donc T_3 pour le régime

$$\theta_3 = +45^\circ\text{C.},$$

$$m_3 = 1 \text{ (sans vent)} ;$$

d'où

$$T_3 = 3,57 \text{ kg} : \text{mm}^2,$$

et enfin

$$f_{\max} = \frac{p_0 a^2}{8 T_3} = 0,78 \text{ m.}$$

6. Portée critique. — Dans l'exemple ci-dessus, on a vu que c'est à seconde hypothèse qui détermine la tension de pose à adopter. Ce n'est pas toujours le cas, et une discussion de l'équation générale montrerait que cette tension de pose est fixée :

a) pour les grandes portées, par la considération de la première hypothèse ;

b) pour les petites portées, par la considération de la seconde hypothèse.

Il en résulte évidemment que pour une portée particulière les deux hypothèses détermineraient une même tension de pose ; cette portée a été appelée la *portée critique*. Elle est intéressante à connaître, puisqu'il suffit ensuite d'effectuer les calculs, soit par la considération de la première hypothèse seulement pour les portées plus grandes que la portée critique, soit par la considération de la seconde hypothèse seulement pour les portées inférieures à cette portée critique. Pour obtenir l'équation de cette portée critique que nous désignerons par a_c , il suffit de poser la condition que pour une contrainte de pose donnée T_0 , les contraintes maxima T_1 et T_2 correspondant respectivement aux deux hypothèses d'été et d'hiver sont les mêmes.

On a ainsi pour le premier régime, ou régime d'été :

$$T_1^3 + T_1^2 \left[E \frac{a_c^2 P_0^2}{24 l_0^2} + E \alpha (\theta_1 - \theta_0) - T_0 \right] = E \frac{P_0^2}{24} m_1^2 a_c^2,$$

et pour le second régime, ou régime d'hiver :

$$T_2^3 + T_2^2 \left[E \frac{a_c^2 P_0^2}{24 l_0^2} + E \alpha (\theta_2 - \theta_0) - T_0 \right] = E \frac{P_0^2}{24} m_2^2 a_c^2.$$

Posons :

$$T_1 = T_2 = T_{max},$$

soustrayant membre à membre les équations ci-dessus, on a

$$(19) \quad T_{max}^2 E \alpha (\theta_1 - \theta_2) = E \frac{P_0^2}{24} (m_1^2 - m_2^2) a_c^2;$$

d'où

$$(20) \quad a_c = T_{max} \sqrt{\frac{24 \alpha (\theta_1 - \theta_2)}{P_0^2 (m_1^2 - m_2^2)}},$$

ou encore, en désignant par p_1 et par p_2 les poids spécifiques apparents pour chacune des hypothèses d'été et d'hiver respectivement,

$$(21) \quad a_c = T_{max} \sqrt{\frac{24 \alpha (\theta_1 - \theta_2)}{p_1^2 - p_2^2}}.$$

La portée critique a_c est ainsi fonction : de la contrainte maximum admissible T_{max} , de la différence des températures ($\theta_1 - \theta_2$) et de la différence des carrés des poids spécifiques fictifs ($p_1^2 - p_2^2$). Elle doit donc être établie pour chaque différence de température, et pour chaque diamètre des conducteurs, les valeurs de p_1 et de p_2 dépendant de ce diamètre.

Pour les applications, on peut transformer aisément la formule précédente, et lui donner la forme ci-dessous, dans laquelle V_1 est l'effort du vent dans la première hypothèse en kg. par m^2 ; V_2 l'effort du vent dans la seconde hypothèse, s la section du conducteur en mm^2 et d son diamètre en mm.

$$(21 \text{ bis}) \quad a_c = \sqrt{\frac{24 \alpha (\theta_1 - \theta_2)}{(V_1^2 - V_2^2) 10^{-6}}} \cdot \frac{s}{d} T_{max}.$$

Dans l'exemple traité plus haut, la portée critique a pour valeur en appliquant cette dernière équation,

$$a_c = \sqrt{\frac{24 \times 18 \times 40}{72^2 - 18^2}} \times \frac{12,57}{4} \times 12,5 = 74 \text{ mètres.}$$

7. Résolution de l'équation du changement d'état au moyen d'abaques. — M. Blondel a établi des abaques permettant de résoudre par des moyens graphiques l'équation générale du changement d'état qui exige des calculs assez longs, et où les chances d'erreurs sont beaucoup plus fréquentes que dans la lecture de graphiques extrêmement simples.

M. Blondel écrit l'équation générale du changement d'état (16) sous la forme suivante :

$$(22) \quad \alpha \theta + \frac{T}{E} - \frac{p^2 a^2}{24 T^2} = \alpha \theta' + \frac{T'}{E} - \frac{p'^2 a^2}{24 T'^2},$$

qui montre que le passage du régime $\theta T p$ au régime $\theta' T' p'$ se fait de telle façon que la fonction représentée par l'un des termes

de cette relation reste constant. Par un choix convenable de l'origine des températures, on peut même admettre que la constante est nulle, et poser

$$(23) \quad \alpha\theta + \frac{T}{E} - \frac{p^2 a^2}{24T^2} = 0,$$

ou encore

$$(24) \quad \theta = \frac{p_0^2 m^2 a^2}{24\alpha T^2} - \frac{T}{\alpha E}.$$

Ce changement d'origine des températures n'a d'ailleurs aucune

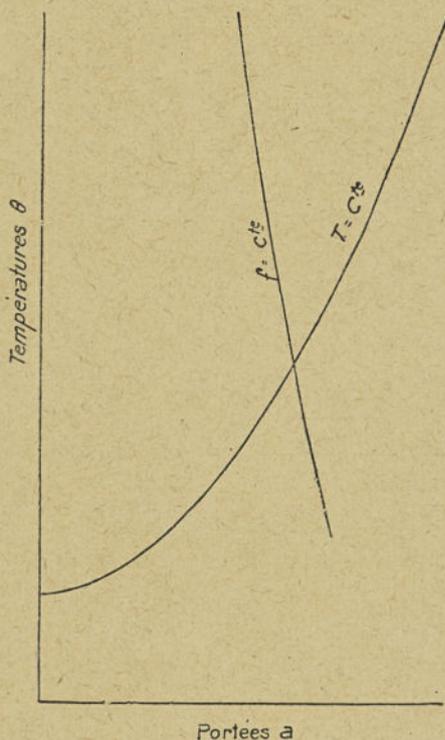


Fig. 101. — Principe du tracé de l'abaque de M. Blondel à réseau parabolique.

importance, puisque l'on ne considère jamais que des *différences de température*, et non des valeurs absolues, pour passer d'un régime à l'autre. L'expression (24) est fonction de trois variables θ , T et a , les autres grandeurs étant des constantes du métal, et de p

qui est égal à mp_0 dépendant du poids spécifique réel p_0 et du coefficient de majoration m déterminé lui-même par l'hypothèse de surcharge admise.

La flèche correspondante est donnée par la formule

$$(25) \quad f = \frac{pa^2}{8T} = \frac{mp_0a^2}{8T} = \frac{1}{m} \frac{p_0(a_0m)^2}{8T}.$$

Considérons tout d'abord le cas où $m=1$, c'est-à-dire où il n'y a pas de surcharge; on verra ensuite comment tenir compte de son influence; les équations à représenter graphiquement sont les suivantes :

$$(24 \text{ bis}) \quad \theta = \frac{p_0^2 a^2}{24\alpha T^2} - \frac{T}{\alpha E}$$

$$(25 \text{ bis}) \quad f = \frac{p_0 a^2}{8T}.$$

Portons en abscisses sur la figure 101 les portées a et en ordonnées les températures θ . Pour chaque valeur de la contrainte T , on réalise une courbe parabolique; l'abaque est ainsi constitué par un premier réseau parabolique de courbes $T=Cte$.

D'autre part, la flèche est fonction de a et de T . On peut donc sur le même abaque construire dans le réseau des coordonnées a et T un réseau correspondant à $f=Cte$; il suffit à cet effet de calculer pour chaque valeur de T l'abscisse a correspondante et de réunir par une courbe tous les points ainsi obtenus pour la même valeur de f .

Une fois ce travail terminé, tout point placé sur l'abaque se trouve repéré immédiatement par rapport au réseau des contraintes T et des flèches f ; si ce point ne tombe pas sur une des courbes de ces deux réseaux, on interpole les valeurs de T et de f ; pour f , l'interpolation se fera *suivant la direction verticale*, puisque les variations sont supposées faites à portée constante.

La figure 102 représente en réduction l'abaque ainsi obtenu (1).

(1) Cet abaque, ainsi que ceux que nous décrirons, est en vente à la *Revue Générale de l'Électricité*, 12, place de Laborde, à Paris.

Son emploi est le suivant :

1° *Conducteurs soumis seulement à l'action de leur propre poids.* — Dans ce cas, on cherche sur l'axe des abscisses la lon-

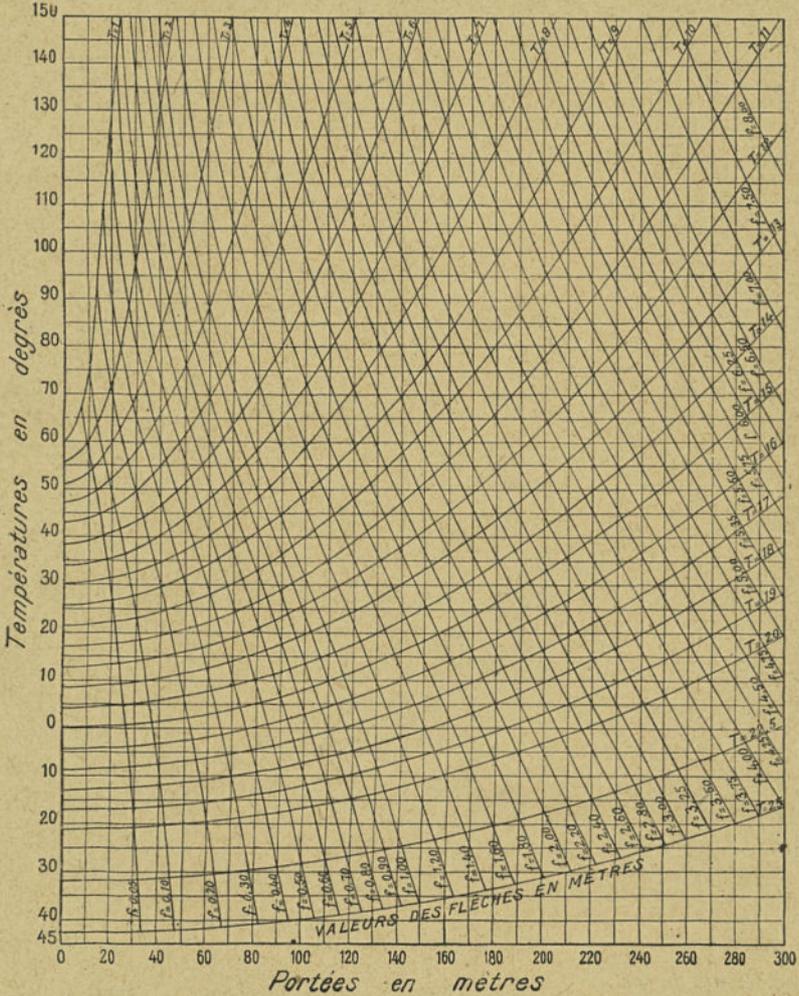


Fig. 102. — Réduction de l'abaque de M. Blondel à réseau parabolique ; conducteurs en cuivre.

gueur correspondant à la portée choisie et on suit la verticale à partir de ce point jusqu'à sa rencontre avec la courbe de la con-

trainte T ; on lit en ce point la flèche f . Inversement si on connaît la flèche f et que l'on se propose de déterminer la contrainte T , on suit la verticale correspondant à la portée a jusqu'à sa rencontre avec f donné, on lit en ce point la contrainte T .

2° *Effet du poids propre et de la température.* — On passe du régime précédent donné pour une température déterminée au régime à une autre température, en se déplaçant sur la verticale d'une hauteur égale à la différence (positive ou négative) de ces deux températures. Par exemple si le premier régime est considéré à la température de $\theta = +15^\circ \text{C.}$, et que l'on cherche le régime à $\theta' = +45^\circ \text{C.}$, on se déplace vers le haut de l'abaque de la différence

$$\theta' - \theta = 45^\circ - 15^\circ = 30^\circ,$$

et on lit en ce point la nouvelle contrainte T' et la nouvelle flèche f' .

3° *Effet d'une surcharge.* — L'effet d'une surcharge se traduit par l'introduction du coefficient de majoration m du poids spécifique p_0 ; mais il peut aussi se traduire d'après (24) par une majoration de la portée a qui devient ainsi ma . On passera ainsi d'un régime sans surcharge au régime avec surcharge en se déplaçant suivant une horizontale jusqu'au point d'abscisse ma ; on lira en ce point la valeur de T' correspondante. On lit aussi en ce point sur l'abaque une valeur de la flèche qui, d'après l'équation (25), est m fois supérieure à sa valeur réelle; en divisant donc par m la valeur lue, on a la flèche réelle f' .

Si l'on a à considérer les deux effets simultanés de la température et d'une surcharge, il suffit d'effectuer successivement les deux opérations ci-dessus. Ces principes très simples permettent de résoudre rapidement par des constructions simples les mêmes opérations que celles que nous avons effectuées plus haut algébriquement en résolvant l'équation du troisième degré en T . L'avantage de la solution graphique sera mis en évidence en appliquant l'abaque au même problème.

8. Exemple du calcul graphique d'un conducteur (abaque Blondel). —
1^{er} PROBLÈME. — *Étant donné les conditions de pose d'un conducteur,*

déterminer les conditions de travail dans les deux hypothèses de surcharges administratives.

Nous considérons donc un conducteur de cuivre de 4 mm. de diamètre, dont la section est de 12,56 mm², et nous supposons que la portée maximum est encore de 50 mètres.

Admettons encore que les conditions de pose sont les suivantes (en affectant les grandeurs correspondant à ce régime de l'indice *o*) :

Contrainte de pose $T_o = 5,65$ kg : mm².

Température de pose $\theta_o = +15^\circ$ C.

Coefficient de majoration $m_o = 1$, c'est-à-dire vent nul.

Conformément à l'Arrêté Technique, on effectuera les calculs pour les deux hypothèses suivantes :

1° Température moyenne de la région, soit : 15° C. et vent horizontal de 72 kg. par mètre carré de surface cylindrique.

2° Température minimum de la région, soit -25° C. et vent horizontal de 18 kg. par mètre carré de surface cylindrique.

3° Température maximum de la région, soit 45° C. sans vent.

On vérifiera, d'une part, que dans les hypothèses 1° et 2° le coefficient de sécurité est bien obtenu, c'est-à-dire que la contrainte du conducteur ne dépasse pas la limite que l'on se sera imposée par rapport à la contrainte de rupture que nous supposerons égale à 45 kg : mm² et, d'autre part, que dans l'hypothèse 3° la flèche prise par le conducteur ne dépasse pas la valeur limite permise par la hauteur des supports.

Calcul dans la 1^{re} hypothèse. — Au régime de la pose supposée effectuée à +15° C. sans vent, la tension dans les conducteurs étant de 5,65 kg : mm², pour la portée de 50 mètres, la flèche correspondante aura pour valeur $f_o = 0,49$ m. obtenue en prenant sur l'abaque l'intersection de la verticale d'abscisse 50 avec la valeur $T = 5,65$ interpolée entre les courbes $T = 6$ kg : mm² et $T = 5$ kg : mm².

Le vent de 72 kg. par mètre carré de surface de conducteur correspond à une surcharge sur celui-ci de :

$$0,004 \times 72 = 0,288 \text{ kg. par mètre.}$$

Le poids par mètre de conducteur étant de 0,112 kg., le poids apparent résultant par mètre aura pour valeur :

$$\sqrt{0,288^2 + 0,112^2} = 0,309 \text{ kg. par mètre.}$$

Le rapport m_1 de ce poids résultant apparent au poids propre du conducteur est donc

$$m_1 = \frac{0,309}{0,112} = 2,76,$$

et le poids spécifique fictif correspondant p_1 :

$$p_1 = 0,0089 \times 2,76 = 0,024564 \text{ kg : cm}^3.$$

La portée fictive égale à $m_1 a$ est ainsi

$$m_1 a = 2,76 \times 50 = 138 \text{ m.}$$

Désignons par M_0 le point figuratif du régime de pose défini par T_0 , (fig. 103); on obtient le point figuratif M_1 correspondant à l'hypothèse envisagée en menant sur l'abaque l'horizontale $M_0 M_1$, M_1 étant le point de rencontre de cette horizontale avec la verticale correspondant à la

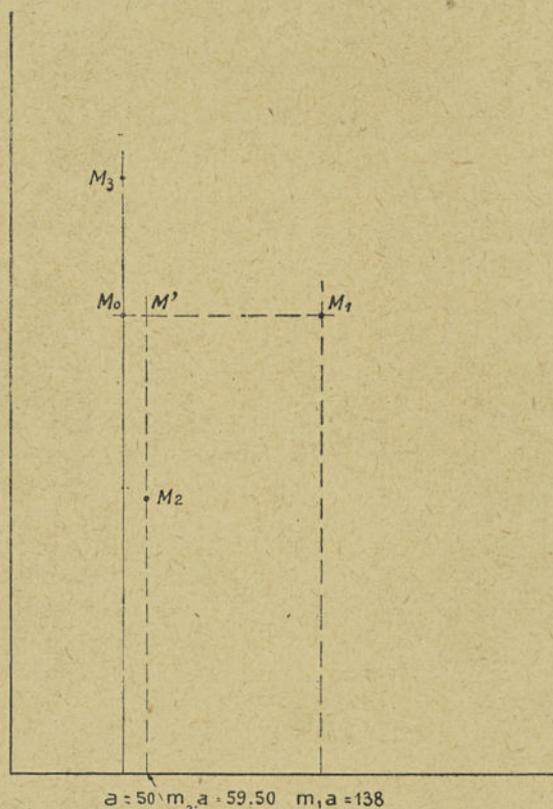


Fig. 103. — Tracé à effectuer sur l'abaque de M. Blondel.

portée fictive $m_1 a = 138$ m. On lit en ce point la valeur de la contrainte T_1 .

$$T_1 = 10,12 \text{ kg} : \text{mm}^2.$$

et la flèche

$$f_1 = \frac{2,10}{2,76} = 0,76 \text{ m.}$$

Cette dernière flèche n'offre pas un grand intérêt, car le plan du fil s'incline par rapport à la verticale sous l'influence du vent d'un angle dont le cosinus est égal d'après la figure 98 à $\frac{p_0}{p_1}$ c'est-à-dire $\frac{1}{m_1}$. Il en

résulte que la composante verticale de la flèche n'a plus que la valeur

$$\frac{f_1}{m_1} = \frac{0,76}{2,76} = 0,28\text{m.}$$

Le vent horizontal a ainsi pour effet de relever notablement le fil au milieu de la portée.

Calcul dans la 2^e hypothèse. — Le vent de 18 kg. par m² de surface du conducteur correspond à une surcharge sur celui-ci de :

$$0,004 \times 18 = 0,072 \text{ kg. par mètre.}$$

Le poids apparent résultant par mètre a pour valeur

$$\sqrt{0,072^2 + 0,112^2} = 0,133 \text{ kg. par mètre.}$$

Le rapport m_2 de ce poids résultant apparent au poids propre du conducteur est

$$m_2 = \frac{0,133}{0,112} = 1,19$$

et le poids spécifique fictif correspondant p_2

$$p_2 = 0,0089 \times 1,19 = 0,010591 \text{ kg : cm}^3.$$

La portée fictive $m_2 a$ est ainsi

$$m_2 a = 1,19 \times 50 = 59,50 \text{ m.}$$

Partant encore du point M_0 sur la figure précédente correspondant au régime de pose, on suit une horizontale jusqu'au point M' correspondant à la portée fictive de 59,50 m ; puis on descend verticalement de la différence de température

$$\theta_2 - \theta_0 = -25^\circ - 15^\circ = -40^\circ \text{ C.}$$

On détermine ainsi le point figuratif M_2 qui détermine par interpolation avec les courbes de l'abaque

$$T_2 = 12,5 \text{ kg : par mm}^2$$

$$f_2 = \frac{0,32}{1,19} = 0,27 \text{ m.}$$

Calcul dans la 3^e hypothèse. — Pour déterminer la flèche à $+45^\circ \text{ C.}$, il suffit de partir encore du point M_0 sur la même figure et de se déplacer verticalement de la différence de température.

$$\theta_3 - \theta_0 = 45^\circ - 15^\circ = 30^\circ \text{ C.}$$

On obtient ainsi le point figuratif M_3 de cette hypothèse qui donne par interpolation avec les courbes $f = Cte$ la valeur

$$f_{\max} = 0,78 \text{ m.}$$

2^e PROBLÈME. — *Etant donné les conditions de travail dans les deux*

hypothèses de surcharges administratives, déterminer les conditions de pose correspondante.

Prenons encore le même exemple, et effectuons les calculs dans la seconde hypothèse seulement qui est la plus défavorable, puisque la portée envisagée est inférieure à la portée critique. Nous supposons que la contrainte maximum admissible est de $12,5 \text{ kg} : \text{mm}^2$.

On a, d'après les calculs ci-dessus :

$$m_2 = 1,19$$

$$T_2 = 12,5 \text{ kg} : \text{mm}^2$$

$$\theta_2 - \theta_0 = -40^\circ \text{ C.}$$

La portée fictive correspondant à cette hypothèse est

$$m_2 a = 1,19 \times 50 = 59,50 \text{ m.}$$

Les coordonnées $m_2 a$ et T_2 déterminent sur l'abaque le point figuratif M_2 .

On obtient ensuite tout d'abord M' situé sur la verticale M_2 à une distance de ce point correspondant à 40° C.

On mène enfin l'horizontale $M'M_0$ jusqu'au point M_0 correspondant à la portée réelle qui est de 50 m. et on lit en ce point $T = 5,65 \text{ kg} : \text{mm}^2$ pour la pose à 15° C. sans vent.

9. Polygone de sécurité. — On peut répéter les mêmes calculs pour une série de portées, et réunir les points M_0 ainsi trouvés; on réalise ainsi une courbe que M. Blondel désigne sous le nom de *courbe de sécurité d'hiver*. Cette courbe permet de lire sur l'abaque pour une portée quelconque la contrainte de pose à $+15^\circ \text{ C}$ pour que dans le cas du régime d'hiver la contrainte atteigne exactement la valeur maximum imposée de $12,5 \text{ kg} : \text{mm}^2$.

On peut tracer de même une courbe dite *courbe de sécurité d'été* en appliquant les conditions de la première hypothèse qui déterminent ainsi sur l'abaque les valeurs de la contrainte de pose à $+15^\circ \text{ C.}$ pour que dans le cas du régime d'été la contrainte atteigne exactement la valeur maximum imposée de $12,5 \text{ kg} : \text{mm}^2$.

Ces deux courbes se coupent à une valeur de la portée correspondant à la portée critique.

Supposons enfin que la flèche maximum f_{max} à $+45^\circ \text{ C.}$ trouvée égale à $0,78 \text{ m.}$ ne doive pas être dépassée; en abaissant la courbe $f = 0,78$ d'une hauteur verticale correspondant à la différence de

température $\theta_3 - \theta_0 = 45^\circ - 15^\circ = 30^\circ \text{C.}$, on détermine un lieu des points fixant le minimum de la tension de pose compatible avec cette flèche; on constitue ainsi une troisième courbe de sécurité dite *courbe de sécurité des flèches*.

En résumé le *polygone de sécurité* constitué par les trois tronçons curvilignes ab, bc et cd de la figure 104 entoure tous les régimes

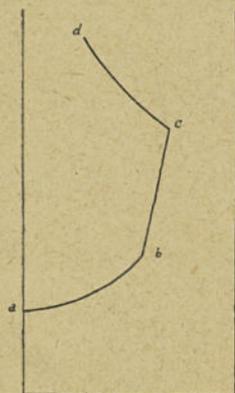


Fig. 104. — Polygone de sécurité.

de pose possibles à $+15^\circ \text{C.}$ sans vent pour qu'en aucun cas, d'une part, la contrainte maximum ne dépasse la valeur de $12,5 \text{ kg} : \text{mm}^2$ imposée, d'autre part, la flèche maximum ne dépasse la valeur de $0,78 \text{ m.}$ imposée.

Si l'on veut déterminer les conditions de pose pour une température θ_0 différente de 15°C. , par exemple pour 10°C. , il suffit de déplacer le polygone de sécurité verticalement et vers le bas de 5°C. ; pour 20°C. , on déplacerait le polygone de sécurité de 5°C. vers le haut de l'abaque.

En pratique, on déterminera les conditions de pose pour une succession de valeur de θ_0 de sorte que le chef d'équipe puisse choisir la contrainte de pose correspondant à la température réelle au moment de la pose; par exemple, on réalisera un tableau fixant les flèches (si l'on règle à la nivelette) ou les contraintes de pose (si l'on règle au dynamomètre) pour des portées de 10 en 10 mètres et pour des températures de 5° en 5°C. Ce tableau peut paraître à première vue inutile, puisque l'abaque donne toutes les valeurs nécessaires; mais il est beaucoup plus facile à un chef d'équipe de se reporter à un tableau plutôt qu'à un graphique, lu généralement avec plus de difficulté.

10. Seconde forme de l'abaque Blondel. — M. Blondel a établi un nouvel abaque dont l'emploi est identique au précédent, en reportant en abscisses non les portées elles-mêmes, mais leurs carrés. Cette anamorphose a l'avantage de remplacer le réseau des paraboles correspondant à $T = \text{constante}$ par un réseau de droites. La figure 105 donne en réduction l'abaque du cuivre sous

Abaque universel 1910
Pour le calcul des conducteurs câblés
Système de M^r Blondel

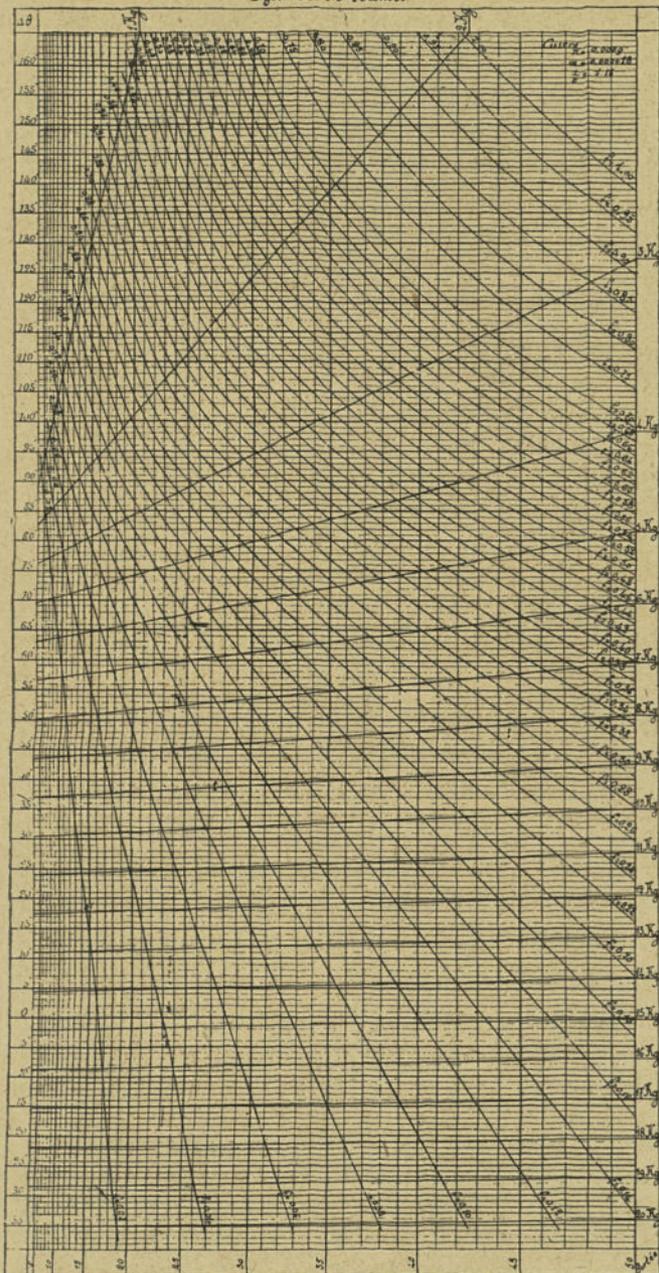


Fig. 105. — Réduction de l'abaque de M. Blondel à réseau rectiligne.

cette nouvelle forme. En réalité M. Blondel a établi un abaque en trois planches qui, sous un format pratique, s'étendent à toutes les portées habituelles (1).

On peut encore tracer sur l'abaque un polygone de sécurité représenté sur la figure 106 et qui présente cet avantage d'avoir deux

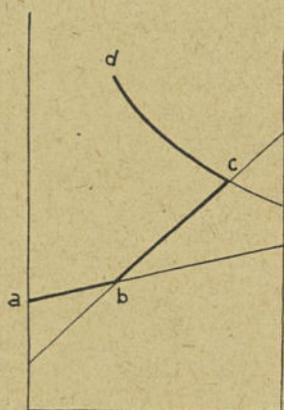


Fig. 106. — Tracé du polygone de sécurité sur l'abaque à faisceau rectiligne.

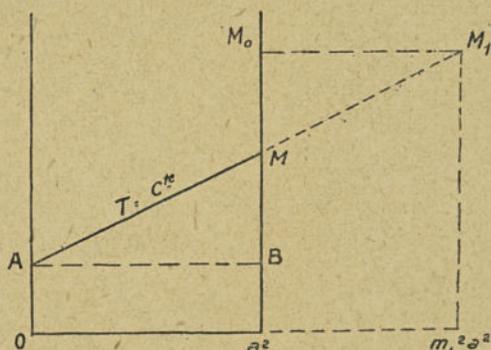


Fig. 107. — Etablissement du polygone de sécurité dans un cas particulier.

côtés rectilignes, les côtés ab et bc , correspondant respectivement aux droites de sécurité d'hiver et d'été. Ces côtés peuvent donc être tracés chacun en déterminant deux de leurs points seulement.

Si l'abaque part de la portée 0, on prendra de préférence cette portée spéciale pour déterminer l'un de ces points, puisque les calculs sont réduits au minimum; l'autre point sera déterminé en prenant une cote ronde facilitant les calculs.

Une difficulté se présente quand la portée fictive dépasse les limites de l'abaque.

On peut tourner celle-ci par des considérations très simples.

(1) Voir pour l'application de ces abaques: A. BLONDEL, Description et mode d'emploi des abaques de M. A. Blondel du type 1914 pour le calcul mécanique des conducteurs. *Revue Générale de l'Électricité* du 20 novembre 1926, t. XX, p. 749; et G. DROUVILLÉ, Nouvelle édition des abaques de 1914 de M. A. Blondel relatifs à la pose des lignes aériennes de distribution d'énergie, *Revue Générale de l'Électricité* du 27 novembre 1926, t. XX, p. 795.

Considérons, en effet, la représentation de la figure 107 dans laquelle l'abaque est limité à la portée a , et soit AM la droite correspondant à la contrainte T maximum. Prolongeons cette droite jusqu'en M_1 correspondant à la portée fictive $m_1 a$, c'est-à-dire sur l'abaque jusqu'à la distance $m_1^2 a^2$ de l'origine.

On sait que M_0 est obtenu en partant de M_1 et en menant l'horizontale $M_1 M_0$, le point M_0 devant être sur la verticale située à la distance a^2 . Mais comme M_1 n'est pas accessible, nous chercherons à remplacer le tracé $M_1 M_0$, par le tracé direct MM_0 . A cet effet, on peut écrire le rapport de similitude

$$(26) \quad \frac{MM_0}{MB} = \frac{M_0 M_1}{AB}$$

ou, puisque

$$M_0 M_1 = (m_1^2 - 1)a^2$$

et

$$AB = a^2,$$

on a aussi

$$(27) \quad \frac{MM_0}{MB} = m_1^2 - 1.$$

D'autre part, MB lui-même est égal à l'accroissement de température en passant de la portée o à la portée a ; d'après l'équation générale (24 bis) cette distance a pour expression

$$(28) \quad MB = \frac{p_o^2 a^2}{24\alpha T^2};$$

d'où enfin la distance en degrés MM_0 ,

$$(29) \quad MM_0 = (m_1^2 - 1) \frac{p_o^2 a^2}{24\alpha T^2}.$$

Il suffit donc de calculer cette expression pour déterminer le point M_0 par rapport à M , sans avoir à considérer la portée fictive.

L'établissement du polygone de sécurité sera donc le suivant :
Courbe de sécurité d'été (fig. 108).

Déterminer la valeur de m_1 pour la portée a , qui pourra être la portée maximum du bord droit de l'abaque.

Calculer

$$(30) \quad MM_0 = (m_1^2 - 1) \frac{p_o^2 a^2}{24\alpha T^2};$$

dans cette expression, T est la contrainte maximum admissible.

Porter sur l'abaque le point M_0 .

Pour une portée o , le point A ne subit pas de déplacement.

Réunir A et M_0 . La droite AM_0 est la droite de sécurité d'été

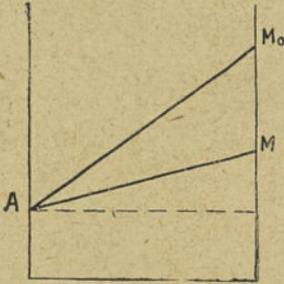


Fig. 108. — Tracé de la courbe de sécurité d'été.

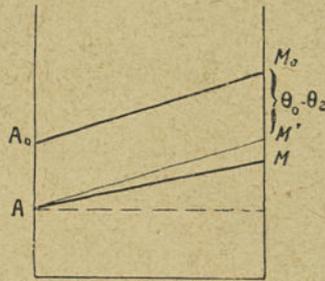


Fig. 109. — Tracé de la courbe de sécurité d'hiver.

pour une température de pose correspondant à la même température que celle qui est supposée pour le régime d'été.

Pour des températures de pose θ_0 supérieures ou inférieures à celle d'été θ_1 , déplacer la droite AM_0 vers le haut ou vers le bas parallèlement à elle-même d'une différence de température donnée par $\theta_0 - \theta_1$.

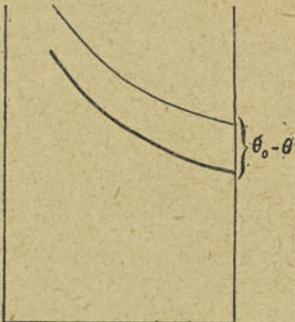


Fig. 110. — Tracé de la courbe de sécurité de flèche.

Courbe de sécurité d'hiver (fig. 109). Déterminer la valeur de m_2 .

Calculer l'expression :

$$(31) \quad MM' = (m_2^2 - 1) \frac{P_0^2 a^2}{24 \alpha l'^2}.$$

Porter sur l'abaque le point M' .

Mener AM' qui détermine la droite de sécurité de pose à la température du régime administratif.

Relever cette droite parallèlement à elle-même d'une différence de température $\theta_0 - \theta_2$.

Courbe de sécurité de flèche (fig. 110). Choisir la courbe correspondant à la flèche maximum relative à la température

ABACUS DE BLONDEL TYPE 1902
 POUR LE CALCUL DES CONDUCTEURS ALUMINIUM ET ALUMÉLEC

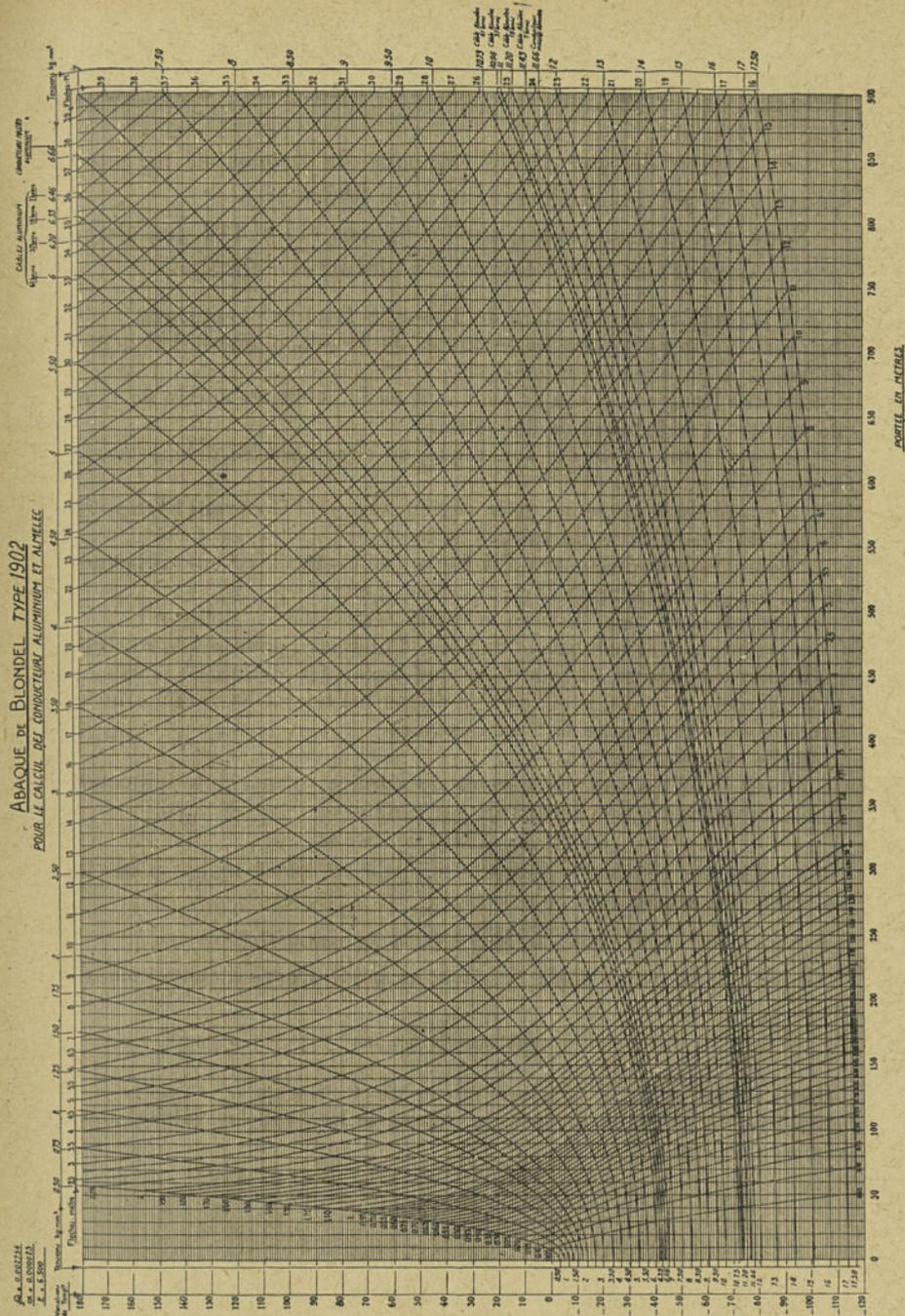


Fig. 111. — Réduction de l'abaque pour conducteurs d'aluminium et d'alumélec, du type 1902.

maximum θ_3 . L'*abaisser* parallèlement à elle-même d'une quantité égale à $\theta_0 - \theta_3$.

La réunion de ces divers tronçons de droites et de courbes constitue le polygone de sécurité de la figure 106.

Nous reproduisons enfin, sur les figures 111 et 112, les abaques correspondant aux conducteurs d'aluminium et d'alumélec.

11. Exemple d'application de l'abaque Blondel rectiligne à l'établissement du polygone de sécurité. — Nous appliquerons la méthode ci-dessus à un exemple numérique.

Soit une ligne composée de conducteurs en câbles de cuivre de 18 mm² de section et de 5,4 mm. de diamètre.

Conformément à l'Arrêté Technique, on effectuera les calculs pour les hypothèses suivantes :

1° Température moyenne de la région, soit +15° C. et vent horizontal de 72 kg. par mètre carré de surface cylindrique ;

2° Température minimum de la région, soit -25° C. et vent horizontal de 18 kg. par mètre carré de surface cylindrique ;

3° Température maximum de la région, soit +45° C., sans vent.

On détermine les conditions de pose, d'une part, pour que la contrainte maximum ne dépasse pas pour les conditions administratives la valeur de 12,5 kg : mm², d'autre part, que la flèche maximum compatible avec la hauteur des supports ne soit pas dépassée.

Droite de sécurité d'été.

Le vent de 72 kg. par mètre carré de surface cylindrique des conducteurs correspond à une surcharge sur ceux-ci de

$$0,0054 \times 72 = 0,3888 \text{ kg. par mètre.}$$

Le poids par mètre de conducteur étant de 0,1633 kg., le poids fictif résultant par mètre aura pour valeur

$$\sqrt{0,3888^2 + 0,1633^2} = 0,421 \text{ kg par mètre.}$$

Le rapport m_1 de ce poids résultant au poids propre du conducteur est donc :

$$m_1 = \frac{0,421}{0,163} = 2,58.$$

Nous ferons le calcul pour une portée de 50 mètres.

En remplaçant dans la formule (30) les lettres par les valeurs numériques suivantes :

$$\alpha = 0,000018$$

$$a = 50 \text{ mètres}$$

$$p_0 = 0,0089$$

$$m_1 = 2,58$$

$$T = 12,5 \text{ kg : mm}^2$$

$$E = 13.000 \text{ kg : mm}^2,$$

Q. 6.0027
 m. 6.0022
 e. 6.002

ABAQUE DE BLONDEL TYPE 1914 POUR FILS ALUMINIUM ET ALMELEC

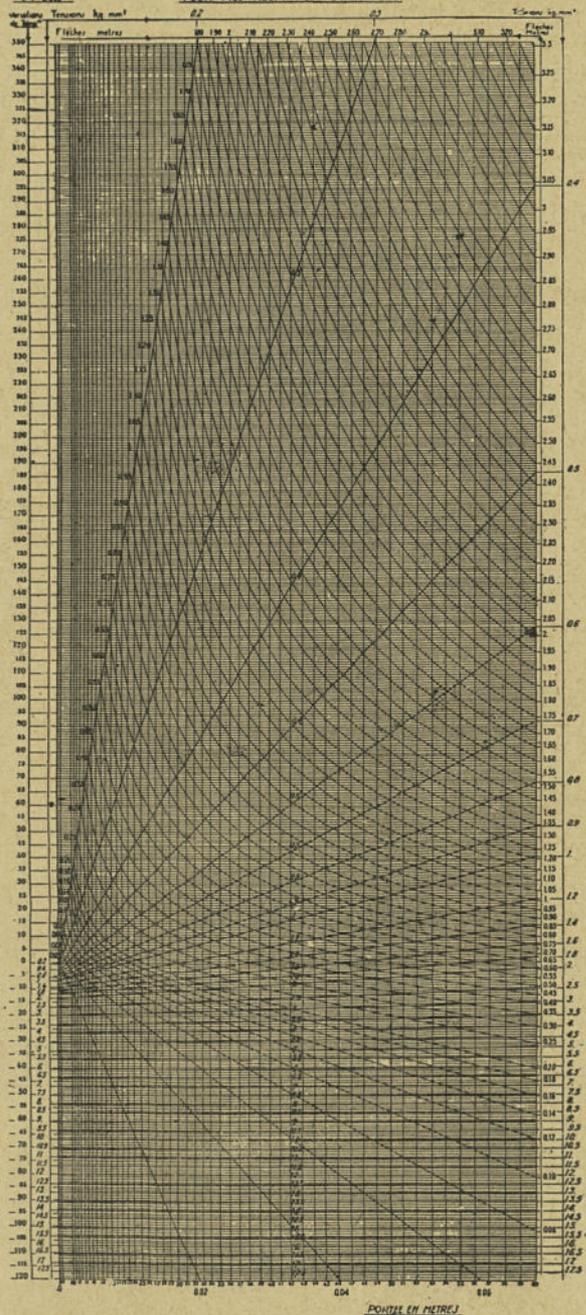


Fig. 112. --- Réduction de l'abaque pour conducteurs d'aluminium et d'almelec, du type 1914.

on en déduit

$$MM_0 = (m_1^2 - 1) \frac{p_0^2 a^2}{24\alpha T^2} = 16,58.$$

On peut ainsi sur l'épure de la figure 106, tracer la droite de sécurité bc pour la pose à +15°C.

Droite de sécurité d'hiver.

Le vent de 18 kg. par mètre carré de surface cylindrique des conducteurs correspond à une surcharge sur ceux-ci de

$$0,0054 \times 18 = 0,0972 \text{ kg. par mètre.}$$

Le poids résultant par mètre a pour valeur

$$\sqrt{0,0972^2 + 0,1633^2} = 0,1898 \text{ kg par mètre.}$$

Le rapport m_2 de ce poids résultant au poids propre du conducteur est donc :

$$m_2 = \frac{0,1898}{0,1633} = 1,163.$$

Nous calculerons l'expression de la formule (31) en remplaçant les lettres par les valeurs numériques suivantes :

$$\alpha = 0,000018$$

$$a = 50 \text{ mètres}$$

$$p_0 = 0,0089$$

$$m_2 = 1,163$$

$$T = 12,5 \text{ kg : mm}^2$$

$$E = 13.000 \text{ kg : mm}^2.$$

d'où

$$MM' = (m_2^2 - 1) \frac{p_0^2 a^2}{24\alpha T^2} = 1,03.$$

On réunit sur l'épure de la figure 109 A et M' par une droite. Il suffit de relever cette droite de la différence de température

$$\theta_0 - \theta_2 = 15^\circ - (-25^\circ) = 40^\circ \text{ C.}$$

pour obtenir la droite de sécurité d'hiver ab de la figure 106.

Courbe de sécurité de flèche.

Prenons dans le réseau des courbes $f = cte$ la courbe de la flèche maximum à +45° supposée égale à 3 m. et abaissons cette courbe parallèlement à elle-même de la distance déterminée par

$$\theta_0 - \theta_3 = -30^\circ \text{ C.}$$

La courbe ainsi déplacée constitue la courbe de sécurité de flèche cd de la figure 106.

Le polygone a b c d de cette figure constitue le polygone de sécurité à l'intérieur duquel on peut prendre pour une portée déterminée tous les

couples de valeur T_0 et f_0 de la contrainte et de la flèche pour la pose à 15°C . sans que les conditions de travail soient dépassées. Pour une température de pose de $+10^\circ \text{C}$., par exemple, on déplacera parallèlement à lui-même et vers le bas l'ensemble du polygone de sécurité de 5°C .

On peut donc constituer un ensemble de polygones de sécurité pour chaque température de pose, limitant toujours les régimes de pose possibles pour la température correspondante.

12. Constantes du métal; influence de leur variation sur les résultats des calculs. — Dans les exemples qui précèdent, nous avons adopté les constantes suivantes :

$$p_0 = 0,0089 \text{ kg} : \text{cm}^3$$

$$\alpha = 0,000018$$

$$E = 13.000 \text{ kg} : \text{mm}^2.$$

En fait, celles-ci varient avec la nature du conducteur (fil ou câble) ainsi qu'avec l'état de dureté du métal.

M. Blondel conseille d'adopter dans les calculs pour les fils et câbles de bronze silicieux ou phosphoreux, pour les fils et câbles de cuivre et pour les fils et câbles d'aluminium pur, les constantes moyennes suivantes :

	BRONZE	CUIVRE	ALUMINIUM
Poids spécifique en $\text{kg} : \text{cm}^3$. . .	0,0089	0,0089	0,00275
Coefficient de dilatation	0,000018	0,000017	0,000025
Module d'Young en $\text{kg} : \text{mm}^2$. . .	13000	13000	7150

Nous avons effectué les calculs développés au cours de ce chapitre en utilisant les abaques du bronze, pour montrer l'emploi de l'abaque primitif de M. Blondel, dit abaque 1902 de la figure 102, et de l'abaque dit abaque de 1914 de la figure 105.

D'ailleurs, on pourrait toujours effectuer une correction des variations du coefficient de dilatation et du poids spécifique, et même s'il le fallait du module d'Young. Toutefois, en pratique, sauf dans des cas très spéciaux, le coefficient de sécurité exigé par les règlements est suffisant pour tenir compte lui-même de l'imprécision des constantes du métal. M. Magron a donné (1) le

(1) La *Lumière Electrique* du 19 février 1910, p. 227.

principe de détermination des corrections à appliquer pour tenir compte des variations des constantes du métal qui peuvent s'exprimer

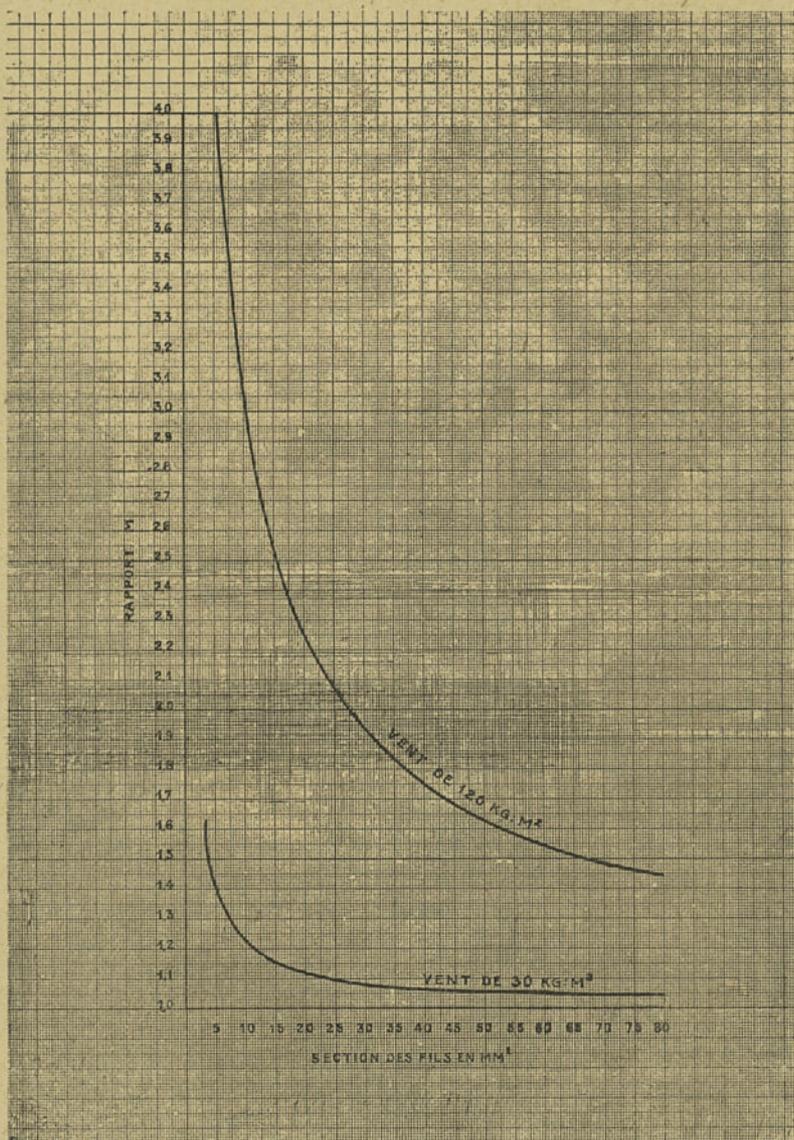


Fig. 113, — Coefficients de majoration m pour les fils de cuivre.

mer soit par une variation supplémentaire de température, soit par une variation supplémentaire de la portée. Nous développons dans

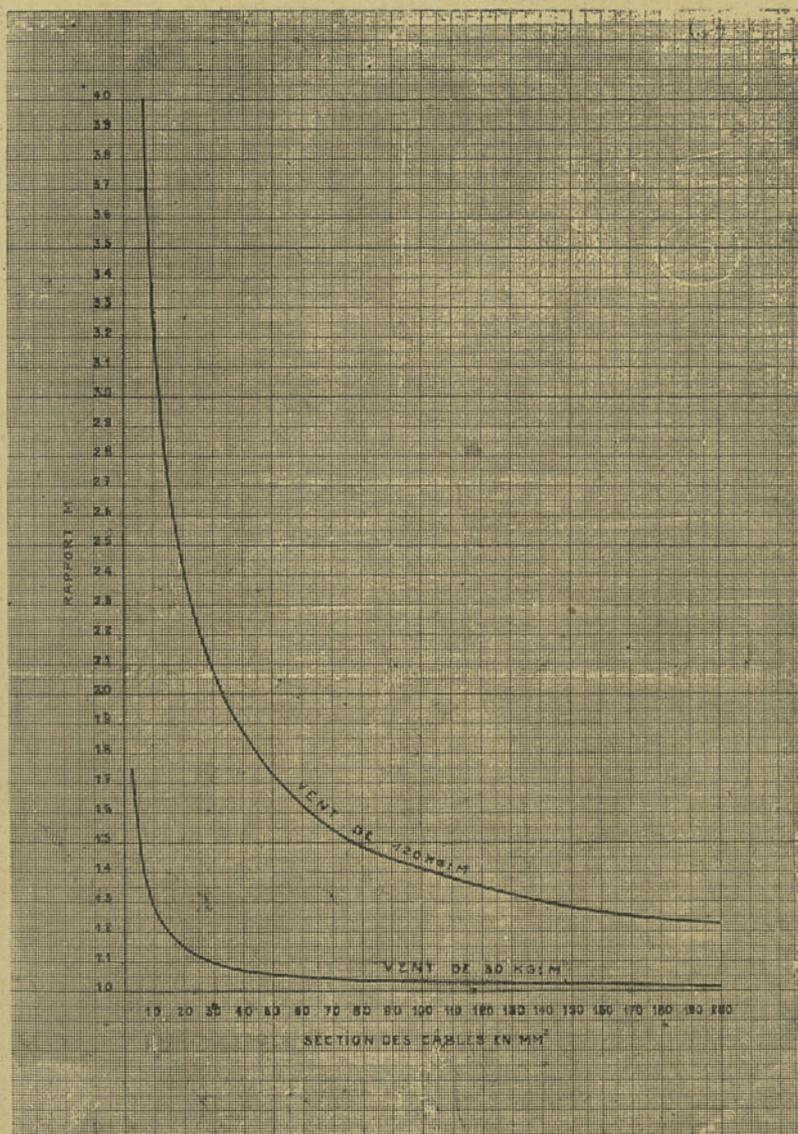


Fig. 114. — Coefficients de majoration pour les câbles de cuivre.

un autre chapitre les raisons qui justifient les calculs simples basés sur des constantes moyennes, sans correction.

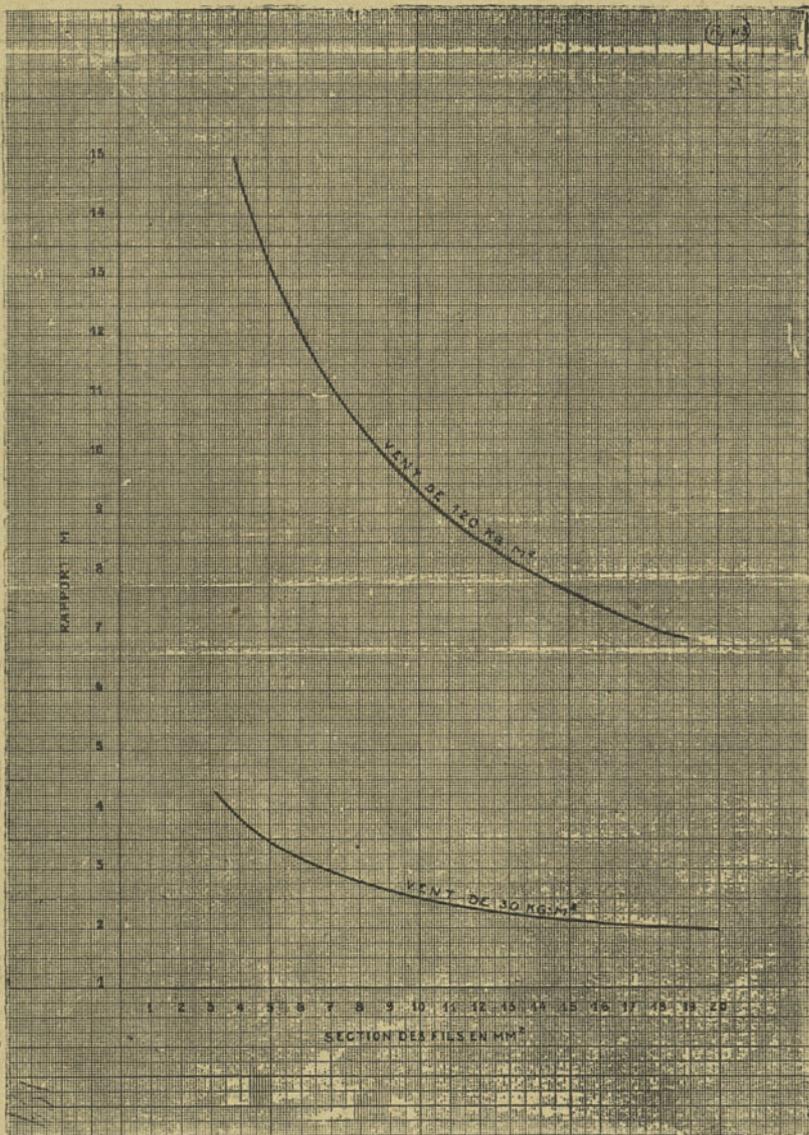


Fig. 115. — Coefficients de majoration pour les fils d'aluminium.

13. Graphiques et tableaux auxiliaires. — Les calculs nécessités par l'emploi des abaques sont peu importants; M. Blondel

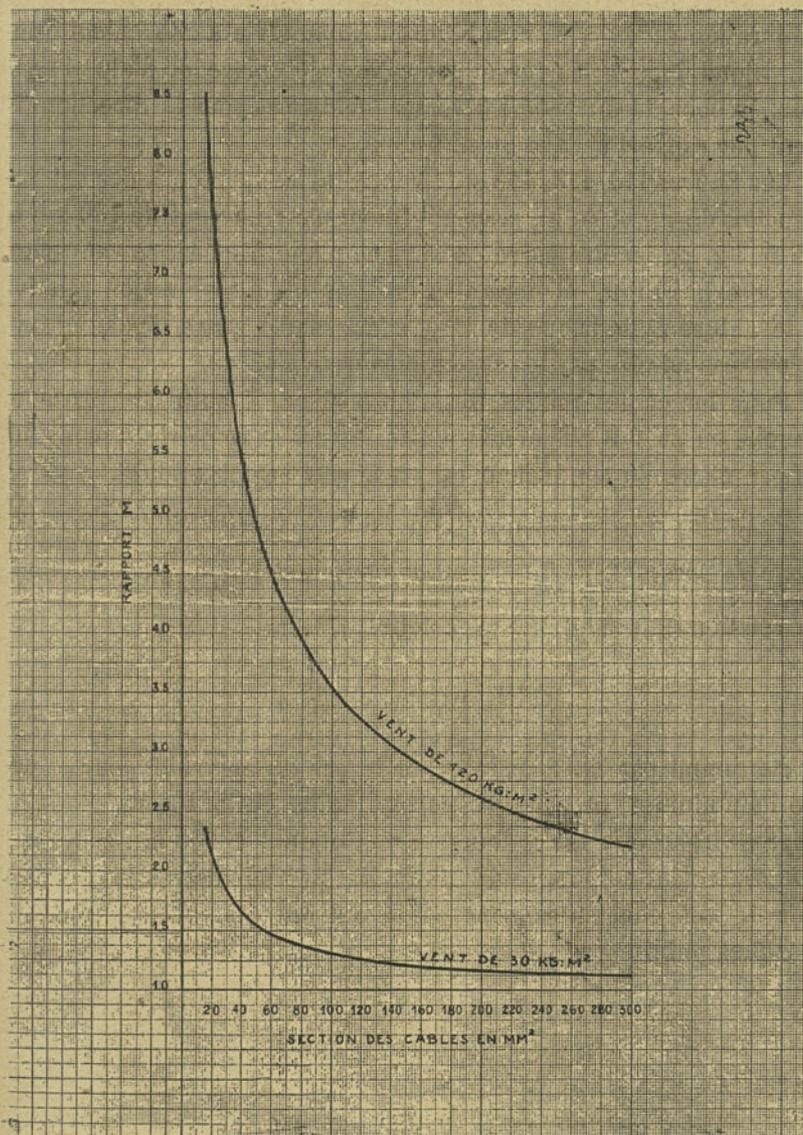


Fig. 116. — Coefficients de majoration pour les câbles d'aluminium.

les a encore réduits par l'emploi de graphiques et de tableaux auxiliaires dont l'emploi est immédiat.

1° *Calcul du coefficient de majoration.* — Le coefficient de majoration m dû à une surcharge horizontale a été calculé par M. Blondel pour les fils et les câbles de cuivre et d'aluminium pur, en considérant même diverses incidences pour la direction du vent par rapport à l'axe du fil frappé.

Les figures 113, 114, 115 et 116 donnent les variations des valeurs usuelles de m_1 et de m_2 respectivement pour un vent de 120 kg. et de 30 kg. par mètre carré de surface plane frappée, ce vent étant supposé horizontal et normal à l'axe du fil. La réduction relative à la nature cylindrique de la surface a été prise égale à 0,6, hypothèse admise par les règlements français.

Pour les câbles mixtes aluminium-acier, il suffit de procéder comme on l'a fait en calculant directement le rapport du poids fictif par mètre de conducteur au poids réel correspondant.

2° *Calcul de l'expression (29) pour l'établissement du polygone de sécurité.* — Le calcul de l'expression $\frac{p_o^2 a^2}{24\alpha T^2}$ entrant dans la relation (29) que nous rappelons

$$MM_0 = (m^2 - 1) \frac{p_o^2 a^2}{24\alpha T^2}$$

a été donné par M. Blondel pour le cas du cuivre et pour le cas de l'aluminium, et pour les portées de 50 et de 100 m. Nous ne reproduirons que les valeurs correspondant à 100 m., celles qui correspondent à 50 m. se déduisant des précédentes en les divisant par 4. Les constantes sont celles qui ont été utilisées pour les abaques publiés par cet auteur.

A. Pour les conducteurs en cuivre dur :

$$p_0 = 0,0089$$

$$\alpha = 0,000017$$

$$E = 13.000$$

CONTRAINTES T	$\frac{p_0 \cdot a^2}{24 \alpha T^2}$ (pour a=100 mètres)
kg : mm ²	Degrés.
1	1941,43
2	485,36
2,5	310,68
3	215,71
3,5	158,50
4	121,34
4,5	95,87
5	77,66
5,5	64,18
6	53,93
6,5	45,95
7	39,62
7,5	34,51
8	30,33
8,5	26,87
9	23,97
9,5	21,51
10	19,42
10,5	17,61
11	16,05
11,5	14,68
12	13,48
12,5	12,43
13	11,49
13,5	10,65
14	9,90
14,5	9,23
15	8,63

B. Pour les conducteurs en aluminium :

$$p_0 = 0,00275$$

$$\alpha = 0,000023$$

$$E = 7150$$

CONTRAINTE T	$\frac{p_0^2 a^2}{24\alpha T^2}$ (pour $a=100$ m.)
kg : mm ²	Degrés
1	137,00
2	34,13
2,5	21,92
3	15,22
3,5	11,20
4	8,56
4,5	6,76
5	5,48
5,5	4,53
6	3,81
6,5	3,24
7	2,80

Remarque. — Les abaques de M. Blondel suffisent pour les calculs dans tous les cas usuels; nous ne développerons donc pas ici d'autres méthodes proposées à l'étranger, et dont le résultat final est sensiblement le même.

D'ailleurs, dans des cas très spéciaux, tels que les très longues portées, on pourra toujours effectuer les calculs, si c'est nécessaire, en se reportant à l'équation rigoureuse de la chaînette, soit algébriquement, soit graphiquement; l'adaptation des formules développées dans le chapitre suivant pouvant être faite aisément à chaque cas particulier.

3° *Tableau des flèches maxima pour les fils de cuivre les plus usuels.* — Enfin, il y a intérêt, pour un avant-projet, de connaître les flèches maxima correspondant à un conducteur donné pour la détermination de la hauteur des supports; nous reproduisons ci-dessous le tableau des flèches maxima en mètres des fils de cuivre massif les plus usuels, à la température de + 45° C, en adoptant les

hypothèses suivantes : température moyenne, + 15° C. ; température maximum, + 45° C. ; température minimum, - 25° C. ; vents de 120 et 30 kg : mm² ; charge de rupture, 42 kg : mm². Les calculs ont été faits pour chaque type de conducteur pour des contraintes maxima de 14, 12, 10 et 8 kg : mm².

DIAMÈTRE DES CONDUCTEURS	CONTRAINTES MAXIMA en kg. mm ²	PORTÉES EN MÈTRES													
		20	30	40	50	60	70	80	90	100	110	120	130	140	150
		45/10	14	0,21	0,37	0,55	0,70	0,90	1,13	1,36	1,59	1,98	2,30	2,78	3,26
	12	0,26	0,42	0,60	0,80	1,02	1,25	1,49	1,85	2,38	2,80	3,28	3,90	4,52	5,18
	10	0,29	0,48	0,66	0,93	1,14	1,40	1,80	2,29	2,80	3,42	4,06	4,82	5,50	6,30
	8	0,33	0,52	0,73	1,04	1,30	1,75	2,38	3,10	3,56	4,37	5,23	—	—	—
50/10	14	0,21	0,37	0,55	0,70	0,90	1,12	1,36	1,59	1,83	2,20	2,62	3,00	3,47	4,05
	12	0,26	0,42	0,60	0,80	1,01	1,24	1,49	1,78	2,12	2,64	3,02	3,50	4,02	4,76
	10	0,29	0,48	0,66	0,93	1,14	1,39	1,69	2,12	2,59	3,42	3,73	4,35	5,10	5,85
	8	0,33	0,52	0,73	1,03	1,28	1,66	2,12	2,75	3,25	4,05	4,80	5,55	6,25	7,40
55/10	14	0,21	0,37	0,54	0,70	0,90	1,12	1,35	1,58	1,82	2,09	2,40	2,70	3,25	3,75
	12	0,26	0,42	0,59	0,80	1,01	1,24	1,48	1,74	2,00	2,40	2,84	3,33	3,84	4,44
	10	0,29	0,47	0,65	0,93	1,13	1,38	1,65	1,98	2,43	2,92	3,40	4,05	4,78	5,45
	8	0,32	0,52	0,72	1,02	1,26	1,63	1,99	2,50	3,03	3,80	4,48	5,25	6,05	6,90
60/10	14	0,21	0,37	0,54	0,70	0,90	1,12	1,35	1,58	1,81	2,08	2,36	2,68	3,10	3,55
	12	0,26	0,42	0,59	0,80	1,00	1,24	1,48	1,73	2,00	2,30	2,70	3,15	3,62	4,26
	10	0,29	0,47	0,65	0,92	1,13	1,38	1,64	1,91	2,32	2,76	3,25	3,84	4,43	5,06
	8	0,32	0,52	0,72	1,02	1,26	1,55	1,90	2,35	2,97	3,60	4,30	4,95	5,50	6,30

14. Construction de la parabole d'un fil tendu. — Il peut être utile de construire graphiquement la parabole du fil tendu, particulièrement lorsque le terrain dans la portée est inégal. On se rend compte ainsi si la distance minimum au sol est respectée non seulement au point creux de la portée, mais en tout autre point.

Il existe de nombreux procédés de construction des paraboles ; nous ne donnerons ici que ceux qui conviennent aux applications que nous avons en vue.

a) *Construction par points.* — Soit (fig. 117) AB la portée supposée horizontale et f la flèche. On construira un point M situé à une distance CE du milieu de la portée, et représentant une frac-

tion q de la demi-portée à partir de C , en effectuant l'opération

$$EM = f(1 - q^2).$$

Si, par exemple, $CE = \frac{CB}{2}$, on a $q = \frac{1}{2}$ et $EM = \frac{3}{4}f$.

b) *Construction par les tangentes.* — Cette construction (fig. 118)

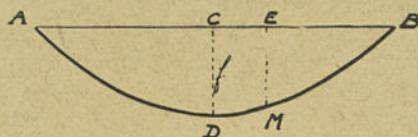


Fig. 117. — Construction d'une parabole par points.

s'applique également bien au cas des portées de niveau ou non ; considérons ce dernier cas.

Nous donnons au chapitre suivant les formules qui permettent de calculer les tangentes aux points d'appui A et B de la portée. Soit OA et OB ces directions. On divisera OA et OB en un même nombre de parties égales par les points 1, 2, 3, et 1', 2', 3', puis on joindra 1' à 3, 2' à 2, 3' à 1. La parabole sera la courbe enveloppe de cette famille de droites ; son tracé sera d'autant plus précis que le nombre

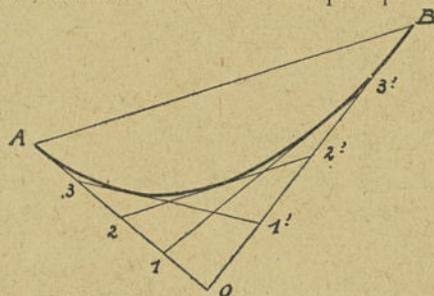


Fig. 118. — Construction d'une parabole par les tangentes.

des points de division 1, 2, 3,.... 1', 2', 3',.... sera lui-même plus grand.

c) *Autre construction par les tangentes.* — Soit encore (fig. 119) OA et OB les directions des tangentes aux points d'appui du fil.

On prendra C au milieu de AB , et on joindra ce point à O . En joignant le milieu m de OA avec le milieu n de OB , on déterminera sur OC le point D contact de la parabole et de la tangente

m n. La même construction se répétera sur chacun des segments AD et DB considérés comme des portées séparées, et ainsi de suite. On obtiendra ainsi autant de tangentes et de points de contact

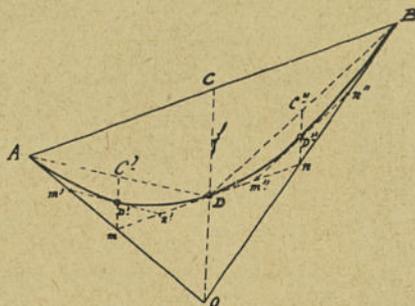


Fig. 119. — Autre construction d'une parabole par ses tangentes.

correspondants qu'il sera nécessaire pour tracer la courbe. Sur la figure, nous avons simplement déterminé les points D, D' et D''. On peut remarquer que CD qui représente la flèche verticale au milieu de la portée est égale à $\frac{CO}{2}$. Connaissant cette flèche, on pourra donc aisément fixer le point O, et déterminer ainsi rapidement sans calcul les directions OA et OB des tangentes à la courbe aux points d'appui. La connaissance de la flèche au milieu de la portée est donc suffisante pour permettre le tracé de la parabole par l'une des méthodes précédentes.

CHAPITRE III

CALCUL MÉCANIQUE DES CONDUCTEURS DANS QUELQUES CAS SPÉCIAUX

1. Généralités. — L'étude d'une portée de ligne aérienne dont les points d'appui sont à des niveaux différents nécessite des précautions spéciales. Le but de ce chapitre est de montrer comment peut en être conduit le calcul ; en faisant quelques hypothèses simplificatrices, on verra que l'emploi des abaques ou des formules n'est guère plus compliqué que dans le cas simple où les points d'appui sont au même niveau.

Nous aurons l'occasion de développer les formules de la chaînette, calculs qui permettront incidemment de se rendre compte des approximations que l'on a faites dans l'établissement des formules du chapitre précédent.

Nous examinerons ensuite le problème des lignes suspendues, où les câbles sont libres de se déplacer de manière à équilibrer les efforts de part et d'autre des supports.

Nous exposerons enfin la méthode générale de Thomas basée sur les formules hyperboliques, et montrerons les limites d'emploi des abaques simples et de l'abaque de ce dernier auteur.

2. Établissement des formules fondamentales; cas des supports à des niveaux différents. — Soit sur la figure 120, A et B deux supports à des niveaux différents et AOB la courbe d'équilibre du conducteur sous l'influence de son propre poids et de la réaction des appuis; cette courbe est une chaînette.

Prenons comme axes de coordonnées l'axe vertical O_1Y_1 passant par le point le plus bas O de la courbe et confondu avec l'axe de

symétrie de celle-ci, et l'axe horizontal O, X_1 perpendiculaire au précédent. L'équation de la chaînette est la suivante :

$$(1) \quad y_1 = h \cosh \frac{x_1}{h} = \frac{h}{2} \left(e^{\frac{x_1}{h}} + e^{-\frac{x_1}{h}} \right),$$

dans laquelle h est un paramètre qui correspond à l'ordonnée O, O du point O le plus bas de la courbe.

Rapportons les ordonnées de la courbe aux axes AX et AY passant par le point A et respectivement parallèles aux précédents. A cet effet, désignons par x_0 et y_0 les coordonnées du point A dans l'ancien système d'axes et par x et y les coordonnées d'un point quelconque de la courbe dans le nouveau système d'axes. On a, dans ce nouveau système d'axes, la nouvelle équation suivante qui remplace l'équation (1).

$$(2) \quad y = h \left(\cosh \frac{x - x_0}{h} - \cosh \frac{x_0}{h} \right).$$

Soient, d'autre part, a et b les coordonnées du point B dans le système XY ; exprimons que la courbe passe en B , on a la relation auxiliaire suivante :

$$(3) \quad b = h \left(\cosh \frac{a - x_0}{h} - \cosh \frac{x_0}{h} \right).$$

La longueur de la chaînette l s'obtient en intégrant sa longueur élémentaire ds entre les limites 0 et a de la variable x ; on a ainsi, pour l'élément ds ,

$$(4) \quad ds = dx \sqrt{1 + \left(\frac{dy}{dx} \right)^2} = dx \cosh \frac{x - x_0}{h}$$

et pour la longueur l

$$(5) \quad l = \int_0^a ds = h \left(\sinh \frac{a - x_0}{h} + \sinh \frac{x_0}{h} \right).$$

Éliminons x_0 entre les deux équations (3) et (5), et dans ce

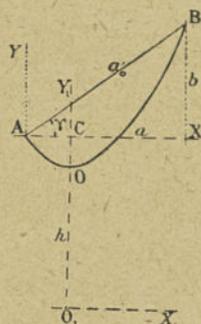


Fig. 120. — Représentation de la chaînette théorique.

but, élevons au carré les deux membres de ces équations; on a

$$(6) \quad b^2 = h^2 \left[\cosh^2 \frac{a-X_0}{h} + \cosh^2 \frac{X_0}{h} - 2 \cosh \frac{a-X_0}{h} \cosh \frac{X_0}{h} \right]$$

$$l^2 = h^2 \left[\sinh^2 \frac{a-X_0}{h} + \sinh^2 \frac{X_0}{h} + 2 \sinh \frac{a-X_0}{h} \sinh \frac{X_0}{h} \right]$$

et formons la différence $l^2 - b^2$, en effectuant la simplification résultant de la formule connue suivante où χ est un arc hyperbolique quelconque

$$(7) \quad \cosh^2 \chi - \sinh^2 \chi = 1.$$

Cette différence a ainsi pour expression

$$(8) \quad l^2 - b^2 = 2h^2 \left[-1 + \cosh \frac{a-X_0}{h} \cosh \frac{X_0}{h} + \sinh \frac{a-X_0}{h} \sinh \frac{X_0}{h} \right].$$

On peut encore simplifier l'expression entre crochets, en utilisant les formules connues d'addition et de soustraction d'arcs hyperboliques. On obtient ainsi l'expression suivante :

$$(9) \quad l^2 - b^2 = 4h^2 \sinh^2 \frac{a}{2h}$$

d'où aussi

$$(9 \text{ bis}) \quad l = \sqrt{b^2 + 4h^2 \sinh^2 \frac{a}{2h}}.$$

Développons en série le second membre de la relation (9) ci-dessus, on a

$$(10) \quad l^2 - b^2 = 4h^2 \left[\frac{a}{2h} + \frac{1}{3!} \left(\frac{a}{2h} \right)^3 + \frac{1}{5!} \left(\frac{a}{2h} \right)^5 + \dots \right]^2.$$

Si nous arrêtons ce développement au terme en $\left(\frac{a}{2h} \right)^3$, nous avons l'expression approchée suivante

$$(11) \quad l^2 - b^2 = 4h^2 \left[\frac{a}{2h} + \frac{1}{3!} \left(\frac{a}{2h} \right)^3 \right]^2,$$

ou encore avec la même approximation

$$(12) \quad l^2 - b^2 = a^2 \left(1 + \frac{a^2}{12h^2} \right).$$

La longueur l du fil a ainsi pour expression approchée en fonction des coordonnées a et b et du paramètre h ,

$$(13) \quad l = \sqrt{b^2 + a^2 \left(1 + \frac{a^2}{12h^2} \right)}.$$

Désignons sur la figure 120, par a_0 la distance AB et par γ l'angle d'inclinaison de a_0 par rapport à a ; l'expression (13) peut encore se modifier en remarquant que $b^2 + a^2$ est égal à a_0^2 et que a_0 est égal à $\frac{a}{\cos \gamma}$.

On a ainsi enfin sensiblement

$$(14) \quad l = a_0 \sqrt{1 + \frac{a^2 \cos^2 \gamma}{12h^2}} = a_0 \left(1 + \frac{a^2 \cos^2 \gamma}{24h^2} \right).$$

La notion de flèche et de point le plus bas est moins précise que dans le cas simple d'une portée ayant ses supports de niveau, et

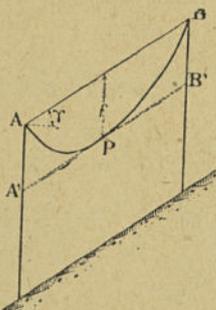


Fig. 121. — Flèche dans le cas où le sol est parallèle aux deux points d'appui A et B.

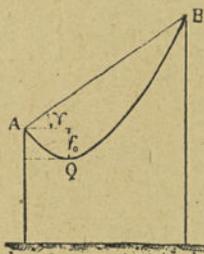


Fig. 122. — Flèche dans le cas où le sol est horizontal.

pour laquelle on a l'habitude de calculer uniquement la flèche au milieu de la portée. Deux cas intéressants sont à considérer suivant que le sol présente un profil entre les appuis parallèle à la droite qui joint ces points d'appuis A et B de la portée comme on

le voit sur la figure 121 ou que le sol a une inclinaison nulle, ainsi qu'on l'a indiqué sur la figure 122.

Dans le premier cas, la flèche f à envisager est celle qui correspond au point P pour lequel la tangente A'B' à la courbe du fil est parallèle à A B.

Dans le second cas, la flèche f_0 à envisager est celle qui correspond à l'ordonnée minimum de la courbe. Pour plus de simplicité, nous désignons par f_0 la flèche mesurée à partir de l'horizontale menée par le support inférieur A, et non à partir de la droite AB joignant les appuis.

Le calcul rigoureux de la flèche f (fig. 121) est assez laborieux; il peut être beaucoup simplifié si on remplace la chaînette théorique par la parabole correspondante. Dans ce but, développons en série le second membre de la relation (2) en nous arrêtant aux termes du second ordre des développements; on a sensiblement

$$(15) \quad y = h \left[\frac{(x-x_0)^2}{2h^2} - \frac{x_0^2}{2h^2} \right] = \frac{x^2}{2h} - \frac{xx_0}{h}.$$

Pour $y=b$, on a, avec la même approximation

$$(16) \quad b = \frac{a^2}{2h} - \frac{ax_0}{h}.$$

Éliminons x_0 entre (15) et (16), on obtient l'équation de la courbe en fonction du paramètre h et des coordonnées du point B

$$(17) \quad y = \frac{x^2}{2h} - x \left(\frac{a}{2h} - \frac{b}{a} \right).$$

C'est l'équation de la parabole qui, en première approximation, remplace la chaînette théorique. Cette équation permettrait de construire rapidement la courbe par points.

Le coefficient angulaire de la tangente en un point de cette parabole déduit de (17) a pour expression

$$(18) \quad \frac{dy}{dx} = \frac{x}{h} - \left(\frac{a}{2h} - \frac{b}{a} \right).$$

Pour le point P, la tangente est parallèle à la droite AB, son coefficient angulaire en ce point est donc égal à $\frac{b}{a}$.

L'abscisse correspondante se déduit de (18), en égalant le second membre à $\frac{b}{a}$; d'où l'on tire

$$(19) \quad x = \frac{a}{2}.$$

Le point le plus bas P est ainsi au milieu de la portée, résultat qui se déduit ordinairement directement des propriétés connues de la parabole.

La flèche f en ce point est ainsi égale à la moitié de la dénivellation b moins l'ordonnée correspondant à l'abscisse $\frac{a}{2}$, d'où

$$(20) \quad f = \frac{b}{2} - \left[\frac{a^2}{8h} - \frac{a}{2} \left(\frac{a}{2h} - \frac{b}{a} \right) \right] = \frac{a^2}{8h}.$$

Cette flèche étant indépendante de la dénivellation est égale, en première approximation, à celle que l'on obtient pour une portée a dont les supports sont au même niveau.

Si le terrain est horizontal, la flèche à envisager est la flèche f mesurée à partir de l'horizontale.

En remarquant que le point le plus bas Q correspond à l'ordonnée de la parabole pour l'abscisse $x = x_0$, on a immédiatement en valeur absolue, en remplaçant x par x_0 dans (15),

$$(21) \quad f_0 = \frac{x_0^2}{2h},$$

ou encore en éliminant x_0 entre (16) et (21),

$$(22) \quad f_0 = \frac{h}{2} \left(\frac{a}{2h} - \frac{b}{a} \right)^2 = \frac{a^2}{8h} \left(1 - \frac{2bh}{a^2} \right)^2,$$

ou enfin, en tenant compte de (20),

$$(23) \quad f_0 = f \left(1 - \frac{b}{4f} \right).$$

Dans le cas où la dénivellation est nulle, c'est-à-dire lorsque $b=0$, les deux flèches f et f_0 sont donc égales: les points P et Q sont alors eux-mêmes confondus au milieu de la portée.

Suivant l'importance de la dénivellation des appuis et suivant la tension du fil, le point Q s'éloigne à une distance plus ou moins importante de P, dont l'abscisse est constamment égale à $\frac{a}{2}$, aux approximations admises.

Si le fil est peu tendu ou si la dénivellation est peu importante, on a la forme de courbe 1 représentée sur la figure 123. Au fur et à mesure que la tension ou la dénivellation augmente, la flèche f_0 diminue ainsi que le montre l'équation (23). Cette flèche s'annule

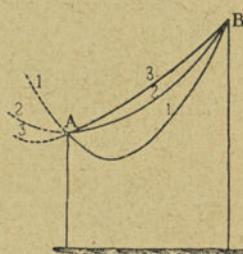


Fig. 123. — Types de Courbes d'équilibre possibles.

Courbe 1 : point à tangente horizontale situé entre A et B ; courbe 2 : point à tangente horizontale situé en A ; courbe 3 : point à tangente horizontale situé à gauche de A.

pour $1 - \frac{b}{4f} = 0$; le point Q correspondant est en A, et l'on a la courbe 2 de la même figure. Si l'on augmente encore ou la dénivellation, ou la tension, le point Q passe à gauche de A ; on a la forme de courbe 3, et le point le plus bas de la portée AB par rapport à un sol horizontal est le point fixe A lui-même.

Pour reconnaître laquelle de ces trois formes de courbes est à envisager, il suffit donc de calculer l'expression $1 - \frac{b}{4f}$. Si

cette expression est positive, la courbe du fil est de la forme 1 ; si elle est nulle, on a la forme 2 ; enfin, si elle est négative, on a la forme 3.

3. Formules pratiques déduites des formules théoriques précédentes. — En vue des applications, nous transformerons tout d'abord ces équations, en particulier en substituant au paramètre h l'expression approchée $\frac{T}{p}$, en désignant par T la contrainte au point Q d'abscisse x_0 et par p le poids de l'unité de longueur du fil supposé avoir une section de 1mm^2 .

L'expression de la longueur l du fil devient alors

$$(24) \quad l = a_0 \left[1 + \frac{a^2 \cos^2 \gamma p^2}{24 T^2} \right],$$

et les expressions des flèches f et f_0 se transforment dans les suivantes :

$$(25) \quad f = \frac{a^2 p}{8T},$$

$$(26) \quad f_0 = \frac{a^2 p}{8T} \left(1 - \frac{2bT}{a^2 p}\right)^2 = f \left(1 - \frac{b}{4f}\right)^2.$$

La contrainte T est celle du point Q. La contrainte au point B qui est évidemment la contrainte maximum est égale, d'après les propriétés bien connues de la chaînette, à celle du point Q majorée de la tension due au poids d'un fil de longueur $f_0 + b$. Désignons par T_B cette contrainte, on a ainsi

$$(27) \quad T_B = T + p(f_0 + b).$$

Il est intéressant de connaître l'angle que fait la courbe aux points A et B. Cet angle se déterminera aisément en calculant sa tangente trigonométrique d'après l'équation (17).

Au point A, on a, en faisant $x=0$ dans (18), et en remplaçant encore h par $\frac{T}{p}$,

$$(28) \quad \frac{dy}{dx} = \frac{b}{a} - \frac{ap}{2T} = \frac{b}{a} - \frac{4f}{a} = \frac{b}{a} \left(1 - \frac{4f}{b}\right).$$

Au point B, on a de même, en faisant $x=a$ dans (18),

$$(29) \quad \frac{dy}{dx} = \frac{b}{a} + \frac{ap}{2T} = \frac{b}{a} + \frac{4f}{a} = \frac{b}{a} \left(1 + \frac{4f}{b}\right).$$

Quand la dénivellation est nulle, $b=0$, les deux angles en A et en B sont égaux et de signes contraires; la valeur absolue de leur tangente a alors pour expression

$$\frac{dy}{dx} = \frac{4f}{a}.$$

Pour un point quelconque de la courbe, la tangente trigonométrique a pour expression, en transformant la relation (18) par l'élimination du paramètre h ,

$$(30) \quad \frac{dy}{dx} = \left(x - \frac{a}{2}\right) \frac{p}{T} + \frac{b}{a}$$

Inversement, si l'on se donne l'angle δ que fait la tangente en un point, on déterminera aisément l'abscisse correspondante par la formule (30) qui donne, en tirant x ,

$$(30 \text{ bis}) \quad x = \frac{a}{2} + \frac{T}{p} (\text{tang } \delta - \text{tang } \gamma).$$

On aura enfin l'ordonnée du point correspondant de la courbe, en introduisant la valeur de x ainsi obtenue dans l'équation de cette courbe.

Il faut connaître encore la réaction du fil sur les appuis, que nous supposons encore rapportée à un fil de 1 mm^2 de section.

En vertu de l'équilibre des forces appliquées au fil, les réactions horizontales sont égales et opposées pour les deux appuis. Leur valeur commune est évidemment égale à la traction T au point Q du fil pour lequel la tangente est horizontale. Cette propriété subsiste même lorsqu'on se trouve dans le cas des courbes 3 de la figure 123, où le point à tangente horizontale est situé au delà du support A.

On peut démontrer aisément cette propriété, en se basant sur les formules exactes de la chaînette données plus haut. Par exemple pour le support A, la traction T_A en ce point est égale à $T + py_0$, d'où en tirant de (2) la valeur de y_0 correspondant à l'abscisse $x = x_0$,

$$(31) \quad T_A = T - ph \left(1 - \cosh \frac{x_0}{h} \right)$$

ou comme T est lui-même égal en première approximation à ph

$$(32) \quad T_A = ph \cosh \frac{x_0}{h}.$$

La réaction horizontale T'_A du support A est égale à $T_A \cos \alpha$, en désignant par α l'angle de la tangente à la chaînette en ce point. Cet angle a pour tangente trigonométrique la valeur de $\frac{dy}{dx}$ pour $x=0$; d'où, d'après (2)

$$(33) \quad \text{tang } \alpha = \sinh \frac{x_0}{h}.$$

L'expression de T'_A devient donc

$$(34) \quad T'_A = ph \frac{\cosh \frac{X_0}{h}}{\sqrt{1 + \sinh^2 \frac{X_0}{h}}} = ph = T.$$

On obtiendrait la même valeur en calculant la réaction horizontale T'_B du support B.

Les réactions verticales (1) ont, par contre, des valeurs différentes aux deux appuis. Sans calculs, on peut entrevoir que, dans chaque partie de la courbe de part et d'autre du point à tangente horizontale, les forces sont en équilibre, de sorte que chaque appui supporte verticalement le poids de la partie de la courbe comprise entre ce point à tangente horizontale et l'appui considéré.

Cette propriété peut aussi se démontrer très facilement, en partant encore des formules générales données plus haut.

Par exemple, pour le point A, la réaction verticale T''_A a pour expression

$$(35) \quad T''_A = T'_A \operatorname{tang} \alpha,$$

ou, en tenant compte de (33) et de (34), on a aussi

$$(36) \quad T''_A = ph \sinh \frac{X_0}{h}.$$

D'après (5), l'expression $h \sinh \frac{X_0}{h}$ n'est pas autre chose que la longueur l_A du segment de chaînette AO (voir fig. 120).

La réaction verticale T''_B du support B aurait de même pour expression

$$(37) \quad T''_B = ph \sinh \frac{a - X_0}{h},$$

où $h \sinh \frac{a - X_0}{h}$ représente la longueur l_B du segment de chaînette OB.

(1) Nous considérons les réactions verticales; mais il est bien évident que dans le cas général où le plan de la chaînette est incliné, le calcul que nous donnons ici correspond aux réactions dans le plan de la chaînette, l'angle de dénivellation étant supposé le même.

On vérifie ainsi que la somme des réactions verticales $T''_A + T''_B$ est égale au poids total de la chaînette pl .

Développons en séries les expressions (36) et (37). On a, en s'arrêtant aux termes principaux de ces développements

$$(36 \text{ bis}) \quad T''_A = px_0 + \frac{ph}{3!} \left(\frac{x_0}{h} \right)^3,$$

$$(37 \text{ bis}) \quad T''_B = p(a-x_0) + \frac{ph}{3!} \left(\frac{a-x_0}{h} \right)^3,$$

ou encore, en s'arrêtant au premier terme,

$$(36 \text{ ter}) \quad T''_A = px_0,$$

$$(37 \text{ ter}) \quad T''_B = p(a-x_0).$$

En éliminant dans les expressions (36 bis) et (37 bis) x_0 déduit de la valeur approchée (16), on a

$$(38) \quad \left\{ \begin{array}{l} T''_A = p \left(\frac{a}{2} - \frac{T}{p} \operatorname{tang} \gamma \right) = px_0, \\ T''_B = p \left(\frac{a}{2} + \frac{T}{p} \operatorname{tang} \gamma \right) = p(a-x_0). \end{array} \right.$$

Cette approximation revient donc à remplacer le poids propre du fil par celui qui correspond à un fil de longueur a . Elle permet de fixer la position du point de la portée où la tangente est horizontale. Ce point se trouve à l'abscisse x_0 qui a pour expression, d'après (38),

$$(39) \quad x_0 = \frac{a}{2} - \frac{T}{p} \operatorname{tang} \gamma.$$

Dans le cas simple où la dénivellation est nulle ($\gamma=0$), les deux réactions sont égales; elles ont chacune pour valeur la moitié du poids du fil. Ici, au contraire, le point A est partiellement déchargé au détriment du point B.

A mesure que la contrainte T et l'angle γ croissent, la réaction T_A diminue; elle devient nulle pour

$$pa = 2T \operatorname{tang} \gamma.$$

En augmentant encore T ou γ , on obtient un relèvement au

point A. Les trois cas possibles : réaction en A positive, nulle et négative correspondent aux trois types de courbes 1, 2 et 3 que l'on a déjà indiquées et qui sont représentées sur la figure 123. Dans les applications, il sera nécessaire de vérifier lequel de ces trois cas est réalisé, car la réaction négative au point d'appui le plus bas peut causer des relèvements d'isolateurs, particulièrement quand ceux-ci sont du type à chaînes comme on les utilise pour les lignes à haute tension électrique.

4. Équation générale du changement d'état du fil; cas des supports à des niveaux différents. — Désignons par :

α , le coefficient de dilatation du métal;

E , son module d'élasticité en $\text{kg} : \text{mm}^2$;

θ , T et p_0 la température en degrés centésimaux, la contrainte en kilogrammes par mm^2 et le poids spécifique en kilogrammes par mètre du fil (poids réel) et par mm^2 pour un premier état de température et de charge de la portée;

θ' , T' et p' les mêmes grandeurs pour un second état de la portée;

l et l' les longueurs du fil respectivement dans ces deux états (en mètres).

Et proposons-nous d'établir l'équation du changement d'état

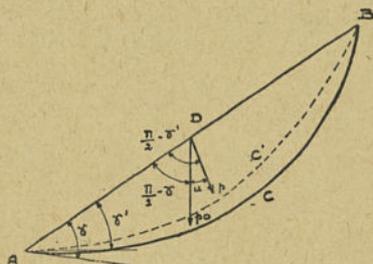


Fig. 124. — Représentation de la variation de l'angle γ avec l'inclinaison de la chaînette.

permettant de déterminer T' , connaissant les caractéristiques θ , T et p du premier état et θ' et p' du second état.

Il faut observer tout d'abord que l'angle γ est modifié sous l'influence du vent qui donne au plan de la chaînette un angle d'in-

clinaison u par rapport au plan vertical initial. Sous l'influence du vent, la projection a dans le plan de la chaînette est aussi modifiée, ainsi que nous allons le voir.

Considérons (fig. 124) deux positions de la chaînette : la position ACB sans vent et la position AC'B avec vent.

Si l'on suppose que le vent exerce un effort normal au plan vertical ACB, le poids p , résultant du poids réel p_0 et du poids fictif dû au vent, est dans un plan vertical normal au plan ABC, lui-même vertical.

On réalise ainsi en D un trièdre dont les angles des faces sont respectivement $\frac{\pi}{2} - \gamma$, $\frac{\pi}{2} - \gamma'$, u .

En remarquant que ce trièdre est rectangle, puisque les faces d'angle $\frac{\pi}{2} - \gamma$ et u sont perpendiculaires, on obtient par les formules de la trigonométrie sphérique, la relation suivante :

$$(40) \quad \sin \gamma' = \sin \gamma \cos u,$$

ou, puisque,

$$\cos u = \frac{1}{m},$$

on a aussi

$$(41) \quad m \sin \gamma' = \sin \gamma.$$

Les projections a et b de la chaînette ACB deviennent a' et b' pour la chaînette AC'B; et on a :

$$a' = AB \cos \gamma'$$

et

$$a = AB \cos \gamma,$$

d'où

$$(42) \quad a' = a \frac{\cos \gamma'}{\cos \gamma}.$$

De même

$$(43) \quad b' = b \frac{\sin \gamma'}{\sin \gamma} = \frac{b}{m}.$$

L'allongement $l' - l$ résulte de l'influence d'un changement de température, et de l'influence d'un changement de traction. Cette

dernière augmente à partir du point le plus bas de la portée jusqu'au point d'appui supérieur; en première approximation, on peut considérer une traction moyenne prise au milieu de la portée. La tangente en ce point à la courbe d'équilibre étant parallèle à la droite joignant les appuis, les contraintes moyennes T_m et T'_m correspondant respectivement aux contraintes horizontales T et T' ont pour expression

$$(44) \quad T_m = \frac{T}{\cos \gamma}$$

$$(45) \quad T'_m = \frac{T'}{\cos \gamma'}$$

L'allongement total $l'-l$ résultant d'une variation de température $\theta' - \theta$ et d'une variation de contrainte moyenne $T'_m - T_m$ peut ainsi s'écrire

$$(46) \quad l' - l = l\alpha(\theta' - \theta) + l \frac{T'_m - T_m}{E}$$

D'autre part, cet allongement se déduit de (24) qui s'écrit sous sa forme généralisée suivante, en désignant par p_0 et par p les poids spécifiques pour les tractions T et T'

$$(47) \quad l' - l = a_0 \left[1 + \frac{a'^2 p^2}{24 T_m'^2} \right] - a_0 \left[1 + \frac{a^2 p_0^2}{24 T_m^2} \right],$$

ou

$$(48) \quad l' - l = \frac{a_0 a^2 p_0^2}{24} \left(\frac{m'^2}{T_m'^2} - \frac{1}{T_m^2} \right),$$

en posant

$$(49) \quad m' = m \frac{\cos \gamma'}{\cos \gamma}$$

En égalant les seconds membres de (46) et (48) et en divisant tous les termes de la nouvelle expression par l ou par sa valeur approchée a_0 , on obtient l'équation de changement d'état

$$(50) \quad \alpha(\theta' - \theta) = \frac{a^2 p_0^2}{24} \left(\frac{m'^2}{T_m'^2} - \frac{1}{T_m^2} \right) - \frac{T'_m - T_m}{E}$$

qui a la même forme que celle qui a été établie pour le cas des fils dont les points d'appui sont au même niveau.

Dans les applications, il suffit de se rappeler que la portée réelle doit être remplacée par sa projection horizontale a ; que le coefficient de majoration m du poids spécifique sous l'influence du vent doit prendre la valeur

$$(51) \quad m' = m \frac{\cos \gamma'}{\cos \gamma} = m \frac{\sqrt{1 - \frac{\sin^2 \gamma}{m^2}}}{\cos \gamma},$$

enfin que les contraintes indiquées dans cette formule sont des contraintes moyennes correspondant à l'élément tangent à la droite joignant les appuis.

Les flèches f et f_0 en fonction de cette contrainte moyenne se déduisent immédiatement des formules (25) et (26), on a ainsi :

Pour le régime sans vent :

$$(52) \quad f = \frac{a^2 p_0}{8 T_m \cos \gamma}$$

$$(53) \quad f_0 = \frac{a^2 p_0}{8 T_m \cos \gamma} \left(1 - \frac{2b T_m \cos \gamma}{a^2 p_0} \right)^2 = f \left(1 - \frac{b}{4f} \right)$$

et pour le régime avec vent :

$$(54) \quad f' = \frac{a^2 p_0 m}{8 T_m \cos \gamma} = \frac{a^2 p_0 m'}{8 T_m \cos \gamma}$$

$$(55) \quad f'_0 = f' \left(1 - \frac{b'}{4f'} \right)^2 = f \left(1 - \frac{b}{4mf} \right)^2.$$

Le calcul peut donc être exécuté complètement au moyen des abaques de M. Blondel, à condition toutefois d'effectuer quelques calculs complémentaires.

5. Calcul mécanique des conducteurs dans le cas d'une ligne libre de jouer sur ses supports. — Lorsque les fils d'une ligne ne sont pas arrêtés sur les isolateurs mais libres de glisser dans toute l'étendue d'un canton comprenant plusieurs travées, les tensions s'égalisent à tous les régimes dans toutes les portées ainsi solida-

risées, tout au moins tant que les forces de frottement qui s'opposent au glissement ne sont pas trop importantes.

Ce cas est approximativement réalisé aussi pour les lignes suspendues si on néglige l'action des chaînes de suspension.

Dans ces conditions, le calcul pour le canton considéré peut être limité à celui d'une portée fictive permettant de déduire les contraintes suivant le procédé ordinaire.

Soit plusieurs travées solidaires comprises entre deux supports extrêmes d'arrêt des conducteurs, a_1, a_2, a_3, \dots , dont les contraintes seront susceptibles de rester égales.

L'équation générale du changement d'état de l'ensemble du canton obtenue en faisant la somme des équations du changement d'état de chaque travée a pour expression

$$(1) \quad \Sigma(l' - l) = \frac{1}{24} \left(\frac{p'^2}{T'^2} - \frac{p^2}{T^2} \right) \Sigma a^3 = \left[\alpha(\theta' - \theta) + \frac{T' - T}{E} \right] \Sigma a$$

avec

$$\Sigma a^3 = a_1^3 + a_2^3 + \dots,$$

$$\Sigma a = a_1 + a_2 + \dots;$$

d'où

$$(2) \quad \alpha(\theta' - \theta) = \frac{1}{24} \left[\frac{p'^2}{T'^2} - \frac{p^2}{T^2} \right] \frac{\Sigma a^3}{\Sigma a} - \frac{T' - T}{E}.$$

Cette équation peut être ramenée à celle qui s'applique à une travée unique, en posant

$$(3) \quad A^2 = \frac{\Sigma a^3}{\Sigma a}.$$

Il suffit donc d'envisager une portée fictive A définie par

$$(4) \quad A = \sqrt{\frac{\Sigma a^3}{\Sigma a}}$$

et d'appliquer les régimes extrêmes d'été et d'hiver à cette portée, pour déduire par les abaques la contrainte commune de chaque hypothèse.

La flèche maximum s'obtiendra en calculant par le même moyen la contrainte pour la température maximum; il suffira ensuite pour chaque portée réellè de lire la flèche correspondante à l'intersection de la courbe de la contrainte obtenue avec l'abscisse donnant la portée envisagée. Normalement, d'ailleurs à la plus grande portée correspondra la plus grande flèche, et il suffira souvent de faire la vérification de la hauteur des supports pour cette portée optimum.

M. Blondel a traité l'exemple suivant. Soit, entre deux poteaux d'arrêt, 4 travées pouvant jouer librement sur les 3 poteaux intermédiaires. Soit 30, 70, 40 et 10 mètres les longueurs de ces travées, constituées par des conducteurs en fil de cuivre de 40/10 millimètres de diamètre.

On a

$$\frac{\Sigma a^3}{\Sigma a} = 2900 \text{ m}^2, \text{ et } A = 54 \text{ mètres.}$$

Raisonnons sur cette portée A .

1^{re} hypothèse. — Vent de 120 kg : m², température +15°C.

Portée fictive $m_1 A = 2,76 \times 54 = 150$ mètres.

En admettant une contrainte maximum de 15 kg : mm², l'abaque donne la contrainte de pose correspondante T_0 à +15° C.

$$T_0 = 11,5 \text{ kg : mm}^2.$$

2^{me} hypothèse. — Vent de 30 kg : m², température -10° C.

Portée fictive $m_2 A = 1,19 \times 54 = 64$ mètres.

Si la contrainte maximum est admise égale à 15 kg : mm², l'abaque donne la contrainte de pose T'_0 à +15° C.,

$$T'_0 = 9,7 \text{ kg : mm}^2.$$

Nous adopterons donc comme contrainte de pose la valeur 9,7 kg : mm².

3^{me} hypothèse. — Vent nul, température maximum +50° C.

L'abaque donne pour une portée de 54 m. une contrainte commune correspondante de 5 kg : mm², correspondant pour la portée maximum de 70 mètres à une flèche maximum égale à 1,10 m.

6. Calcul des très longues portées (Percy H. Thomas). — Lorsque la portée à étudier est très grande, on n'a plus le droit d'assimiler la chaînette à une parabole, et le calcul doit être effectué en appliquant les formules exactes. La méthode la plus simple en partie algébrique, en partie graphique est celle de Percy H. Thomas, dont on va exposer le principe.

Désignons par :

T_A la contrainte au point d'attache du conducteur, qui ne peut plus être assimilée à la contrainte T au milieu de la portée;

a la portée elle-même;

l la longueur de la chaînette;

f la flèche.

Ces diverses grandeurs se déduisent des relations exactes suivantes que l'on a déjà données sous des formes différentes :

$$(1) \quad T_A = T \cosh \frac{ap}{2T}$$

$$(2) \quad l = \frac{2T}{\rho} \sinh \frac{ap}{2T}$$

$$(3) \quad f = \frac{T}{\rho} \left(\cosh \frac{ap}{2T} - 1 \right).$$

L'équation générale du changement d'état sous l'influence d'une variation de température $\theta' - \theta$, et d'une variation de surcharge de p à p' , devient alors

$$(4) \quad l' = l \left[1 + \alpha(\theta' - \theta) + \frac{T_A' - T_A}{E} \right].$$

Transformons tout d'abord cette équation, en posant

$$(5) \quad \tau = \frac{T}{ap},$$

$$(6) \quad \tau_A = \frac{T_A}{ap},$$

$$(7) \quad \lambda = \frac{l}{a},$$

$$(8) \quad \varphi = \frac{f}{a}.$$

Les relations de définition (1), (2) et (3) prennent alors la forme suivante, dite *forme réduite*,

$$(1 \text{ bis}) \quad \tau_A = \tau \cosh \frac{1}{2\tau},$$

$$(2 \text{ bis}) \quad \lambda = 2\tau \sinh \frac{1}{2\tau},$$

$$(3 \text{ bis}) \quad \varphi = \tau \left(\cosh \frac{1}{2\tau} - 1 \right).$$

L'équation générale (4) de changement d'état prend ainsi la forme réduite correspondante.

$$(4 \text{ bis}) \quad \lambda' = \lambda \left[1 + \alpha(\theta' - \theta) + \frac{T_A' - T_A}{E} \right].$$

Thomas a établi un abaque auxiliaire formé de deux courbes représentant les fonctions λ (τ_A) et φ (τ_A), les valeurs de τ_A étant portées en ordonnées et celles de λ et de φ en abscisses, ainsi qu'on l'a indiqué sur la figure 125.

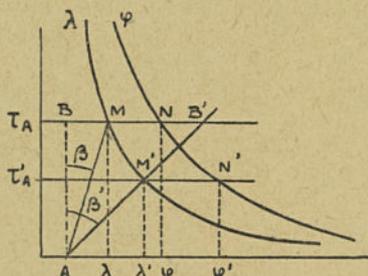


Fig. 125. — Principe de l'abaque de Percy H. Thomas.

Supposons données T_A , m et θ correspondant à un premier régime et m' et θ' correspondant à un second régime, et calculons la contrainte T_A' dans ce second régime.

On calcule tout d'abord la contrainte réduite τ_A par la formule (6); puis menant sur l'abaque l'horizontale correspondant à cette valeur,

son intersection M avec la courbe des longueurs donne la longueur réduite λ , et son intersection N avec la courbe des flèches donne la flèche réduite φ .

On calcule ensuite l'expression $\lambda \frac{T_A}{E}$ que l'on reporte sur l'axe des abscisses à partir de λ vers la gauche, d'où le point A d'abscisse $\lambda \left(1 - \frac{T_A}{E} \right)$.

Le calcul de $\lambda \frac{T_A}{E}$ ne peut être effectué directement puisque l'on ne connaît pas la contrainte T_A' . On tourne la difficulté de la façon suivante. Joignant A à M , on voit que cette droite forme avec la verticale AB l'angle β défini par la relation

$$(9) \quad \text{tang } \beta = \frac{\lambda \frac{T_A}{E}}{\tau_A} = \frac{\lambda a p}{E}.$$

La droite AM' correspondant à la contrainte réduite τ'_A fera avec la verticale l'angle β' défini par la relation

$$(10) \quad \text{tang } \beta' = \frac{\lambda \frac{T'_A}{E}}{\tau'_A} = \frac{\lambda a p'}{E},$$

qui peut être construit à partir de M, en remarquant que l'on doit avoir sur l'horizontale BB'

$$\frac{BB'}{BM} = \frac{p'}{p} = \frac{m}{m'},$$

m' et m étant les coefficients de majoration correspondant respectivement à p' et à p .

Ayant ainsi déterminé B' on mène AB' qui donne par son intersection avec la courbe λ le point M' dont l'abscisse correspond à $\lambda \frac{T'_A - T_A}{E}$, et l'ordonnée τ'_A à la contrainte réduite due à la valeur p' du poids spécifique p .

On tient compte, enfin, de la variation de température en déplaçant la droite AM' parallèlement à elle-même de la distance horizontale $\lambda \alpha (\theta' - \theta)$ vers la droite s'il s'agit d'une valeur positive et vers la gauche s'il s'agit d'une valeur négative, et en fixant la nouvelle position du point M'.

La flèche réduite φ' s'obtient en déterminant pour τ'_A l'abscisse φ' de la courbe φ .

On calcule enfin les valeurs réelles de T''_A et de f'' par les deux formules suivantes :

$$(11) \quad T''_A = \tau'_A a p'$$

$$(12) \quad f'' = \varphi' a.$$

La figure 126 donne, en réduction l'abaque de Thomas; en réalité, pour augmenter la précision, on a tracé trois séries de courbes avec des échelles différentes, qui sont utilisées suivant les valeurs de τ .

Nous appliquerons cet abaque à un exemple. Considérons le cas d'un

ABACUS UNIVERSEL DE THOMAS
 POUR LA DÉTERMINATION DES TENSIONS ET DES FLÉCHES DANS LES CONDUCTEURS AÉRIENS

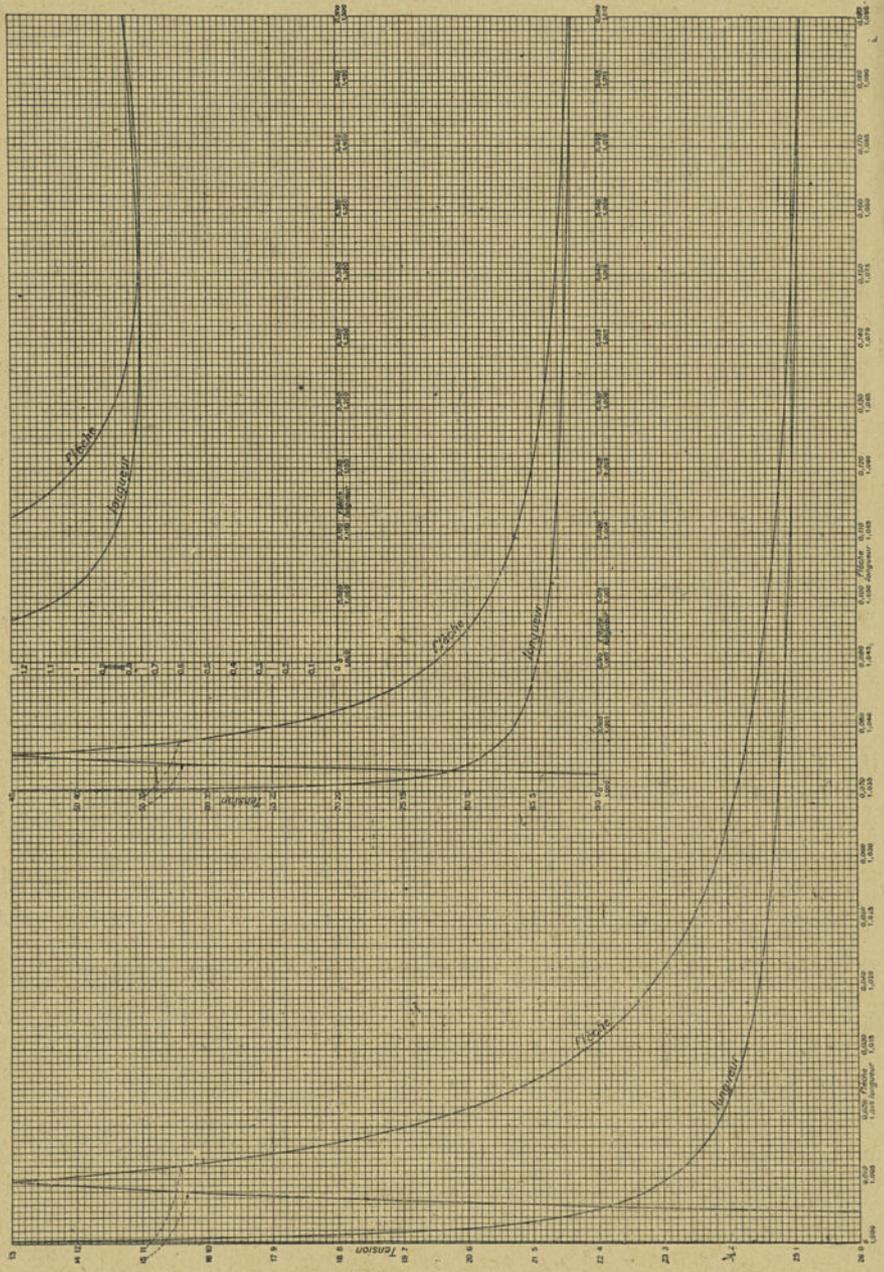


Fig. 126. — Réduction de l'abaque Percy H. Thomas.

câble de cuivre de 116 mm^2 composé de 19 brins de 2,79 mm. de diamètre ; diamètre du câble 14 mm. ; poids par mètre 1,09 kg. Portée 750 m.

Poids spécifique apparent sans surcharge,

$$\rho = \frac{1,09}{116} = 0,0094 : \text{cm}^3.$$

Surcharge due au vent pour un vent de $120 \text{ kg} : \text{m}^2$,

$$0,014 \times 0,60 \times 120 \times 1 = 1,006 \text{ kg} : \text{m}.$$

Coefficient de majoration,

$$m = \frac{\sqrt{1,09^2 + 1,006^2}}{1,09} = 1,33.$$

Supposons que la pose se fasse à $9 \text{ kg} : \text{mm}^2$ à la température $+15^\circ \text{C}.$, et déterminons la contrainte à $+15^\circ \text{C}.$ et pour le vent de $120 \text{ kg} : \text{m}^2$.

Contrainte de pose réduite

$$\tau_A = \frac{9}{750 \times 0,094} = 1,276.$$

Longueur réduite d'après l'abaque,

$$\lambda = 1,0312,$$

flèche réduite d'après l'abaque,

$$\varphi = 0,1086$$

d'où flèche réelle

$$f = 0,1086 \times 750 = 81,45 \text{ m}.$$

$$\lambda \frac{T_A}{E} = 1,0312 \frac{9}{12650} = 0,00735$$

$$\lambda - \lambda \frac{T_A}{E} = 1,0312 - 0,00735 = 1,02385$$

$$BM = 0,00735$$

$$BB' = 0,00735 \times 1,33 = 0,00977$$

$$\tau'_A = 1,24$$

$$\varphi' = 0,1126$$

$$T'_A = 1,24 \times 750 \times 0,0094 \times 1,33 = 11,626 \text{ kg} : \text{mm}^2$$

$$f' = 0,1126 \times 750 = 84,45 \text{ m}.$$

Calculons encore la flèche sans vent à $+45^\circ \text{C}.$; on a

$$\lambda \alpha (\theta' - \theta) = 1,0312 \times 16,5 \times 10^{-6} \times 30 = 0,00512$$

$$\lambda + \lambda (\theta' - \theta) = 1,0312 + 0,00512 = 1,03632 ;$$

d'où

$$\tau'_A = 1,2$$

$$\varphi'_A = 0,1174$$

d'où en fin

$$T'_A = 1,2 \times 750 \times 0,0094 = 8,46 \text{ kg} : \text{mm}^2$$

$$f'' = 0,1174 \times 750 = 88,05 \text{ m.}$$

L'application de cet abaque est naturellement plus laborieuse que celle des abaques de M. Blondel; elle doit donc être réservée à l'étude des portées exceptionnelles.

7. Considérations sur la précision des calculs mécaniques des conducteurs. — On a souvent poussé très loin la précision des calculs mécaniques des conducteurs, oubliant qu'il s'agit en définitive de calculs de vérification de la résistance mécanique des matériaux, et non de spéculations théoriques, oubliant aussi que ces calculs effectués même par les méthodes les plus précises, sont basés sur des hypothèses simplificatrices admises plus ou moins implicitement et qu'il nous paraît utile de rappeler.

1. On admet que les conducteurs sont parfaitement flexibles, c'est-à-dire qu'ils épousent rigoureusement la chaînette théorique d'un fil infiniment fin. Au contraire, la chaînette pratique est déformée principalement aux points d'attache, qui constituent des encastremements; cette déformation a pour effet de réduire la portée théorique. La portée est d'ailleurs incertaine quand les conducteurs sont ancrés au moyen d'isolateurs de suspension; on néglige, en effet, en général dans ce cas l'influence des isolateurs et on raisonne comme si la portée était assimilée à la distance entre les axes des pylones.

2. On admet que les portées sont rigoureusement fixes, ce qui n'est cependant pas toujours réalisé, en raison du balancement des chaînes d'isolateurs ou de la flexion des supports.

3. On admet que le module d'Young E des conducteurs est constant pour un métal donné, alors que sa valeur varie dans des limites importantes suivant le traitement subi par le métal. Par exemple, ce module est égal à 10.000 kg : mm² pour le cuivre recuit et à 12.500 à 13.000 kg : mm² pour le cuivre dur; les écarts sont encore plus importants pour les conducteurs bimétalliques. On constate même des variations assez importantes de la constante E pour des mesures effectuées sur des câbles ayant cependant subi un traitement identique.

4. Les coefficients d'allongement sous l'influence de la température ne présentent pas non plus une constance rigoureuse; la valeur admise varie d'ailleurs suivant les auteurs.

5. On calcule généralement l'allongement d'un conducteur sous l'influence d'une contrainte donnée comme si celle-ci était la même pour tout élément ds de la chaînette. Or, dans les méthodes indiquées par M. Blondel, on considère la contrainte qui correspond au milieu de la portée; tandis que, dans d'autres méthodes (Thomas), on considère, au contraire, la contrainte aux points d'attache.

6. On suppose constant le poids spécifique des conducteurs, que ceux-ci soient pleins ou câblés. Or, si l'on détermine ce poids spécifique pour les câbles, en se basant sur leur poids par unité de longueur et sur leur section nette, égale à la somme des sections normales des brins composants, on trouve une valeur supérieure de quelques pour cent à la valeur théorique qui est pour le cuivre de $0,0089 \text{ kg} : \text{cm}^3$. Il en résulte, en particulier, pour une même contrainte, une flèche supérieure à celle qui est obtenue par les abaques de M. Blondel.

Si l'on admet que le conducteur câblé se comporte comme l'ensemble des conducteurs pleins composant le câble, on peut tourner la difficulté, en considérant que la majoration du poids spécifique réel correspond à une surcharge verticale. Soit m_0 le rapport entre ces deux poids spécifiques apparent et réel, la portée a devrait être remplacée par $m_0 a$ dans les régimes sans vent et par ma dans les régimes avec vent. Ces coefficients m_0 et m sont définis par les relations suivantes :

$$(1) \quad m_0 = \frac{p_0}{\omega s},$$

$$(2) \quad m = \frac{\sqrt{p_0^2 + p_v^2}}{\omega s} = m_0 \frac{\sqrt{p_0^2 + p_v^2}}{p_0},$$

où p_0 est le poids de l'unité de longueur du câble, p_v l'effort du vent sur la même longueur, ωs le poids de l'unité de longueur de la somme des brins composant le câble, et supposés non enroulés.

Dans ces conditions, la flèche a pour expression, en première approximation :

sans vent,

$$(3) \quad f = \frac{m_0 \varpi a^2}{8 T},$$

et avec vent,

$$(4) \quad f = \frac{m \varpi a^2}{8 T}.$$

7. Théoriquement, le poids spécifique des conducteurs change aussi avec les variations de température, avec l'allongement dû à un effort de traction, enfin avec la composition et le traitement du métal.

8. Le réglage des conducteurs ne se fait pas non plus avec toute la précision nécessaire, surtout lorsque ces conducteurs ne sont pas arrêtés à chaque support. On a montré, en effet, que, dans ces conditions, il est nécessaire d'effectuer le réglage en se basant non sur la valeur réelle de la portée, mais sur une portée fictive A ayant pour valeur, en première approximation, en fonction des portées réelles suivantes entre les ancrages, $a_1, a_2, a_3, \dots, a_n$

$$(5) \quad A = \sqrt{\frac{a_1^3 + a_2^3 + a_3^3 + \dots + a_n^3}{a_1 + a_2 + a_3 + \dots + a_n}}.$$

Les exécutants n'ont généralement pas l'attention attirée sur ce point très important; d'ailleurs la plupart du temps, ils seraient fort empruntés pour calculer l'expression ci-dessus, si les bureaux d'étude ne leur préparaient le travail.

Les hypothèses simplificatrices que nous avons résumées ci-dessus sont, sauf de rares exceptions, de l'ordre de grandeur de celles que l'on a coutume de faire dans les calculs habituels de la résistance des matériaux. Elles montrent bien qu'il est illusoire généralement de rechercher une précision très élevée au moyen de formules exactes, puisque la valeur des constantes est incertaine, puisque les calculs sont souvent exécutés au moyen de la règle ou de graphiques auxiliaires, puisque, enfin, l'exécution des travaux ne peut jamais être parfaite.

La sécurité, à notre avis, doit bien plutôt être recherchée dans

l'adoption de coefficients de sécurité un peu plus élevés que les minima imposés.

Toutefois, en ce qui concerne la précision des calculs effectués par les abaques de M. Blondel, à notre avis les plus rapides et les plus simples, nous remarquerons que l'erreur faite en assimilant dans la [formule générale la longueur de la chaînette à la portée ne dépasse pas 1 pour cent tant que la portée reste inférieure à la valeur limite X_1 définie par (1)

$$(6) \quad X_1 = 0,69 \frac{T}{m \sigma} .$$

Mais M. Blondel utilise ses abaques pour des portées supérieures à cette première limite, en introduisant un certain facteur de correction. En utilisant les premiers termes du développement en séries de la chaînette, on peut, en effet, établir l'équation suivante de seconde approximation, où m_1 , T_1 et θ_1 correspondent à un premier régime supposé connu et m_2 , T_2 et θ_2 à un second régime dont on donne m_2 et θ_2 , et pour lequel on calcule T_2 ,

$$(7) \quad T_2^3 + T_2^2 \left[\frac{m_1^2 \sigma^2 a^2 E}{24 l_1^2 + m_1^2 \sigma^2 a^2} + \alpha(\theta_2 - \theta_1)E - T_1 \right] = \frac{m_2^2 \sigma^2 a^2 T_1^2 E}{24 T_1^2 + m_1^2 \sigma^2 a^2} .$$

Cette équation du troisième degré peut être résolue par approximations successives; mais elle peut aussi être encore résolue par les abaques ordinaires, à la condition de remplacer la portée réelle a par une portée fictive ka , le coefficient k ayant en fonction de la flèche f_1 , correspondant au régime caractérisé par m_1 , T_1 , θ_1 ,

$$(8) \quad k = \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{m_1^2 \sigma^2 a^2}{24 l_1^2}}} = \frac{1}{\sqrt{1 + \frac{8 f_1^2}{3 a^2}}} ,$$

ou sensiblement,

$$(8 \text{ bis}) \quad k = 1 - \frac{4}{3} \left(\frac{f_1}{a} \right)^2 .$$

Pour les régimes sans vent, le coefficient de majoration pourra être pris égal à m_0 pour les raisons indiquées plus haut.

(1) Voir : *L'Aluminium dans l'Électricité, Calculs mécaniques des conducteurs*.
Edition de l'Aluminium Français.

On peut ainsi effectuer, à partir de la portée ka , tous les calculs sur les abaques de M. Blondel de la même façon que pour la résolution de la formule simple habituelle. Les températures et les contraintes seront celles qui sont obtenues normalement par l'abaque. Quant aux flèches, la valeur f obtenue par une application normale de l'abaque devra être corrigée par la formule suivante qui en donne la valeur f' de seconde approximation,

$$(9) \quad f' = \frac{f}{k^2} \left[1 + \frac{4}{3} \left(\frac{f}{a} \right)^2 \right].$$

Dans ce calcul de seconde approximation, l'erreur sur la longueur de la chaînette dans la formule générale sera inférieure à 1 pour cent tant que la portée sera elle-même inférieure à la limite X_2 définie comme suit :

$$(10) \quad X_2 = 2,65 \frac{T}{m \sigma} = 3,84 X_1.$$

En résumé, on adoptera, à ce point de vue :

a) Les abaques de M. Blondel *sans* correction autre que la correction éventuelle du câblage (coefficient de surcharge m_0) pour toute portée inférieure à X_1 ;

b) Les abaques de M. Blondel *avec* corrections, pour toutes portées comprises entre X_1 et X_2 ;

c) Les formules exactes ou les abaques qui en dérivent (Thomas) pour toute portée supérieure à X_2 .

Pour le cuivre, on a, pour un vent nul,

$$X_1 = 77,5 \times T,$$

$$X_2 = 298 \times T.$$

On voit donc que le recours aux formules exactes ou aux abaques du genre de celui de Thomas ne se justifie que pour des portées particulièrement grandes.

CHAPITRE IV

EFFORTS TRANSMIS AUX SUPPORTS PAR LES CONDUCTEURS

1. Généralités. — Les conducteurs exercent sur les supports des efforts variés qui proviennent, d'une part, de leur propre poids et de leur tension initiale, d'autre part, des causes accidentelles, telles que l'effort de vent, ou les surcharges de neige, de glace ou de givre. Il est indispensable de déterminer la direction de ces efforts afin que les supports puissent être eux-mêmes calculés dans les conditions de sécurité prévues par les règlements.

Nous exposerons les méthodes de détermination de ces efforts dans les diverses conditions suivantes rencontrées en pratique :

- a) Dans des conditions normales, c'est-à-dire dans l'hypothèse d'une ligne établie sur des supports sensiblement équidistants ;
- b) Dans des conditions anormales où les portées successives sont très différentes ;
- c) Enfin dans des conditions exceptionnelles où les conducteurs sont partiellement ou totalement rompus dans une travée.

2. Efforts transmis par les conducteurs aux supports dans les conditions normales. — Le calcul des efforts transmis par les conducteurs aux supports peut s'effectuer en tenant compte séparément des forces produites par le vent, le poids et la tension propre de la chaînette (1).

Envisageons tout d'abord le cas simple où le vent est nul, la portée considérée étant représentée sur la figure 127.

(1) Nous n'envisagerons que le cas de portées au même niveau. On pourra si c'est nécessaire déterminer les efforts sur les supports à des niveaux différents en se reportant aux développements qui ont été donnés au chapitre précédent.

La chaînette se trouve dans un plan vertical de sorte que l'effort vertical dû à la travée considérée sur chaque support est égal à la moitié du poids total P de la travée.

L'effort horizontal est dans le plan de la chaînette ; il est égal à TS , en désignant par T la contrainte maximum admissible en $\text{kg} : \text{mm}^2$ au milieu de la portée, et par S la section totale des conducteurs.

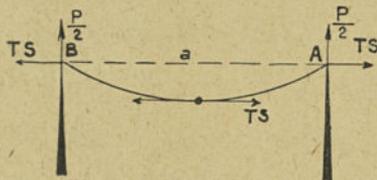


Fig. 127. — Représentation de la portée entre deux supports.

Le vent a pour effet d'incliner le plan de la chaînette d'un angle u défini par rapport au coefficient de majoration m par

$$(1) \quad \cos u = \frac{1}{m},$$

et de surcharger le fil de sorte que le poids propre est multiplié par m ; il en résulte que, dans ces conditions de surcharge, le fil transmet au support un effort qui peut se décomposer dans les trois suivants :

a) Une traction horizontale comme ci-dessus dirigée suivant la ligne idéale réunissant les deux supports égale au produit de la contrainte maximum T par la section totale des conducteurs S ;

b) Une traction horizontale normale à la précédente dont la valeur est obtenue en projetant le poids fictif $m \frac{P}{2}$ sur un plan horizontal :

$$(2) \quad m \frac{P}{2} \sin u = \frac{P}{2} \tan u$$

ou, en remarquant que $\tan u = \frac{P_v}{P_o}$, on voit que le second terme de (2) est simplement égal à l'effort du vent $\frac{P_v}{2}$ sur la demi-portée ;

c) Enfin une compression verticale dont la valeur est

$$(3) \quad m \frac{P}{2} \cos u = \frac{P}{2},$$

c'est-à-dire égale simplement à la moitié du poids réel des conducteurs de la demi-portée.

En résumé, l'effort résultant sur chaque support se décompose comme suit :

a) Une composante horizontale parallèle à la direction des points d'attache AB égale à TS ;

b) Une composante horizontale parallèle à la direction du vent égale à $\frac{P_r}{2}$;

c) Une composante verticale due au poids propre des conducteurs égale à $\frac{P}{2}$, augmenté au besoin par les surcharges de neige ou de glace ; ce dernier effort est souvent négligé.

Si les portées successives sont en alignement, on considère que les efforts horizontaux et parallèles à la ligne s'équilibrent complètement, de sorte que les seuls efforts à prendre en considération sont ceux qui résultent du vent et du poids propre des conducteurs.

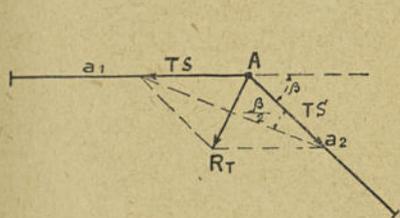


Fig. 128. — Effort résultant de traction des conducteurs sur le support A.

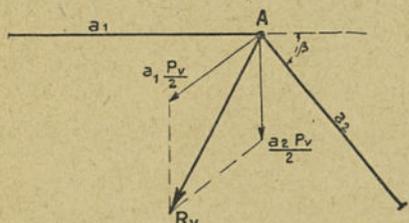


Fig. 129. — Effort résultant dû au vent sur des conducteurs appliqués au support A.

On verra plus loin dans quelle mesure il faut tenir compte des efforts parallèles à la ligne dans le cas où les portées successives sont d'inégale longueur.

Si deux portées voisines a_1 et a_2 font un angle β , comme on l'a indiqué sur la figure 128, il est nécessaire de composer géométriquement les efforts horizontaux a , et b , précédents pour en obtenir la résultante.

Admettons que de chaque côté du support A la contrainte maximum T soit atteinte en même temps ; la résultante R_T a pour valeur

$$(4) \quad R_T = 2TS \sin \frac{\beta}{2}.$$

D'autre part, l'effort résultant R_v dû au vent supposé agissant simultanément normalement sur chacune des deux portées se déduit de la composition des deux efforts composants $a_1 \frac{P'_v}{2}$ pour la portée a_1 et $a_2 \frac{P'_v}{2}$ pour la portée a_2 représentées sur la figure 129. On désigne ici par P'_v l'effort du vent sur tous les conducteurs par mètre de portée.

On a, d'après cette figure,

$$(5) \quad R_v = \frac{P'_v}{2} \sqrt{a_1^2 + a_2^2 + 2a_1 a_2 \cos \beta}.$$

Il est suffisamment exact de considérer les deux portées égales à la moyenne $\frac{a_1 + a_2}{2} = a$; la formule (5) se simplifie alors et devient simplement, en désignant par aP'_v l'effort du vent sur une portée moyenne a ,

$$(6) \quad R_v = aP'_v \cos \frac{\beta}{2}.$$

Dans cette hypothèse les efforts horizontaux résultants R_T et R_v sont dirigés tous deux suivant la bissectrice de l'angle $(\pi - \beta)$ et peuvent, par conséquent, être ajoutés algébriquement. L'effort total F appliqué au support A a ainsi pour valeur (1)

$$(7) \quad F = 2TS \sin \frac{\beta}{2} + aP'_v \cos \frac{\beta}{2},$$

avec

$$(8) \quad a = \frac{a_1 + a_2}{2}.$$

C'est cette formule pratique qui est utilisée habituellement, et on n'aura recours à la composition géométrique des efforts définis par (4) et par (5) que dans des cas spéciaux de portées adjacentes très différentes; cette composition géométrique pourra se faire en construisant l'épure des divers efforts composants.

(1) Certains auteurs ont donné d'autres formules équivalentes; voir en particulier l'ouvrage publié par la *Commission Technique des Sociétés d'Énergie*.

Pour plus de généralité, il faudrait considérer que l'effort du vent peut être opposé à l'effort résultant dû à la traction, et l'expression (7) devrait prendre la forme plus générale suivante :

$$(7 \text{ bis}) \quad F = 2TS \sin \frac{\beta}{2} \pm aP' \cos \frac{\beta}{2}$$

Mais il est bien évident que des deux signes il faut conserver celui qui donne à l'effort F la valeur la plus élevée. On verra dans un autre chapitre l'emploi de la formule générale (7 bis) pour l'étude de la variation de l'inclinaison prise par les chaînes d'isolateurs sous l'influence de la pression du vent agissant soit dans le même sens que l'effort de traction, soit en sens inverse de cet effort.

Le calcul de F d'après (7) est effectué graphiquement en construisant un abaque très simple puisqu'il est constitué par des droites. A cet effet, on porte en abscisses, comme sur la figure 130, les portées moyennes a et en ordonnées les efforts résultants F .

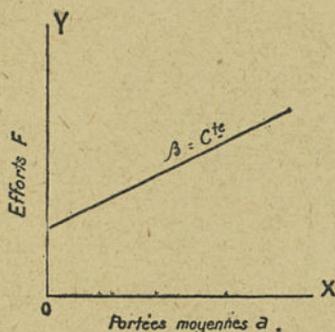


Fig. 130. — Principe de l'abaque pour le calcul des efforts transmis aux supports en fonction de la portée moyenne et de l'angle.

Pour un angle donné β , on voit que l'équation (7) se représente graphiquement par une droite qui donne pour chaque portée l'effort F correspondant.

Cette droite se construit très simplement, puisqu'il suffit d'en déterminer deux points : par exemple, le point correspondant à $a=0$ et le point correspondant à une seconde valeur quelconque de a . Effectuant le calcul pour diverses valeurs de l'angle β , on détermine ainsi un graphique comme celui de la figure 131 qui a été établi dans les hypothèses suivantes :

3 conducteurs en cuivre de 40/10 ;

contrainte maximum : $T=12,5 \text{ kg} : \text{mm}^2$.

Il est nécessaire de construire un abaque pour chaque type de conducteur et pour chaque contrainte maximum admise.

Les calculs sont facilités par l'emploi du tableau ci-contre qui donne une série de valeurs de $\sin \frac{\beta}{2}$ et de $\cos \frac{\beta}{2}$.

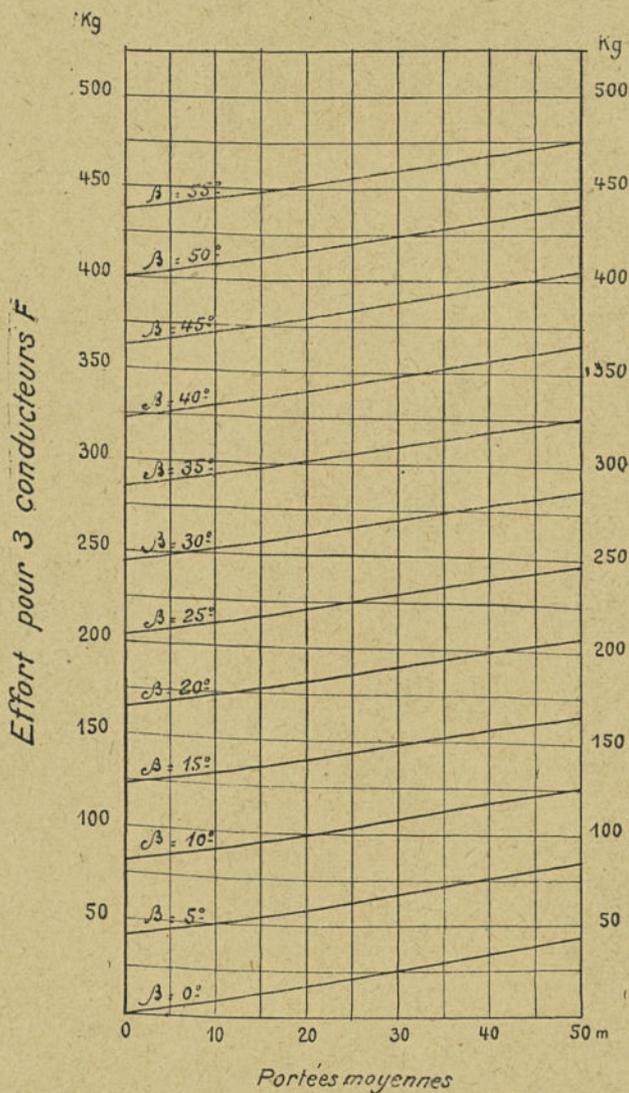


Fig. 131. — Exemple d'application de l'abaque pour le calcul des efforts horizontaux transmis aux supports par les conducteurs.

β en degrés	$\sin \frac{\beta}{2}$	$\cos \frac{\beta}{2}$
0	0,000	0,707
5	0,044	0,676
10	0,087	0,643
15	0,131	0,609
20	0,174	0,574
25	0,217	0,538
30	0,259	0,500
35	0,301	0,462
40	0,342	0,423
45	0,383	0,383
50	0,423	0,342
55	0,462	0,301
60	0,500	0,259
65	0,538	0,217
70	0,574	0,174
75	0,609	0,131
80	0,643	0,087
85	0,676	0,044
90	0,707	0,000

L'emploi de cet abaque est ainsi le suivant. Connaissant les portées a_1 et a_2 et l'angle β , déterminer l'effort horizontal résultant sur le support commun. On cherche l'intersection de la verticale élevée à l'abscisse a représentant la portée moyenne avec la droite inclinée correspondant à l'angle β .

L'ordonnée de ce point donne la valeur de l'effort F .

Par exemple, pour une portée moyenne a de 50 m., et pour un angle de 10° , l'effort résultant F pour les trois conducteurs sera de 125 kg.

En pratique l'effort F ainsi déterminé ne doit pas être appliqué en tête du support, mais au point de fixation de chaque conducteur, de sorte que *l'effort en tête*, d'après lequel on a l'habitude de définir les supports, est un peu inférieur à celui qui résulte de l'application de la formule (7).

On peut cependant se baser sur les résultats ainsi obtenus qui réservent donc une certaine marge de sécurité de l'ordre de 5 à 10·0/0 suivant le type de support et le type d'armement.

Si l'on veut serrer la question de plus près, il suffit de déterminer les efforts F_1, F_2, \dots , correspondant à chaque nappe de fil placée aux hauteurs correspondantes h_1, h_2, \dots

Le moment résultant à l'encastrement du support est

$$F_1 h_1 + F_2 h_2 + \dots$$

de sorte que l'effort total en tête F à la hauteur h donnant le même moment à l'encastrement est donné par l'expression

$$(9) \quad F = \frac{F_1 h_1 + F_2 h_2 + \dots}{h}.$$

3. Effort sur les supports d'alignement résultant des différences de contrainte dans les portées adjacentes. — Nous avons considéré au paragraphe précédent que les contraintes dans les deux portées adjacentes d'un support *d'alignement* étaient rigoureusement égales, de sorte que l'effort appliqué au support n'était dû qu'au poids des conducteurs et à l'effort du vent.

En réalité, les contraintes dans les deux portées ne s'équilibrent pas complètement, et, si l'on admet que le support est absolument rigide, on doit faire intervenir un effort résultant parallèle à la ligne qui est d'autant plus important que les portées adjacentes sont plus différentes.

Récemment M. Brare (1) a attiré l'attention sur ce point et a montré qu'il faut éviter autant que possible de réaliser des portées adjacentes trop différentes, afin de réduire l'importance de ces efforts supplémentaires.

Les circonstances particulières ne permettent pas toujours de se conformer à cette règle; il ne faut d'ailleurs pas lui attribuer une importance trop grande, car la flexibilité des supports, même faible, tend à réduire ces efforts dans des proportions notables par égalisation de la traction dans les deux portées adjacentes.

Remarquons que l'on ne peut formuler d'objection de principe à la considération dans les calculs de la flèche prise par un support,

(1) A. BRARE. — De la détermination des efforts dus aux conducteurs sur les appuis des lignes aériennes. *Revue générale de l'Electricité* du 4 avril 1925, page 535, t. XVII.

car un support qui ne fléchirait pas à *fortiori* ne se romprait pas non plus.

Nous nous proposons de montrer comment par des calculs assez simples on peut déterminer :

a) La variation de tension d'un conducteur sous l'influence d'une réduction de portée ;

b) La flèche prise par un support sous l'influence d'un effort F appliqué à son sommet.

Ces éléments étant connus, nous les appliquerons à l'étude de l'effort résultant sur un support d'alignement dans le sens parallèle à la ligne.

a) *Variation de tension d'un fil sous l'influence d'une modification de la longueur de la portée.* — Considérons un conducteur de longueur l tendu entre deux appuis constituant une portée de a mètres. Soit p le poids spécifique réel ou fictif du conducteur, T sa contrainte en kg : mm²; on a entre ces diverses grandeurs la relation approchée

$$(1) \quad l = a + \frac{p^2 a^3}{24 T^2}.$$

Réduisons la portée de ε mètres par déplacement d'un de ses points de fixation; la contrainte prendra la valeur T' et la longueur du fil l deviendra égale à l' . On aura ainsi la nouvelle relation approximative

$$(2) \quad l' = a - \varepsilon + \frac{p^2 a^3}{24 T'^2}.$$

Si l'on admet que ce changement d'état s'est effectué à température constante, la différence de longueur $l' - l$ résultera elle-même de la modification de l'allongement du métal dû à la réduction de tension. On aura ainsi, en première approximation, en désignant par E le coefficient d'élasticité de ce métal

$$(3) \quad l' - l = l \frac{T' - T}{E}.$$

Substituons dans (3) l et l' tirés de (1) et (2), et divisons les deux membres de l'égalité ainsi obtenue par l ou par a . Il vient

$$(4) \quad \frac{\varepsilon}{a} = \frac{p^2 a^2}{24} \left(\frac{1}{T'^2} - \frac{1}{T^2} \right) - \frac{T' - T}{E}.$$

Cette formule est la même que la formule générale obtenue à l'un des chapitres précédents, à condition de poser, en désignant par α le coefficient d'allongement par degré de température,

$$(5) \quad \frac{\varepsilon}{a} = \alpha(\theta' - \theta),$$

- c'est-à-dire que la *réduction relative de la portée* $\frac{\varepsilon}{a}$ *à la même influence qu'une variation de température* $\theta' - \theta$. Ceci était d'ailleurs à peu près évident, puisqu'une réduction ε de la portée revient, aux degrés d'approximation de nos calculs, à un allongement de la longueur du fil égal à ε .

On peut ainsi déterminer soit par le calcul, soit plus simplement par les abaques les variations de tension de chaque portée pour des déplacements ε d'un des points d'application. Par exemple, pour des conducteurs en cuivre, on a $\alpha = 0,000018$; de sorte qu'à chaque degré correspond d'après (5) une variation relative de la portée $\frac{\varepsilon}{a}$ égale à 18×10^{-6} . Pour une portée de 100 m., la variation de portée de 1,8 mm. aura ainsi une même influence qu'un changement de température d'un degré centésimal. On voit ainsi combien les variations de tension peuvent être modifiées par des déplacements pourtant faibles d'un des points d'appui du fil.

b) *Expression de la flèche prise par un support sous l'influence d'un effort appliqué au sommet.* — Nous envisagerons successivement le cas des poteaux de bois et celui des pylônes métalliques. Le cas des supports en ciment armé est plus complexe, et il paraît préférable pour ceux-ci de se baser sur les relevés expérimentaux des flèches correspondant à des efforts appliqués, car les résultats sont évidemment variables suivant la nature et le mode de construction de ce type de supports. Nous remarquerons simplement

que ces poteaux sont susceptibles de prendre des flèches importantes sans que la limite d'élasticité soit dépassée, et sans qu'il apparaisse de fissures notables dans le ciment.

1° *Flèche prise par un poteau de bois.* — Le calcul de la flèche est effectué le plus souvent en admettant que le diamètre à l'encastrement du poteau règne sur toute la longueur de celui-ci. On obtient ainsi une valeur évidemment trop faible de la flèche. La considération du diamètre en tête conduirait, au contraire, à une flèche trop grande. La formule exacte de la flèche s'obtient cependant assez facilement.

Désignons par :

R le rayon à l'encastrement;

r le rayon au sommet, auquel nous supposons reporté l'effort F ;

h la distance mesurée de l'encastrement au sommet;

x la distance d'une section intermédiaire du poteau au sommet.

Cette section intermédiaire a un rayon défini par la relation

$$(6) \quad r + \frac{R-r}{h}x.$$

Si l'on désigne encore par E le coefficient d'élasticité du bois, la flèche f se déterminera en intégrant l'équation générale suivante, dans laquelle y représente l'écart par rapport à la verticale de la fibre neutre de la section située à la distance x du sommet, comme on l'a indiqué sur la figure 132,

$$(7) \quad \frac{\pi E d^2 y}{4 F dx^2} = \frac{x}{\left(r + \frac{R-r}{h}x\right)^4}.$$

En appliquant la méthode des coefficients indéterminés, le second terme de cette équation se décompose comme suit :

$$(8) \quad \frac{\pi E d^2 y}{4 F dx^2} = \frac{1}{r'(r+r'x)^3} - \frac{r}{r'(r+r'x)^4}$$

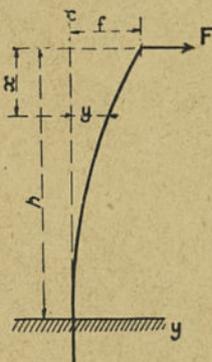


Fig. 132. - Courbe élastique d'un poteau sous l'influence de l'effort F

où l'on a posé la simplification d'écriture

$$(9) \quad r' = \frac{R-r}{h}.$$

Par une première intégration, on obtient l'équation différentielle suivante, dans laquelle C_1 est une constante d'intégration

$$(10) \quad \frac{\pi E}{4 F} \frac{dy}{dx} = -\frac{1}{2r'^2(r+r'x)^2} + \frac{r}{3r'^2(r+r'x)^3} + C_1.$$

Pour $x=h$, on a $\frac{dy}{dx} = 0$; d'où, d'après (10) et en se reportant à la définition de r' ,

$$(11) \quad 0 = -\frac{h^2}{2R^2(R-r)^2} + \frac{rh^2}{3R^2(R-r)^2} + C_1;$$

d'où la valeur de la constante C_1 ,

$$(12) \quad C_1 = \frac{3R-2r}{6R^3(R-r)^2} h^2.$$

Intégrons une seconde fois l'équation (10); on a, en désignant par C_2 une nouvelle constante d'intégration,

$$(13) \quad \frac{\pi E}{4 F} y = \frac{1}{2r'^3(r+r'x)} - \frac{r}{6r'^3(r+r'x)^2} + C_1 x + C_2.$$

Pour $x=h$, $y=0$; on obtient ainsi à partir de (13) la valeur de la constante C_2

$$(14) \quad C_2 = \frac{3R(R-r) + r^2}{3R^3(R-r)^3} h^3.$$

La flèche f est égale à la valeur de y pour $x=0$; d'où, d'après (13) et en tenant compte de (12) et (14)

$$(15) \quad f = \frac{4}{3\pi} \frac{h^3}{ER^3r} \times F.$$

La flèche f_R prise par un poteau qui serait rigoureusement cylindrique c'est-à-dire qui aurait un rayon constant et égal à R aurait pour expression

$$(16) \quad f_R = \frac{4Fh^3}{3\pi ER^3},$$

de sorte que le poteau conique a une flèche égale à celle du poteau

cylindrique de même diamètre d'encastrement augmentée dans le rapport $\frac{R}{r}$ des rayons à l'encastrement et au sommet. On pourrait rapporter aussi la flèche f à la flèche f_r d'un poteau de rayon constant r égal à celui du sommet; la flèche f_r étant égale par définition à

$$(17) \quad f_r = \frac{4Fh^3}{3\pi E r^4};$$

on aura entre f , f_R et f_r les relations

$$(18) \quad f = f_R \left(\frac{R}{r} \right) = f_r \left(\frac{r}{R} \right)^3.$$

2° *Flèche prise par un pylône métallique.* — Le problème du calcul analytique de la flèche prise par un pylône métallique est plus complexe puisque celui-ci est constitué par un assemblage de cornières d'un échantillonnage différent. Toutefois, moyennant quelques hypothèses simples, nous pourrions assez aisément établir la formule pratique permettant de calculer cette flèche.

Nous ferons les hypothèses suivantes :

1° Le fruit du pylône est supposé constant, c'est-à-dire que si l'on désigne par R le demi-côté de la section à l'encastrement, par r le demi-côté de la section au sommet, auquel est encore supposé reporté l'effort F , par h la distance de l'encastrement au sommet, et par x la distance d'une section intermédiaire du pylône au sommet, on a pour cette section intermédiaire un demi-côté de la section dont l'expression est

$$r + \frac{R-r}{h} x.$$

2° La réduction des sections des cornières montants est supposée continue tout le long du pylône, de sorte que si l'on désigne par S la section des 4 montants au point d'encastrement du pylône, par s la section de ces 4 montants au sommet, la section intermédiaire correspondante à la distance x du sommet aura pour expression symétrique de celle ci-dessus

$$s + \frac{S-s}{h} x.$$

3° Les distances R et r sont supposées confondues avec les distances de l'axe d'inertie des cornières à la fibre neutre.

4° Enfin, les sections des cornières d'angle sont seules envisagées dans le calcul, c'est-à-dire que l'on néglige les croisillons dont le rôle dans la flexion est de second ordre.

Dans ces conditions, si l'on désigne par F l'effort appliqué au sommet et par E le module d'élasticité de l'acier, la flèche sera déterminée en partant de l'équation différentielle suivante

$$(19) \quad \frac{E}{F} \frac{d^2y}{dx^2} = \frac{x}{\left(s + \frac{S-s}{h} x\right) \left(r + \frac{R-r}{h} x\right)^2}$$

qu'il faut résoudre.

Pour simplifier l'écriture des développements qui vont suivre, nous poserons les deux définitions suivantes

$$(20) \quad \begin{cases} \frac{S-s}{h} = s' \\ \frac{R-r}{h} = r'. \end{cases}$$

L'équation (19) prend ainsi la forme

$$(21) \quad \frac{E}{F} \frac{d^2y}{dx^2} = \frac{x}{(s+s'x)(r+r'x)^2}.$$

La décomposition du second terme de (21) en fractions rationnelles conduit à la relation (22), en désignant par A_1 , A_2 et A_3 trois coefficients à déterminer

$$(22) \quad \frac{x}{(s+s'x)(r+r'x)^2} = \frac{A_1}{s+s'x} + \frac{A_2}{r+r'x} + \frac{A_3}{(r+r'x)^2}$$

d'où, après réduction au même dénominateur du second membre de (22) l'on obtient par identification

$$(23) \quad \begin{cases} A_1 r'^2 + A_2 r s + A_3 s = 0 \\ A_1 2r r' + A_2 (r s' + r' s) + A_3 s' = 1 \\ A_1 r'^2 + A_2 r' s' = 0. \end{cases}$$

On en déduit la valeur de $A_1 A_2$ et A_3 ,

$$(24) \quad \begin{cases} A_1 = -\frac{ss'}{(rs' - r's)^2} \\ A_2 = \frac{sr'}{(rs' - r's)^2} \\ A_3 = \frac{r}{rs' - r's} \end{cases}$$

Une première intégration de l'équation (22) conduit à l'expression suivante, C_1 étant une constante d'intégration, où les logarithmes sont népériens,

$$(25) \quad \frac{E}{F} \frac{dy}{dx} = \frac{A_1}{s} \log(s + s'x) + \frac{A_2}{r'} \log(r + r'x) - \frac{A_3}{r'} \frac{1}{r + r'x}$$

La courbe élastique du pylône étant tangente à la verticale au point d'encastrement (voir figure 132), on a en ce point $\frac{dy}{dx} = 0$, relation auxiliaire qui nous permet de déterminer la constante C_1 .

$$(26) \quad C_1 = -\frac{A_1}{s} \log(s + s'h) - \frac{A_2}{r'} \log(r + r'h) + \frac{A_3}{r'} \frac{1}{r + r'h}$$

Intégrons une seconde fois la relation (25) entre les limites $x=h$ et $x=0$, on a en désignant par f la flèche, c'est-à-dire la valeur de y pour $x=0$, et en remplaçant s' et r' par leurs valeurs (20),

$$(27) \quad \begin{aligned} \frac{E}{F} f = & -\frac{A_1}{s^2} [S(\log S - 1) - s(\log s - 1)] \\ & - \frac{A_2}{r'^2} [R(\log R - 1) - r(\log r - 1)] \\ & + \frac{A_3}{r'^2} \frac{\log R}{\log r} - C_1 h. \end{aligned}$$

Substituons la valeur de C_1 définie par (26) dans (27), on a, en utilisant encore les relations (20)

$$(28) \quad \begin{aligned} \frac{E}{F} f = & -\frac{A_1}{s^2} \left[s - S + s \log \frac{S}{s} \right] - \frac{A_2}{r'^2} \left[r - R + r \log \frac{R}{r} \right] \\ & + \frac{A_3}{r'^2} \left[\frac{R-r}{R} + \log \frac{R}{r} \right]. \end{aligned}$$

Il suffit, enfin de substituer dans (28) les expressions (24) de A_1 , A_2 et A_3 ; on obtient ainsi, après quelques simplifications la formule générale de la flèche prise par le pylône

$$(29) \quad f = \frac{F}{E} \frac{h^3 s}{(rS - sR)^2} \left[\frac{s}{S-s} \log \frac{S}{s} - \frac{r}{R-r} \log \frac{R}{r} \right] \\ + \frac{F}{E} \frac{h^3}{(R-r)(rS - sR)} \left[\frac{r}{R-r} \log \frac{R}{r} - \frac{r}{R} \right].$$

On pourrait effectuer des calculs identiques dans les deux hypothèses simplificatrices suivantes :

a) les mêmes cornières règnent sur toute la longueur ($S=s$);
b) le pylône a une largeur uniforme sur toute sa longueur ($R=r$). Mais il est plus simple de déduire de la formule générale les formules correspondant à ces hypothèses.

Si, par exemple $S=s$, on obtiendra de (29), en utilisant le développement en série suivant valable pour des valeurs de S voisines de s ,

$$(30) \quad \frac{s}{S-s} \log \frac{S}{s} = 1 - \frac{1}{2} \frac{S-s}{s} + \frac{1}{3} \left(\frac{S-s}{s} \right)^2 - \frac{1}{4} \left(\frac{S-s}{s} \right)^3 + \dots \\ + \frac{1}{n} \left(\frac{s-S}{s} \right)^{n-1} + \dots$$

la formule applicable à ce premier cas simple :

$$(31) \quad f = \frac{F}{E} \frac{h^3}{S(R-r)^2} \left[\frac{R+r}{R} - \frac{2r}{R-r} \log \frac{R}{r} \right].$$

De même, si $R=r$, on obtient par des mêmes développements de (29), pour ce second cas simple

$$(32) \quad f = \frac{F}{E} \frac{h^3 s}{R^2(S-s)^2} \left[\frac{s}{S-s} \log \frac{S}{s} - 1 + \frac{S-s}{2s} \right].$$

Dans l'hypothèse où le côté R et la section S sont constants, la flèche a pour expression

$$(33) \quad f_r = \frac{F}{E} \frac{h^3}{3SR^2}.$$

On pourrait enfin développer en séries l'expression générale (29), en admettant que les différences $R-r$ et $S-s$ sont petites et du même ordre; on obtiendrait en première approximation l'expression suivante,

$$(29 \text{ bis}) f = \frac{F}{E} \frac{h^3}{3R^2 S} \left[1 + \frac{R-r}{2R} + \frac{S-s}{4S} \right] = f_n \left[1 + \frac{R-r}{2R} + \frac{S-s}{4S} \right].$$

Connaissant ainsi, d'une part, la variation de contrainte dans deux portées contiguës sous l'influence d'un déplacement de leur point de fixation sur le support commun, et, d'autre part, le déplacement du sommet de ce support commun sous l'influence de l'effort de traction résultant, on peut rechercher aisément la position d'équilibre du support, l'effort résultant qui lui est appliqué, ainsi que la contrainte à laquelle sont soumis les conducteurs dans chacune des portées.

Nous appliquerons ces principes aux deux problèmes pratiques suivants :

1° Recherche de l'équilibre de deux portées successives inégales dont le support commun est flexible;

2° Recherche de l'équilibre d'une ligne après rupture d'une portée en tenant compte de la flexion des supports.

4. Application à la recherche de l'équilibre de deux portées successives inégales, en tenant compte de la flexion du support. — Considérons le cas de deux portées inégales, dont le support

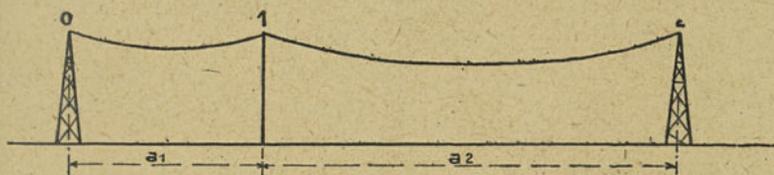


Fig. 133. — Portées inégales séparées par un pylône flexible.

commun sera considéré comme flexible, tandis que les supports extrêmes seront absolument rigides; cette hypothèse permettra de limiter notre étude aux deux portées envisagées. Nous nous placerons ainsi dans un cas qui peut être plus défavorable que le cas

réel, surtout si les portées contiguës aux deux portées étudiées ne sont pas exceptionnellement longues ou courtes.

Soit fig. 133 les deux portées envisagées. La portée a_1 est inférieure à la portée critique, et la portée a_2 supérieure à celle-ci. Dans ces conditions, le pylône intermédiaire sera tiré vers la droite au régime d'été et vers la gauche au régime d'hiver. Nous nous proposons de déterminer les efforts résultants sur ce support, ainsi que les efforts résultants dans les conducteurs de chaque portée.

Supposons que la ligne soit constituée par 3 fils de cuivre de 80/10 mm., et que les portées a_1 et a_2 soient respectivement égales à 40 mètres et à 180 mètres.

La contrainte de pose T_0 à $+15^\circ C$ est supposée la même pour les deux portées et égale à $10 \text{ kg} : \text{mm}^2$.

Au régime d'été, vent de $120 \text{ kg} : \text{m}^2$ et température $+15^\circ C$, le coefficient de majoration m_1 est égal à 1,624, de sorte que les contraintes dans chaque portée sont respectivement d'après l'abaque Blondel,

pour la portée a_1 : $11 \text{ kg} : \text{mm}^2$.

pour la portée a_2 : $13,5 \text{ kg} : \text{mm}^2$.

Au régime d'hiver, vent de $30 \text{ kg} : \text{m}^2$ et température $-15^\circ C$, le coefficient de majoration m_2 est égal à 1,049, de sorte que les contraintes dans chaque portée sont respectivement d'après l'abaque

pour la portée a_1 : $16,8 \text{ kg} : \text{mm}^2$.

pour la portée a_2 : $12,8 \text{ kg} : \text{mm}^2$.

Si l'on ne tient pas compte de la flexion du support intermédiaire, on constate donc que :

1° au régime d'été, la contrainte limite de $15 \text{ kg} : \text{mm}^2$ qui donne le coefficient 3 n'est pas dépassée, mais que l'effort parallèle à la ligne sur le support supposé absolument rigide s'élève à

$$(13,5 - 11) \times 3 \times 50,3 = 377 \text{ kg.}$$

2° au régime d'hiver, la contrainte limite de $15 \text{ kg} : \text{mm}^2$ est dépassée dans la petite portée, et que l'effort parallèle à la ligne sur le support intermédiaire s'élève à

$$(16,8 - 12,8) \times 3 \times 50,3 = 604 \text{ kg.}$$

Supposons que le sommet du support intermédiaire, flexible dans le sens de la ligne, se déplace seulement de 1 cm. par 100 kg. d'effort en tête, et déterminons la position d'équilibre de ce support et des fils pour les deux hypothèses administratives.

Au régime d'été, la modification de contrainte des fils des deux portées est donnée, en fonction des déplacements ε_1 pour la portée a_1 et ε_2 pour

la portée a_2 , par les formules (4) et (5) du paragraphe 3. On a ainsi pour calculer la différence de température fictive $\theta' - \theta$,

$$\varepsilon_1 = 0,072(\theta' - \theta) \text{ cm. ; } \varepsilon_2 = 0,324(\theta' - \theta) \text{ cm.}$$

Le déplacement ayant lieu vers la grande portée la plus tendue, on peut établir pour chaque portée les modifications de tension pour des déplacements égaux, par exemple de demi-centimètre en demi-centimètre.

On obtient ainsi le tableau suivant, où l'on a reporté en outre les différences de contrainte résultantes

DÉPLACEMENTS ε	PORTÉE $a_1 = 40 \text{ m.}$		PORTÉE $a_2 = 180 \text{ m.}$		$T_2 - T_1$ kg : mm ²	$3 \times 50,3$ ($T_2 - T_1$) kg.	Effort à la flexion du support kg.
	$\theta' - \theta$ Degrés C.	T_1 kg : mm ²	$\theta' - \theta$ Degrés C.	T_2 kg : mm ²			
0	0	11	0	13,5	2,5	377	0
0,5	7	12,4	3	13,4	1	151	50
1	13,9	13,9	3,09	13,3	-0,6	90,5	100

Il suffit de reporter sur le graphique de la figure 134 la variation des efforts résultants des fils (courbe A B) et celle de l'effort à la flexion du support (droite O P); le point d'intersection M des deux fonctions don-

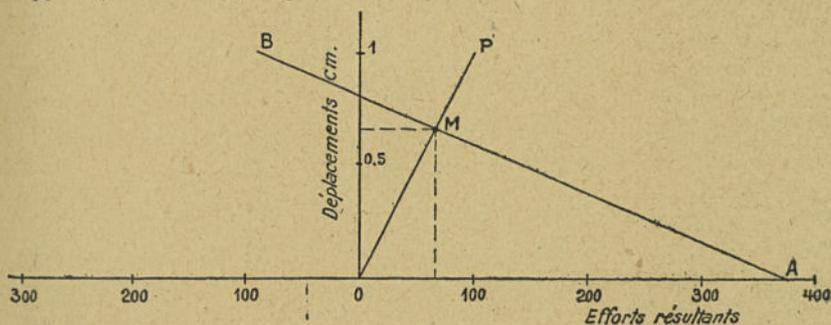


Fig. 134. — Graphique pour la détermination des efforts résultants sur un pylône flexible.

nera la valeur cherchée du déplacement ε et de l'effort sur le support, qui tombe ainsi à 66 kg environ, le déplacement étant égal à 0,66 cm.

En reportant sur le même graphique les courbes des contraintes T_1 et T_2 , on trouverait pour $\varepsilon = 0,66 \text{ cm}$:

$$T_1 = 12,9 \text{ et } T_2 = 13,35 \text{ kg : mm}^2.$$

Cette différence de contrainte correspond à un effort résultant de

$$0,45 \times 3 \times 50,3 = 66 \text{ kg}$$

compensé par la réaction du support.

En effectuant les mêmes calculs pour le cas du régime d'hiver, on obtient au moment de l'équilibre les valeurs suivantes, déduites d'un graphique analogue à celui de la figure 134.

déplacement : 0,95 cm. ;

effort sur le support flexible : 95 kg. ;

contrainte dans la petite portée : 13,63 kg : mm². ;

contrainte dans la grande portée : 13 kg : mm².

En résumé, le travail maximum de conducteurs est de 13,63 kg : mm² au lieu de 16,8 kg : mm², et l'effort maximum sur le pylône intermédiaire dans le sens parallèle à la ligne est de 95 kg au lieu de 604 kg sans flexion.

Nous avons considéré le cas simple de deux portées arrêtées à leurs extrémités sur des supports absolument rigides, la légère flèche prise en pratique par ceux-ci réduirait encore la charge du support intermédiaire flexible.

Cet exemple fait bien apparaître l'influence d'une flexion même très légère du support et montre que dans la majorité des cas même pour des portées très différentes on n'a pas à considérer les efforts dans le sens parallèle à la ligne. Les résultats du calcul seraient encore plus favorables si l'on prenait en considération la flexion des armements, dans le cas d'une ligne établie sur isolateurs rigides, ou surtout le déplacement des chaînes dans le cas d'une ligne équipée avec des isolateurs suspendus.

5. Etude de l'équilibre d'une ligne après rupture d'une portée en tenant compte de la flexion des supports. — Considérons une série des supports d'alignement représentés sur la figure 135. Le sup-

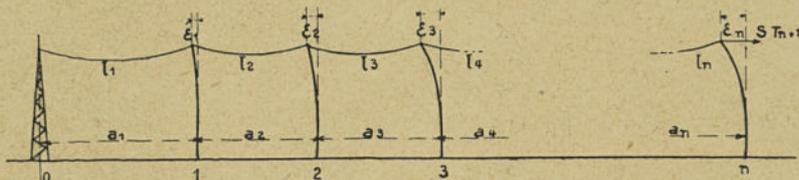


Fig. 135. — Ligne constituée par une série de pylônes flexibles.

port n° 0 sera considéré comme absolument rigide, tandis que les autres pourront prendre sous l'influence d'une différence de traction des flèches appréciables.

$$\left. \begin{aligned}
 (2) \quad & T_2 = T_1 - \frac{K}{S} \varepsilon_1 \\
 & T_3 = T_2 - \frac{K}{S} \varepsilon_2 \\
 & T_4 = T_3 - \frac{K}{S} \varepsilon_3 \\
 & \dots \dots \dots \\
 & T_{n+1} = T_n - \frac{K}{S} \varepsilon_n
 \end{aligned} \right\}$$

Si l'on additionne membre à membre ce groupe d'équations, on obtient la relation simple.

$$(3) \quad S (T_1 - T_{n+1}) - K (\varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \dots + \varepsilon_n) = 0$$

qui exprime l'équilibre des forces extérieures appliquées aux conducteurs.

Si l'on suppose connues les forces $S T_1$ et $S T_{n+1}$ on peut déduire de (3) la somme des déviations des n pylônes flexibles,

$$(4) \quad \varepsilon_1 + \varepsilon_2 + \dots + \varepsilon_n = \frac{S}{K} (T_1 - T_{n+1}).$$

Les équations ci-dessus permettent de résoudre par tâtonnements successifs le problème suivant : Connaissant les conditions d'équilibre des n portées de la figure 153 avant rupture des conducteurs de la portée $(n+1)$, déterminer après cette rupture les conditions de travail des conducteurs et des pylônes.

Supposons donc connu l'effort résiduel $S T_{n+1}$ dans la portée $(n+1)$.

On adoptera une valeur déterminée de T_1 , et on calculera ε_1 par la première équation du groupe (1). La première équation du groupe (2) donnera la contrainte dans la 2^e portée, permettant de déterminer $\varepsilon_2 - \varepsilon_1$, puis ε_2 . Ainsi de proche en proche, on calculera successivement pour une valeur de T_1 donnée :

$$\varepsilon_1, T_2, \varepsilon_2, T_3, \varepsilon_3, \dots, T_{n+1}.$$

On recommencera le calcul avec une autre valeur de T_1 autant de fois que ce sera nécessaire pour obtenir la valeur de T_{n+1} qui est donnée.

Le cas le plus simple est celui où la rupture a lieu dans la portée a_2 , c'est-à-dire où $n=1$.

La contrainte T_2 étant connue, on tire ε_1 en fonction de T_1 des

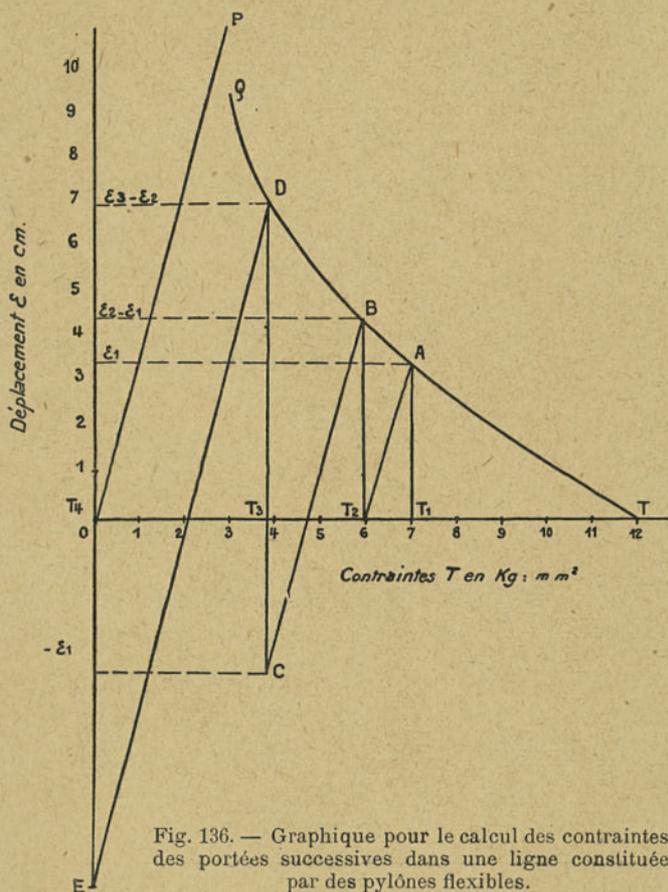


Fig. 136. — Graphique pour le calcul des contraintes des portées successives dans une ligne constituée par des pylônes flexibles.

deux premières équations des groupes (1) et (2) et, par une construction graphique, on en déduit les deux racines cherchées ε_1 et T_1 .

La résolution dans le cas général peut être conduite graphiquement afin d'éviter des tâtonnements trop nombreux.

Supposons tout d'abord que les portées sont toutes égales, et soit a_1 la valeur commune.

On calcule d'après l'équation (1) la réduction de portée ε_1 en fonction de la variation de la contrainte T_1 ; cette variation est représentée graphiquement sur la figure 136 par TQ ; d'autre part, menons par l'origine O des axes la droite OP d'équation

$$T = \frac{K}{S} \varepsilon_1.$$

Supposons maintenant que la contrainte dans la première portée soit égale à T_1 ; le graphique donnera ε_1 par l'ordonnée correspondante. La contrainte T_2 égale à $T_1 - \frac{K}{S} \varepsilon_1$ s'obtient en menant de A la parallèle à OP jusqu'à sa rencontre avec OT . Elevons la verticale T_2B ; l'ordonnée de B est égale, d'après la deuxième équation du groupe (1), à $\varepsilon_2 - \varepsilon_1$.

Menons BC parallèle à OP ; le point C étant à une distance verticale $\varepsilon_2 - \varepsilon_1 + \varepsilon_1 = \varepsilon_2$ de B , la différence des abscisses de B et de C sera égale à $\frac{K}{S} \varepsilon_2$, et on aura $T_3 = T_2 - \frac{K}{S} \varepsilon_2$. Le point D situé sur la courbe de T à l'abscisse T_3 détermine $\varepsilon_3 - \varepsilon_2$. Menons DE parallèle à OP jusqu'en E situé à une distance verticale de D égale à ε_3 . L'ordonnée de E donne la contrainte T_4 dans la portée n° 4. Supposons que la rupture d'équilibre se soit produite dans cette portée, et que la traction résiduelle dans celle-ci soit connue, l'hypothèse faite sur T_1 sera exacte si la valeur T_4 obtenue est bien égale à la contrainte résiduelle. Si tel n'est pas le cas, on répète l'opération avec une autre valeur de T_1 .

En particulier, si les conducteurs de la portée n° 4 sont complètement rompus, $T_4 = 0$, et l'abscisse du point E de l'épure doit être nulle, ainsi qu'on l'a supposé sur la figure 136.

Dans le cas général où les portées a sont différentes, il suffit de compléter l'épure en construisant un faisceau de courbes TQ , une pour chaque portée, et d'effectuer la construction en prenant pour chaque portée la courbe correspondante. Mais cette complication n'est généralement pas nécessaire.

Nous allons appliquer la méthode graphique ci-dessus à l'étude d'une ligne sur poteaux de bois, ayant les caractéristiques suivantes :

Portées : $a=50$ mètres.

Conducteurs : 3 fils de cuivre de 40/10.

Contrainte avant rupture des fils : $T=12$ kg : mm².

Supports flexibles et tels que le déplacement ε sous un effort F exprimé en kg ait pour expression :

$$(5) \quad \varepsilon = \frac{F}{10} \text{ cm,}$$

d'où :

$$(6) \quad F = K \varepsilon = 10 \varepsilon,$$

L'expression (5) indique que par kg d'effort au sommet le déplacement est de 0.1 cm, soit de 1 mm.

D'autre part, la variation de la contrainte T qui prend la valeur T_1 est liée au déplacement ε_1 par l'équation que nous rappelons :

$$(7) \quad \varepsilon_1 = \frac{p_1^2 a_1^3}{24} \left(\frac{1}{T^2} - \frac{1}{T_1^2} \right) - a_1 \frac{T - T_1}{E}.$$

Transformons celle-ci pour permettre la détermination de ε_1 au moyen de l'abaque de M. Blondel, en divisant chacun des termes membre à membre par αa_1 ,

$$(8) \quad \frac{\varepsilon_1}{\alpha a_1} = \frac{p_1^2 a_1^2}{24} \left(\frac{1}{T^2} - \frac{1}{T_1^2} \right) - \frac{T - T_1}{\alpha E},$$

Le second membre correspond à une différence de température fictive $\theta - \theta_1$ de sorte que l'on a

$$(9) \quad \theta - \theta_1 = \frac{p_1^2 a_1^2}{24} \left(\frac{1}{T^2} - \frac{1}{T_1^2} \right) - \frac{T - T_1}{\alpha E}$$

et

$$(10) \quad \theta - \theta_1 = \frac{\varepsilon_1}{\alpha a_1};$$

d'où, en centimètres

$$(11) \quad \varepsilon_1 = (\theta - \theta_1) \alpha a_1 = (\theta - \theta_1) 5000 \times 18 \times 10^{-6} = 0,09 (\theta - \theta_1).$$

Cette dernière expression indique qu'une variation de 1 degré est équivalente à un déplacement ε_1 de 0,09 cm, au point de vue de la variation de contrainte du conducteur.

On peut ainsi établir le tableau suivant des couples de valeurs T_1 et ε_1 satisfaisant à l'équation (7) (1).

(1). Pour simplifier, on considère que les conducteurs sont tendus sans surcharge de vent ou de verglas.

T_1	$\delta - \delta_1$ équation (9)	ε_1 équation (11)
		cm
12	0	0
10	14	1,26
8	30	2,70
6	49	4,41
4	77	6,93
3	106	9,54

Ces valeurs sont représentées graphiquement sur la figure précédente par la courbe T Q. On a de même reporté sur la même figure la droite

$$\frac{K}{S} \varepsilon_1 = \frac{10}{12,56 \times 3} \varepsilon_1 = 0,267 \varepsilon_1.$$

La rupture de l'ensemble des fils est supposée se produire dans la quatrième portée à partir de l'ancrage. Après quelques tâtonnements, on adoptera dans la portée n° 1 pour la contrainte T_1 après rupture la valeur 7 kg : mm².

On en déduit successivement ainsi qu'on l'a expliqué les contraintes suivantes dans les diverses portées,

$$\begin{aligned} \text{portée } a_1, & \quad T_1 = 7 \text{ kg : mm}^2 \\ \text{— } a_2, & \quad T_2 = 6 \text{ —} \\ \text{— } a_3, & \quad T_3 = 3,8 \text{ —} \\ \text{— } a_4, & \quad T_4 = 0 \text{ — (rupture)} \end{aligned}$$

ainsi que les déplacements correspondants des supports,

$$\begin{aligned} \text{support n}^\circ 1, & \quad \varepsilon_1 = 3,5 \text{ cm} \\ \text{— } 2, & \quad \varepsilon_2 = 8,0 \text{ cm} \\ \text{— } 3, & \quad \varepsilon_3 = 15,0 \text{ cm.} \end{aligned}$$

Les efforts sur les supports successifs ont pour valeur, en appliquant l'équation (6),

$$\begin{aligned} \text{Support n}^\circ 1, & \quad F_1 = 35 \text{ kg} \\ \text{— } 2, & \quad F_2 = 80 \text{ kg} \\ \text{— } 3, & \quad F_3 = 150 \text{ kg.} \end{aligned}$$

Considérons, comme variante au problème précédent, le cas où le nombre des supports flexibles serait très grand, ainsi qu'on l'a représenté sur la figure 137, où l'on admet que la rupture a eu lieu dans la portée o , et supposons, dans un but de simplification, que toutes les portées sont d'égale longueur.

On établira sur l'épure de la figure 138, la courbe TQ donnant la variation de la contrainte T en fonction de la réduction ε de la portée commune a , et la droite OP donnant la variation de l'effort

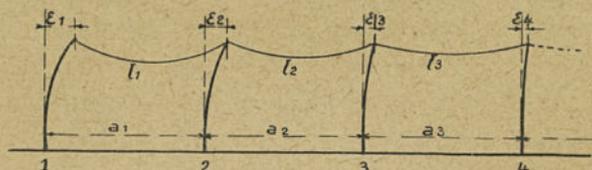


Fig. 137. — Ligne constituée uniquement par des supports flexibles.

de rappel des supports par millimètre carré de section en fonction du déplacement ε de leur sommet.

On procédera encore par tâtonnements, en adoptant une valeur arbitraire du déplacement ε_1 du support n° 1 de la portée rompue.

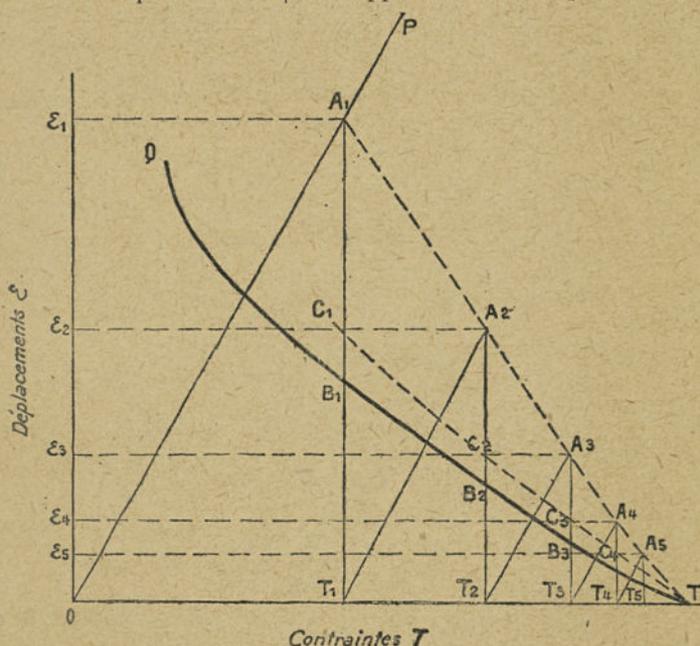


Fig. 138. — Epure des efforts résultants dans le cas de la figure précédente.

A ce déplacement correspondra un point A_1 sur la droite OP dont l'abscisse T_1 représentera la contrainte de rappel du support, c'est-

à-dire aussi la contrainte dans la portée n° 1. La verticale $A_1 T_1$ coupera la droite TQ au point B_1 , dont l'ordonnée correspond, par construction, à la réduction de portée $\varepsilon_1 - \varepsilon_2$. En retranchant de $A_1 T_1$ à partir de A_1 le segment $T_1 B_1$, on détermine un point C_1 , tel que $T_1 C_1 = \varepsilon_2$; on a en effet :

$$A_1 T_1 - T_1 B_1 = \varepsilon_1 - (\varepsilon_1 - \varepsilon_2) = \varepsilon_2.$$

La contrainte T_2 dans la deuxième portée est égale à T_1 plus la contrainte due au déplacement ε_2 du support n° 2. Cette addition s'obtient graphiquement en menant par T_1 une parallèle à OP et jusqu'à son point de rencontre A_2 avec l'horizontale menée par C_1 , dont l'ordonnée est égale à ε_2 . Les calculs se répètent ainsi pour chaque portée, et on reconnaît que la valeur choisie pour ε_1 est exacte si les lieux des points A_1, A_2, \dots et C_1, C_2, \dots tendent asymptotiquement vers le point d'abscisse T qui est atteint théoriquement pour un nombre infini de portées.

Si le déplacement ε_1 est choisi trop petit, le lieu des points A_1, A_2, \dots coupe la droite TQ avant le point T ; si ce déplacement est choisi trop grand, le lieu des points A_1, A_2, \dots reste au-dessus du point T . La figure 138 correspond au cas où le déplacement ε_1 a été choisi exactement. On voit que pour les contraintes adoptées, la contrainte primitive est pratiquement inchangée après rupture à partir du support n° 5.

Les tâtonnements sont encore réduits si l'on fait les remarques suivantes :

1° Les déplacements $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3, \dots$ étant tous positifs, on doit avoir

$$A_1 T_1 > A_1 B_1, \text{ ou } \varepsilon_1 > \varepsilon_1 - \varepsilon_2, \text{ ou } \varepsilon_3 > 0,$$

c'est-à-dire que le point A_1 doit être pris au-dessus de la courbe TQ ,

2° Les déplacements $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3, \dots$ allant en décroissant, on doit avoir

$$A_1 T_1 > C_1 T_1.$$

Une méthode analogue pourrait être appliquée avec de simples changements de détail à l'étude de l'équilibre d'une ligne suspendue

dans la même hypothèse de la rupture d'une portée. Nous ne développerons pas l'étude de ce nouveau cas, les exemples qui précèdent étant suffisants pour faire saisir la généralité de la méthode, et l'intérêt que présente dans des études de ce genre l'assimilation d'une petite réduction de portée à une variation de température du fil suspendu.

CHAPITRE V

DISPOSITION ET ÉCARTEMENT DES CONDUCTEURS

1. Considérations générales. — La disposition et l'écartement des conducteurs sont fixés par des considérations électriques et mécaniques.

a) *Point de vue électrique.* — Les conducteurs doivent être assez écartés pour que les pertes par effluves qui se produisent à haute tension ne soient pas trop élevées, et surtout n'occasionnent pas l'amorçage d'ares entre deux conducteurs ou entre un conducteur et le câble de terre ou le support lui-même.

La disposition des conducteurs est de nature aussi à modifier les constantes des lignes, en particulier les coefficients de self-induction et de capacité; à ce sujet, la disposition idéale est celle qui consiste à placer les axes des 3 conducteurs d'une ligne triphasée aux 3 sommets d'un triangle équilatéral.

Dans le cas où la même file de supports est utilisée pour plusieurs circuits, la disposition relative des phases de ces circuits n'est pas indifférente non plus.

b) *Point de vue mécanique.* — Les conducteurs sont soumis sous l'influence des surcharges brusques à des balancements qui pourraient les amener au contact si l'on ne prévoyait pas des écartements suffisants.

Pour prévenir les contacts dus aux balancements produits par le vent, il est nécessaire que les conducteurs placés dans le même plan horizontal soient suffisamment écartés. De même, pour prévenir les effets des oscillations verticales dues à une décharge brusque de glace, on s'arrange à ne pas placer dans le même plan vertical les conducteurs susceptibles d'arriver au contact.

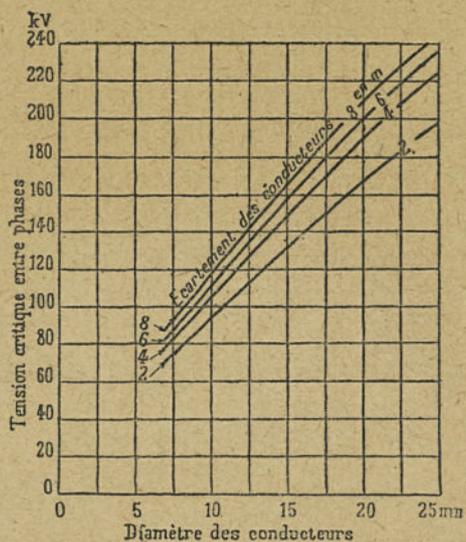


Fig. 139. — Relation entre le diamètre et l'écartement des conducteurs pour prévenir l'apparition des effluves.

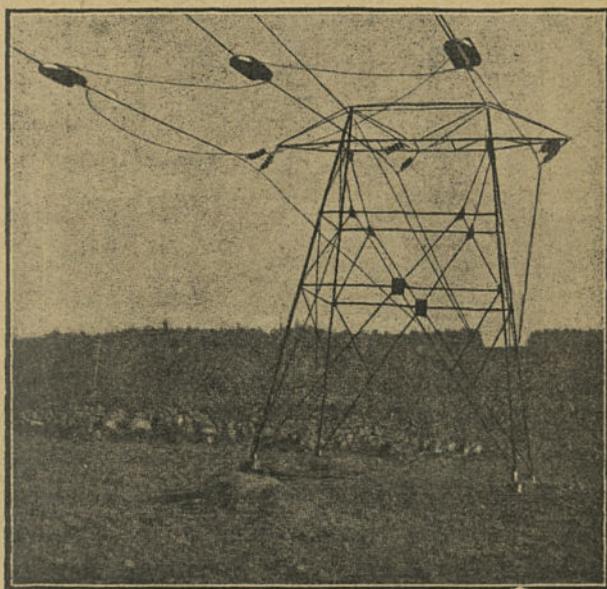


Fig. 140. — Transposition sur une ligne à trois conducteurs en nappes horizontales ; ligne à 220 kv.

2. Disposition des conducteurs imposée par des conditions électriques. — L'apparition des *effluves* entre conducteurs se produit lorsque l'écartement de ceux-ci est insuffisant ; il est donc nécessaire [de déterminer la tension critique d'apparition de ces effluves, en appliquant la formule de Peek déjà signalée dans la première partie de cet ouvrage.

On remarquera seulement ici que la tension critique croit assez

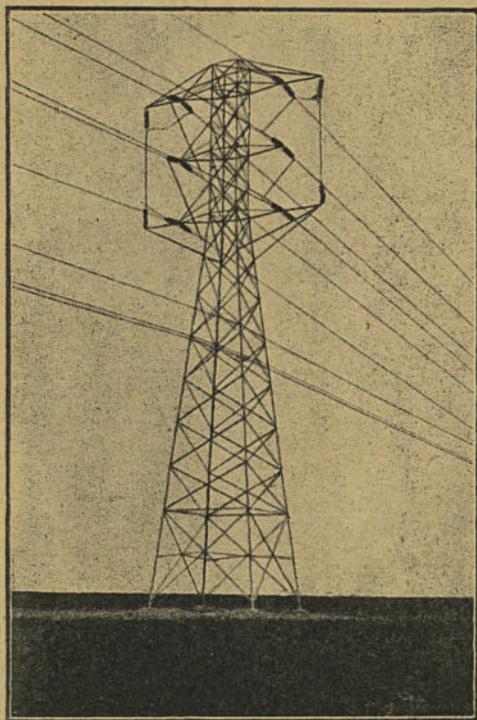


Fig. 141. — Transposition sur une ligne à six conducteurs en deux nappes verticales ; ligne à 110 kv.

rapidement avec le rayon des conducteurs, mais est assez peu sensible aux variations de l'écartement. Cette constatation est très nette si l'on se reporte à la figure 139 qui représente le résultat du calcul de la tension critique pour un certain nombre des valeurs de l'écartement des conducteurs d'une ligne triphasée, en fonction de leur diamètre.

D'autre part, les effets d'induction étant fonction de la figure géométrique formée par les conducteurs, il y a intérêt à se rapprocher d'une disposition en triangle équilatéral. Si ce n'est pas possible,

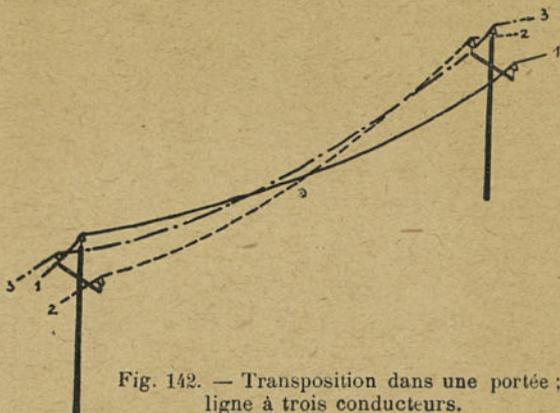


Fig. 142. — Transposition dans une portée ;
ligne à trois conducteurs.

on corrige ces déséquilibres des chutes de tension, ainsi qu'on l'a déjà exposé dans la première partie du présent ouvrage, en impri-

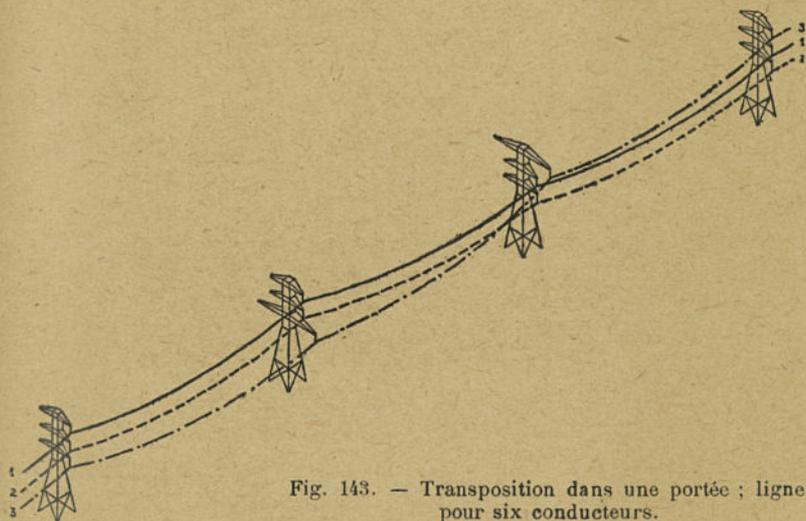


Fig. 143. — Transposition dans une portée ; ligne
pour six conducteurs.

mant aux conducteurs des *rotations* qui les amènent à occuper chacune des positions possibles sur une même fraction de la longueur.

On réalise ainsi une disposition triangulaire fictive dans laquelle

les effets d'inductance et de capacité sont les mêmes pour les trois phases.

D'autre part, l'Arrêté Technique prescrit certaines règles pour l'établissement des rotations au voisinage des lignes de télécommu-

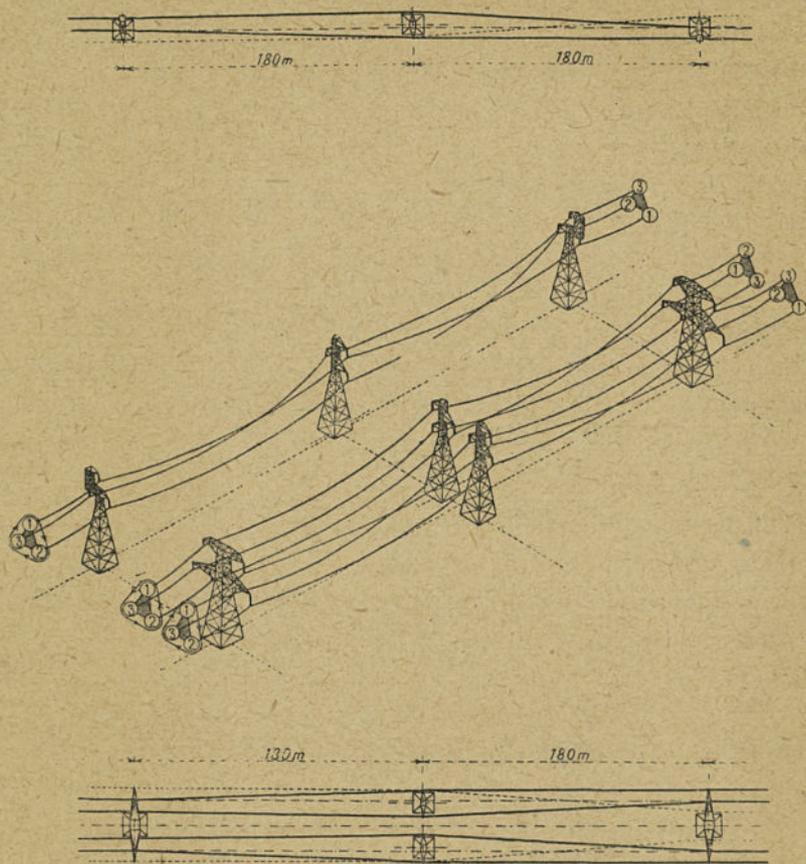


Fig. 144. — Transpositions avec emploi de pylônes spéciaux ; lignes à trois et à six conducteurs.

nication, d'autant plus rapprochées que la disposition des conducteurs est plus dyssymétrique.

Les procédés de transposition sont très divers ; nous rappellerons ceux qui se rencontrent le plus communément.

Dans la disposition de la figure 140, la transposition se fait en pleine ligne, de préférence au voisinage d'un pylône, afin de réduire les balancements.

Dans la disposition de la figure 141, la rotation se fait au droit du pylône lui-même, en utilisant un armement spécial.

La transposition peut se faire aussi entre deux pylônes, comme on l'a représenté schématiquement sur les figures 142 et 143.

On fait parfois usage de pylônes spéciaux pour obtenir les transpositions ; la figure 144 en donne deux exemples, respectivement pour des lignes à trois et à six conducteurs.

Quel que soit le mode de transposition adopté, il est nécessaire de vérifier que le rapprochement des conducteurs est encore compatible avec la tension de la ligne, et éventuellement augmenter l'écartement des bras.

On trouvera dans la littérature de ces dernières années, et notamment dans les *Comptes Rendus des Conférences Internationales des Grands Réseaux* d'autres exemples de transposition adaptés à toutes les dispositions pratiques des conducteurs.

3. Disposition des conducteurs imposée par des conditions mécaniques. — Divers pays ont réglementé l'écartement des conducteurs, en fonction de la tension électrique et de la flèche. Nous donnons ci-dessous quelques-unes des formules adoptées.

a) *Lignes à basse tension.*

AUTRICHE : L'écartement des conducteurs est égal à 1/100 de la portée avec un minimum de 0 m. 20 pour les lignes de cuivre, bronze ou acier et un minimum de 0 m. 30 pour les lignes d'aluminium.

ESPAGNE : L'écartement est de 0 m. 25 pour des portées jusqu'à 50 mètres avec majoration de 1 cm par mètre de portée au delà de 50 mètres.

b) *Lignes à moyenne et à haute tension.* — Pour ces lignes, on déduit l'écartement des formules suivantes :

AUTRICHE :

$$d = 0,75\sqrt{l} + \frac{E}{100} \text{ mètres}$$

pour le cuivre, bronze, fer, acier, aluminium-acier avec âme d'acier de 30 %, et plus, avec un minimum $d=0$ m. 80 pour les tensions supérieures à 3.000 volts, ou

$$d=0,9\sqrt{f} + \frac{E}{100} \text{ mètres}$$

pour l'aluminium et l'aluminium-acier avec âme d'acier de moins de 30 %, avec un minimum $d=1$ mètre pour les tensions supérieures à 3.000 volts.

Dans ces formules, E est la tension entre phases en kilovolts, et f la flèche maximum à +40° C en mètres. Pour les isolateurs à chaînes, f est égal à la flèche réelle majorée de la hauteur des chaînes.

POLOGNE ET ROUMANIE :

$$d=0,75\sqrt{f} + \frac{E^2}{20.000} \text{ mètres}$$

pour le cuivre, bronze, acier et

$$d=0,9\sqrt{f} + \frac{E^2}{20.000} \text{ mètres}$$

pour l'aluminium, avec les mêmes minima qu'en Autriche. On peut remarquer que ces formules prescrivent des écartements plus faibles que ceux utilisés en Autriche jusqu'à des tensions de 200 kilovolts.

PAYS-BAS : Lignes de 15.000 volts et au-dessous, conducteurs non superposés :

$$d=0,75\sqrt{f} + 0,5 \text{ mètres,}$$

conducteurs superposés :

$$d=1,8 (0,75 \sqrt{f} + 0,5) \text{ mètres.}$$

ÉTATS-UNIS : 1° *Isolateurs rigides* : 1° sections des conducteurs inférieures à 33,63 mm² :

$$d=0,64 \sqrt{f-0,62} + 0,0076E \text{ mètres ;}$$

2° sections des conducteurs supérieures à 33,63 mm² :

$$d = 0,37\sqrt{f} + 0,0076E \text{ mètres,}$$

avec un minimum de distance horizontale entre conducteurs de 0,3048 m. pour des tensions de 7.500 volts entre conducteurs et moins, et une augmentation de 1,02 cm. par 1.000 volts au-dessus de 7.500 volts.

La distance verticale minimum entre conducteurs qui détermine en général la distance entre traverses est pour les lignes de 0 à 7.500 volts entre conducteurs de 0,61 m ; pour les lignes de 7.500 à 15.000 volts de 1,20 m. réductible, dans certains cas à 0,61 m. ; pour les lignes de 15.000 à 50.000 volts de 1,20 à porter dans certains cas à 1,80 m.

2° *Isolateurs suspendus* pouvant se déplacer librement : les distances horizontales précédentes doivent être respectées en supposant un déplacement de la chaîne de 45° de part et d'autre de la verticale.

CANADA : Minimum de 0,3048 m. pour les lignes jusqu'à une tension de 7.500 volts entre conducteurs, et une augmentation de 1,02 cm. par 1.000 volts au dessus de 7.500.

ESPAGNE : Ce pays impose pour les lignes de 2° catégorie 0,50 m., pour des portées jusqu'à 50 mètres, et une majoration de 1 cm. par mètre de portée au delà de 50 mètres. Pour les lignes de 3° catégorie, la distance minimum est de 0,75 m. pour des portées jusqu'à 50 mètres. avec majoration de 1 cm. par mètre de portée au delà de 50 mètres, et de 0,5 cm. par 1.000 volts de tension au-dessus de 15.000 volts. Si la portée dépasse 100 mètres, et si en même temps la tension dépasse 15.000 volts, l'écartement entre conducteurs doit être justifié.

Pour les isolateurs suspendus, l'écartement minimum ci-dessus est majoré de 70 % de la longueur de la chaîne de suspension lorsque les conducteurs sont suspendus à la même hauteur.

ALLEMAGNE :

Le V. D. E. donne les formules suivantes :

$$d = 0,75 \sqrt{f} + \frac{E^2}{20.000} \text{ mètres}$$

pour les conducteurs en cuivre, et

$$d = \sqrt{I} + \frac{E^2}{20.000} \text{ mètres}$$

pour les conducteurs en aluminium

Pour des tensions égales ou supérieures à 3.000 V., cette distance ne doit pas descendre au-dessous de 0,80 m. pour les conducteurs en cuivre, et de 1 mètre pour ceux en aluminium.

Pour les isolateurs suspendus, les chiffres donnés par les formules ci-dessus sont à multiplier par 1,5.

Haefner a proposé la formule

$$d = 18\sqrt{E} \text{ mètres}$$

et Uppenborn, la formule

$$d = 40\sqrt[4]{E} \text{ mètres.}$$

Ces deux dernières formules ne tiennent aucun compte de la portée et de la flèche.

Enfin Kapper a proposé la formule

$$d = 0,0066a + 0,10\sqrt{E} \text{ mètres}$$

où a est la portée en mètres.

L'écartement exigé entre un conducteur et le support est fixé comme suit :

PAYS-BAS : Pour les lignes à 15.000 V. et au-dessus, on applique les formules suivantes :

1° Lignes sur isolateurs rigides :

$$d = 0,30 + 0,005E \text{ mètres ;}$$

2° Lignes sur isolateurs suspendus :

$$d = \lambda + 0,005E \text{ mètres,}$$

λ étant la longueur de la chaîne en mètres.

ÉTATS-UNIS : 1° Lignes sur isolateurs rigides : $d = 0,0762$ m. jusqu'à la tension de 7.500 V, et majoration de 0,635 cm. par 1.000 volts au delà de 7.500 V.

2° Lignes sur isolateurs suspendus : Les mêmes minima que ci-

dessus, mais en admettant un déplacement de la chaîne de 45° de part et d'autre de la verticale.

NORVÈGE :

$$d = 0,10 + 0,005 E \text{ mètres,}$$

avec un minimum de 0,10 m. pour les lignes de première catégorie.

Ces diverses formules se traduisent graphiquement sous forme d'abaques rendant très rapides les calculs usuels. On a, par exemple, construit l'abaque de la figure 145 qui reproduit la formule adoptée en Allemagne, pour les conducteurs en *aluminium*.

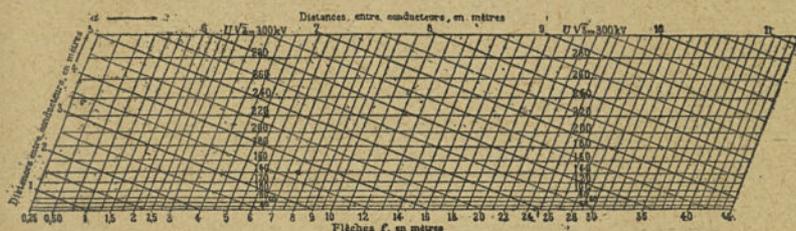


Fig. 145. — Abaque pour le calcul de l'écartement à donner aux conducteurs (formule allemande).

Le même abaque permet de calculer l'expression de la formule

$$d = 0,75 \sqrt{f} + \frac{E^2}{20.000},$$

applicable aux conducteurs de cuivre à condition simplement de prendre pour f sur l'abaque non la flèche réelle, mais une flèche réduite égale à $0,56f$; on a en effet

$$0,75\sqrt{f} = \sqrt{0,56f}.$$

Soit, par exemple, à déterminer la distance minimum à réaliser pour des conducteurs en aluminium et pour une flèche $f=9,50$ m. pour la tension de 220.000V. Du point correspondant à 9,50 m. sur bord horizontal inférieur de l'abaque, on remonte parallèlement aux bords inclinés jusqu'à l'horizontale cotée 220. On chemine ensuite suivant une droite inclinée perpendiculairement au réseau précédent. L'intersection de cette droite avec le bord horizontal supérieur de l'abaque donne la distance d ($d=5,50$ m.) Nous résumons ci-dessous en un tableau les valeurs les

plus communément admises en France pour les lignes triphasées sur isolateurs rigides en fonction de la tension.

Tension	Ecartement entre phases
Basse tension	0,50 m.
10.000 v.	0,80 m.
15.000 v.	0,90 m.
20.000 v.	1,10 m.
30.000 v.	1,20 m.
45.000 v.	1,40 m.
60.000 v.	2 m.

La *General Electric Company* a, d'autre part, indiqué le tableau suivant⁽¹⁾ :

Tension	Ecartement entre phases.
5.000	0,71 m.
15.000	1,02 m.
30.000	1,24 m.
45.000	1,52 m.
60.000	1,83 m.
75.000	2,30 m.
90.000	2,44 m.
105.000	2,75 m.
120.000	3,05 m.

Les lignes à 220.000 volts américaines ont les écartements suivants :

Ligne Big Creek à Eagle Rock de la *Southern C^o* : 5,25 m.

Ligne Laguna Bell de la même Compagnie : 6,78 m.

Lignes de la *Pacific Gaz & Light Co.* à 3 fils : 5,79 m.

Lignes de la même Compagnie à 6 fils : 4,57 m. (distance verticale).

Sur la ligne de Big Creek, la distance au pylône est de 1,10 m.

(1) Note publiée en 1909

quand les chaînes prennent une inclinaison de 45°. La Southern California C^o possesseur de cette ligne envisage pour de nouvelles artères à 220.000 V. de porter cette distance aux supports à 1,50 m. pour une inclinaison des chaînes de 30°.

Les écartements indiqués ci-dessus doivent être augmentés entre des conducteurs appartenant à des circuits non couplés en parallèle, de même tension ou de tensions différentes. Les maxima des tensions peuvent, en effet, être en opposition de phase dans les conducteurs voisins, de sorte qu'il est prudent de déterminer leur écartement comme pour une tension égale à la somme des tensions des deux circuits en présence. Si les flèches des conducteurs des deux circuits sont différentes, on prendra la plus grande des deux pour le calcul de l'écartement par les formules précitées.

D'une façon générale quand les conducteurs ne sont pas de même nature ou de même section, il est prudent de faire l'épuration de leur position respective sous l'influence du vent de 120 kg. m², car, ainsi qu'on l'a exposé dans un précédent chapitre, l'angle d'inclinaison de la chaînette u est tel que :

$$\cos u = \frac{1}{m},$$

en désignant par m le rapport du poids fictif dû au vent au poids propre du fil.

En principe, pour des conducteurs de même nature, l'inclinaison est d'autant plus forte que leur section est plus petite, et pour des conducteurs de même section l'inclinaison est d'autant plus élevée que le métal constitutif est plus léger. On doit donc prêter une grande attention à l'étude des lignes à très haute tension constituées par des câbles en aluminium-acier et pourvues de câbles de terre en acier, de même qu'aux lignes supportant en même temps des câbles de transmission d'énergie et des fils téléphoniques.

4. Exemples des dispositions généralement adoptées. — Les dispositions adoptées pour les conducteurs sont multiples. En principe, on a intérêt à distribuer ceux-ci de part et d'autre du

support, d'une part, pour réduire la hauteur de celui-ci, d'autre part pour équilibrer les efforts de compression dûs au poids des conducteurs.

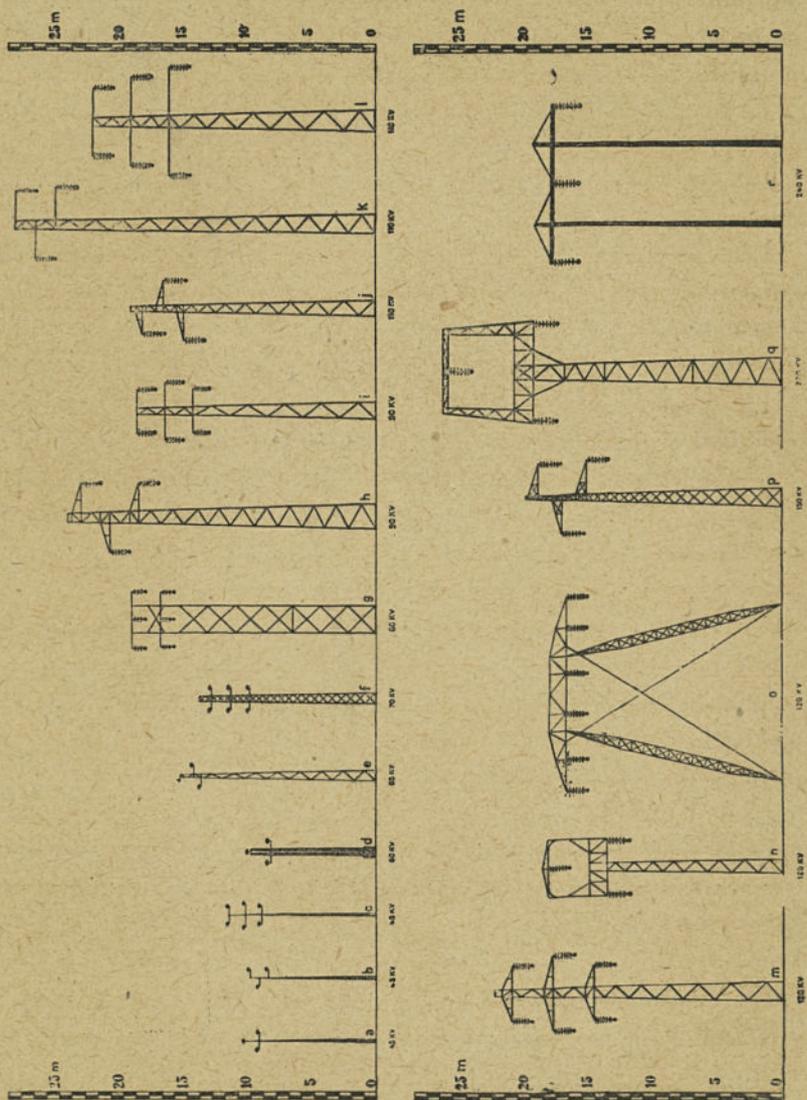


Fig. 146. — Dispositions diverses adoptées pour les conducteurs.

Toutefois, si la même file de support est utilisée pour des circuits différents à même tension, il est préférable de grouper chaque

circuit du même côté du support pour en faciliter le contrôle.

Enfin, si les supports sont utilisés pour plusieurs circuits à des tensions différentes, l'Arrêté Technique exige que le circuit dont la tension est la plus basse (ligne d'énergie ou de télécommunication) soit placé le plus près du sol.

La figure 146 donne quelques exemples des dispositions adoptées généralement en Europe pour le cas des lignes triphasées à haute tension montées sur isolateurs rigides ou sur isolateurs suspendus.

Les dispositions *a*), *b*) et *c*) correspondent à des lignes à 45.000 V. supportées par des poteaux de ciment; portées maxima, 120 m; écartements 1,40 m. et exceptionnellement 1,60 m. pour la traverse intermédiaire du type *c*). (Union Hydro-Électrique Armoricaine).

La disposition *d*) correspond à un type spécial d'une ligne à 60.000 V. supportée par deux poteaux de bois jumelés et fixés sur une embase en béton; portées maxima: 110 mètres; 3 conducteurs aluminium-acier de 25 mm²; écartement: 2 mètres (Société des Forces Motrices de la Loue).

La disposition *e*) correspond à une ligne à 65.000 V. sur pylônes métalliques; portées maxima 120 mètres; 3 conducteurs en cuivre de 50 mm². Écartements: entre plans verticaux par rapport au conducteur supérieur, 0,45 m. et 1,35 m.; entre plans horizontaux par rapport au conducteur supérieur, 1,15 m. et 0,60 m. (Compagnie Lorraine d'Électricité).

La disposition *f*) correspond à une ligne à 70.000 V. sur pylônes métalliques; portées maxima 100 mètres; 6 conducteurs en cuivre de 50 mm². Écartements entre plans verticaux 1,650 m.; entre plans horizontaux 1,50 m. (Société Hydro-Électrique de Lyon).

La disposition *g*) étudiée en Italie correspond à une ligne à 60.000 V. à 6 conducteurs. Écartements 2,20 m. (Ligne du Volturmo).

La disposition *h*) a été adoptée par la Compagnie du Chemin de fer de Paris à Orléans pour une ligne à 90.000 V. Écartements des deux conducteurs de droite: 4,50 m.; du conducteur de gauche à

chacun des deux autres : 6 mètres (Ligne de Coindre à Marèges).

La disposition *i*) correspond aussi à une ligne à 90.000 V., à 6 conducteurs d'un diamètre de 10,5 mm. Ecartements : horizontaux, 3,50 m. et 4,60 m. ; verticaux, 2,20 m. (Nord-Ouest).

La disposition *j*) correspond à une ligne à 100.000 V. 3 conducteurs de 11,5 mm. de diamètre ; portées maxima 180 mètres ; écartements : entre les deux conducteurs de gauche : 3,70 m. ; entre le conducteur de droite et ceux de gauche : 4 mètres et 5 mètres (Ligne de Delle à Pouxoux).

Les dispositions *k*) et *l*) correspondent à des lignes bavaroises à 110.000 V. ; la première est équipée par 3 conducteurs en aluminium-acier de 120 mm², la seconde par des câbles de cuivre de la même section.

La disposition *m*) correspond à une ligne à 120.000 V. ; portées maxima 225 mètres. Ecartements : horizontalement, 4,40 m. et 6 mètres, verticalement 3,28 m. (Commission Technique des Sociétés d'Énergie Électrique).

La disposition *n*) correspond aussi à une ligne à 120.000 V. étudiée pour une région particulièrement sujette au givre. Portées maxima 250 mètres. Ecartements des conducteurs en triangle équilatéral 5,08 m. (Société de Transport d'Énergie du Centre).

La disposition *o*) a été étudiée par M. Darrieus sur pylône-chevalet pour la tension de 120.000 V. et pour 6 conducteurs en nappe horizontale ; écartements : 2,50 m. et 4 mètres.

La disposition *p*) correspond à une ligne à 150.000 V. Ecartements : des conducteurs de droite 4 mètres, du conducteur de gauche à chacun des deux autres, 6 mètres (Compagnie des Chemins de fer du Midi).

La disposition *q*) correspond à une ligne à 220.000 V., équipée provisoirement à 150.000 V. Ecartements des conducteurs 7,80 m. (Compagnie du Chemin de fer de Paris à Orléans).

La disposition *r*) correspond à une ligne à 240.000 V. sur poteaux et traverse en ciment centrifugé. Ecartements 6,34 m. (Ligne de Cadarno à Cislago).

La figure 147 donne quelques types des dispositions adoptées

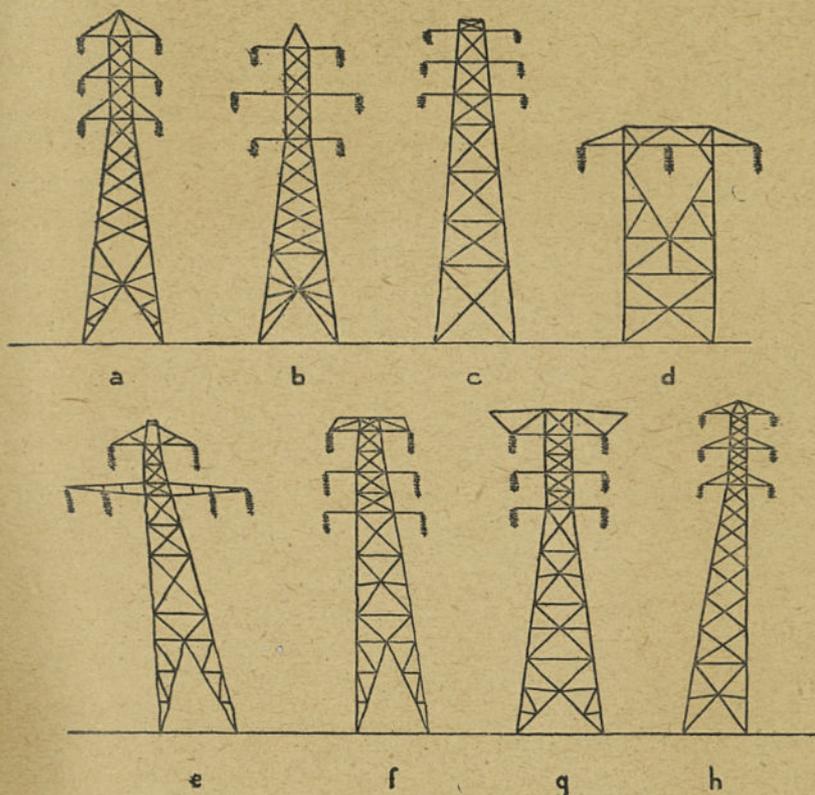


Fig. 147. — Dispositions adoptées sur certaines lignes américaines.

aux Etats-Unis pour les lignes à très haute tension, et dont les caractéristiques sont résumées au tableau suivant :

TYPE	Nature des conducteurs	Tension en kv	Portées en pieds	Ecartement en pouces	Sociétés exploitantes
<i>a</i>	cuivre	100	750	120	Yadkin River Power Co.
<i>b</i>	al. ac.	140	660	120	Southern Sierras Power Co.
<i>c</i>	aluminium	60	760	84	Washington Water Power Co.
<i>d</i>	al. ac.	220	660	210	Pacific Light and Power Co.
<i>e</i>	aluminium	110	550	96	Hydro Electric Power Co.
<i>f</i>	cuivre	110	600	102	— — —
<i>g</i>	aluminium	100	520	96	Shawingan Water and Power Co.
<i>h</i>	cuivre	60	700	96	Southern Cal. Edison Co.

Enfin, nous résumons dans les deux tableaux ci-dessous les caractéristiques principales de diverses lignes à très haute tension.

CARACTÉRISTIQUES PRINCIPALES DES LIGNES A PLUS DE 100 kv (1).

TENSIONS	100.000 volts	150.000 volts	200.000 volts	250.000 volts	
Distance en mètres entre conducteurs.	Disposés dans un plan vertical.	3,20	4,80	6,40	8,00
		Disposés en triangle.	2,40	3,60	4,80
Distance du conducteur le plus bas à la terre en mètres	6,50		7,00	7,50	8,00
Diamètre minimum admissible d'un conducteur en millimètres	11	18	25	32	
Tension critique E_0 en volts.	100.000	160.000	220.000	280.000	
Tension à laquelle se manifeste l'effet corona	120.000	180.000	240.000	300.000	
Self induction kilométrique en milli-henrys	1,31	1,29	1,29	1,28	
Capacité kilométrique en millièmes de microfarads	0,65	0,86	0,86	0,87	
Pour le transport de 50.000 kilowatts	Intensité du courant en ampères dans une phase	289	193	145	116
	Section du cuivre en millimètres carrés.	200	130	100	80
	Perte de puissance en watts par kilomètre.	2190	1500	1100	880
Pour le transport de 100000 kilowatts	Intensité du courant en ampères par phase.	578	386	290	232
	Section du cuivre en millimètres carrés.	400	260	200	160
	Perte de puissance en watts par kilomètre.	4380	3000	2200	1760

(1) D'après K. J. LAUVELL, Elektrotechnik und Maschinenbau, 15 mai 1924.

La tension critique E_0 est celle au-dessous de laquelle les pertes par rayonnement et par ionisation sont négligeables; les indications se rapportent au cas d'un facteur de puissance égal à l'unité.

Caractéristiques des lignes américaines à 220 kv.

	Los Angeles	San-Francisco	Philadelphie
Longueur en Km.	440	325	93,5
Nombre de lignes	3 simples	1 double	2 simples
Nature des conducteurs	al-acier	cuivre et al-acier	al-acier
Section mm ²	382	250 et 382	402
Écartement m.	6,50	6,50 à 7,50	7,15 à 7,75
Portées moyennes m.	350 à 380	250 à 350	350
Fondations	Fers goudronnés et béton aux angles	Fer goudronnés et béton aux angles	Fers goudronnés et béton aux angles
Isolateurs	12-13 et 18-20	13-14	12-14 et 14-16
Foudre.	rare	rare	fréquente
Câbles de terre.	1	0	2 al-acier
Parafoudres.	—	—	oxid-film
Anneaux de garde.	employés	employés	employés
Chute de tension.	9 ‰	4 ‰	2,5 ‰
Puissance par lignesimplekw.	90.000	100 000	200.000
Puissance du réseau kw. . . .	515.000	440.000	625.000
Moteurs synchrones kva. . . .	440.000	160.000	100.000
Téléphonie	II ^e Fréquence	II ^e Fréquence	Ordinaire

5. Inclinaison prise par une chaîne d'isolateurs placée à un support d'angle. — Dans le cas d'une ligne suspendue, la chaîne d'isolateurs prend sous l'influence du vent ou de la traction des conducteurs une inclinaison qu'il est nécessaire de connaître en vue de déterminer le rapprochement possible des conducteurs. On peut obtenir cette inclinaison par les calculs suivants, assez simples, qui ont été indiqués par M. Cangia (1).

a) Considérons tout d'abord le cas simple d'une chaîne placée en *alignement*, et déterminons son inclinaison sous l'influence du vent ; et soient :

P_v l'effort du vent sur le conducteur ;

Q_v l'effort du vent sur la chaîne ;

P_o le poids du câble ;

Q_o le poids de la chaîne ;

λ la longueur de la chaîne.

(1) G. D. CANGIA. Poteaux universels pour grands transports d'énergie électrique. *Conférence internationale des Grands Réseaux électriques* de 1923, p. 176.

La position d'équilibre de cet ensemble est celle de la figure 148, en supposant que la chaîne AB est absolument rigide.

Les conditions d'équilibre du système capable de tourner autour du point A sont données par l'équation

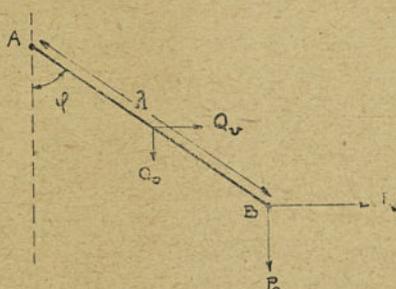
$$(1) \quad \left(P_v + \frac{Q_v}{2}\right) \lambda \cos \varphi = \left(P_0 + \frac{Q_0}{2}\right) \lambda \sin \varphi,$$

d'où

$$(2) \quad \text{tang } \varphi = \frac{P_v + \frac{Q_v}{2}}{P_0 + \frac{Q_0}{2}}.$$

Il est bien évident que si l'effort du vent était nul, la chaîne serait verticale; la formule (2) donne bien dans ce cas un angle d'inclinaison φ nul.

b) Considérons maintenant le cas d'une chaîne placée en *angle*.



D'après ce que l'on a exposé dans un chapitre précédent, l'effort F_1 sur la chaîne dû au conducteur de section s supposé tendu à une contrainte maximum T a pour expression

$$(3) \quad F_1 = 2Ts \sin \frac{\beta}{2} + P_v \cos \frac{\beta}{2},$$

Fig. 148. — Equilibre d'une chaîne, sous l'influence du vent et des charges verticales.

de sorte que l'équation d'équilibre (1) devient, en remarquant, en outre, que l'action du vent peut s'exercer soit dans le même sens, soit en sens inverse de la traction,

$$(4) \quad \left[2Ts \sin \frac{\beta}{2} \pm \left(P_v \cos \frac{\beta}{2} + \frac{Q_v}{2}\right)\right] \lambda \cos \varphi = \left(P_0 + \frac{Q_0}{2}\right) \lambda \sin \varphi,$$

d'où

$$(5) \quad \text{tang } \varphi = \frac{2Ts \sin \frac{\beta}{2} \pm \left(P_v \cos \frac{\beta}{2} + \frac{Q_v}{2}\right)}{P_0 + \frac{Q_0}{2}}.$$

D'après cette formule, les deux inclinaisons extrêmes de la chaîne sont données pour l'angle φ correspondant aux signes + et - dûs à la direction du vent.

Par vent nul, on a plus simplement, en désignant par T_0 la contrainte correspondante, et par φ_0 l'angle,

$$(6) \quad \text{tang} \varphi_0 = \frac{2 T_0 s \sin \frac{\beta}{2}}{P_0 + \frac{Q_0}{2}}$$

Le calcul des formules ci-dessus permet de déterminer l'angle d'inclinaison pris par la chaîne d'isolateur pour une série d'angles de la ligne. On fixera ensuite l'angle limite à partir duquel les chaînes simples ne permettront plus de conserver les écartements au pylône ou à ses ferrures et devront, par conséquent, être remplacées par des chaînes d'ancrage ou devront être éventuellement surchargées par des contrepoids de manière à réduire ainsi l'angle φ . Les mêmes formules permettent de calculer le contrepoids nécessaire.

Considérons à titre d'exemple le cas d'une ligne à 60.000 v., dont les conducteurs sont en cuivre de 52,8 mm² de section; diamètre 9,45 mm; portée 200 m; contrainte maximum 15 kg/mm².

On aura :

$$P_0 = 99,6 \text{ kg.}$$

$$Q_0 = 40 \text{ kg.}$$

$$Q_v = 15 \text{ kg.}$$

$$P_v = 136 \text{ kg.}$$

$$Ts = 15 \times 52,8 = 780 \text{ kg.,}$$

d'où en appliquant la formule générale

$$\text{tang} \varphi = \frac{2 \times 780 \sin \frac{\beta}{2} \pm \left[136 \cos \frac{\beta}{2} + \frac{15}{2} \right]}{99,6 + \frac{40}{2}},$$

ou

$$\text{tang} \varphi = 13,0 \sin \frac{\beta}{2} \pm \left(1,14 \cos \frac{\beta}{2} + 0,06 \right).$$

Les calculs des angles φ correspondant aux deux signes de cette dernière expression sont résumés dans le tableau suivant pour les angles β égaux à 0°, 10° et 20°.

	$\beta = 0^\circ$	$\beta = 10^\circ$	$\beta = 20^\circ$
$1,14 \cos \frac{\alpha}{2}$	0,80	0,73	0,65
$1,14 \cos \frac{\alpha}{2} + 0,06$	0,86	0,79	0,71
$13 \sin \frac{\alpha}{2}$	0	1,10	2,30
$\text{tang } \varphi$ (signe +)	0,86	1,89	3,01
φ (signe +)	$40^\circ 40'$	$62^\circ 10'$	$71^\circ 40'$
$\text{tang } \varphi$ (signe -)	- 0,86	0,29	1,59
φ (signe -)	$-40^\circ 40'$	$16^\circ 10'$	$57^\circ 50'$

Les épures de la figure 149 résument le résultat de ces calculs,

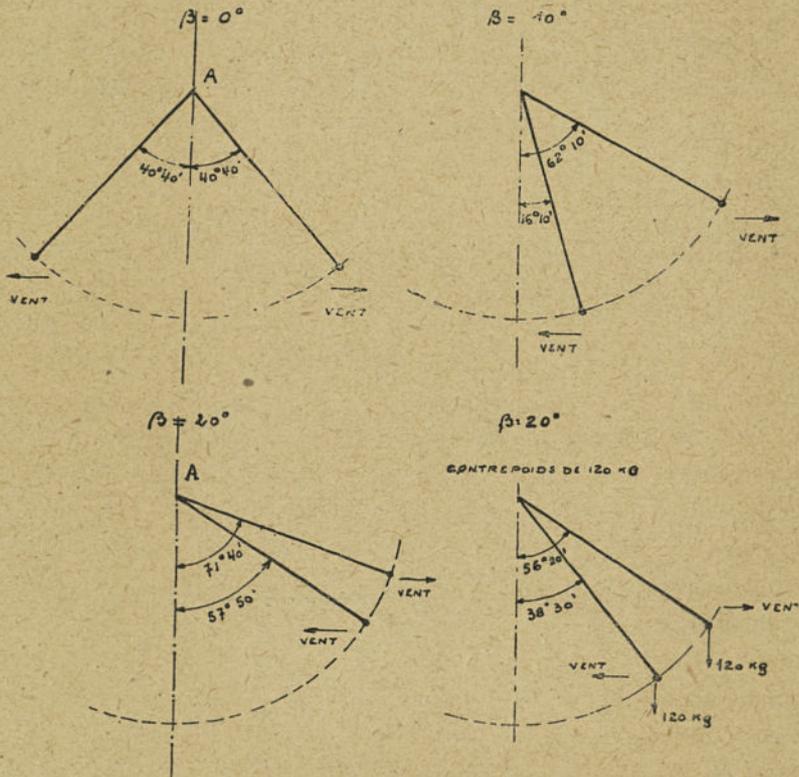


Fig. 149. — Epure donnant la position des chaînes d'isolateurs sous l'influence du vent.

et montrent ainsi pour chaque angle β du tracé de la ligne les deux positions prises par la chaîne sous l'influence d'un vent agissant soit dans le même sens que la traction des conducteurs soit dans le sens opposé. On voit qu'à mesure que l'angle β

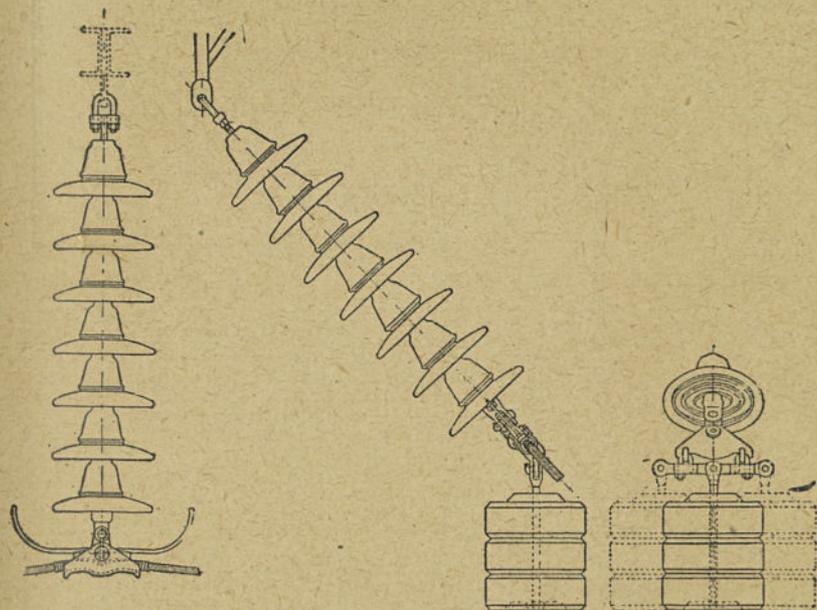


Fig. 150. — Chaîne d'isolateurs munie d'un contrepoids pour réduire son inclinaison.

augmente, les inclinaisons extrêmes de la chaîne passent plus à droite qui est le sens supposé de la traction ; en même temps l'angle compris entre ces deux inclinaisons extrêmes diminue.

On peut ainsi dans chaque cas particulier déterminer les positions prises par les chaînes d'isolateurs pour les deux cas envisagés : traction maximum du conducteur et vent agissant dans le même sens ou dans le sens opposé, et établir les armements en conséquence.

Remarquons que ce calcul ne peut être qu'approché puisqu'il ne tient pas compte des variations de contrainte dues au déplacement du point de fixation du conducteur, dont la portée se trouve ainsi modifiée d'une petite quantité \pm de signe différent suivant le sens

du vent par rapport à celui de la traction ; mais il donne toutefois avec une exactitude suffisante les éléments nécessaires à la déter-

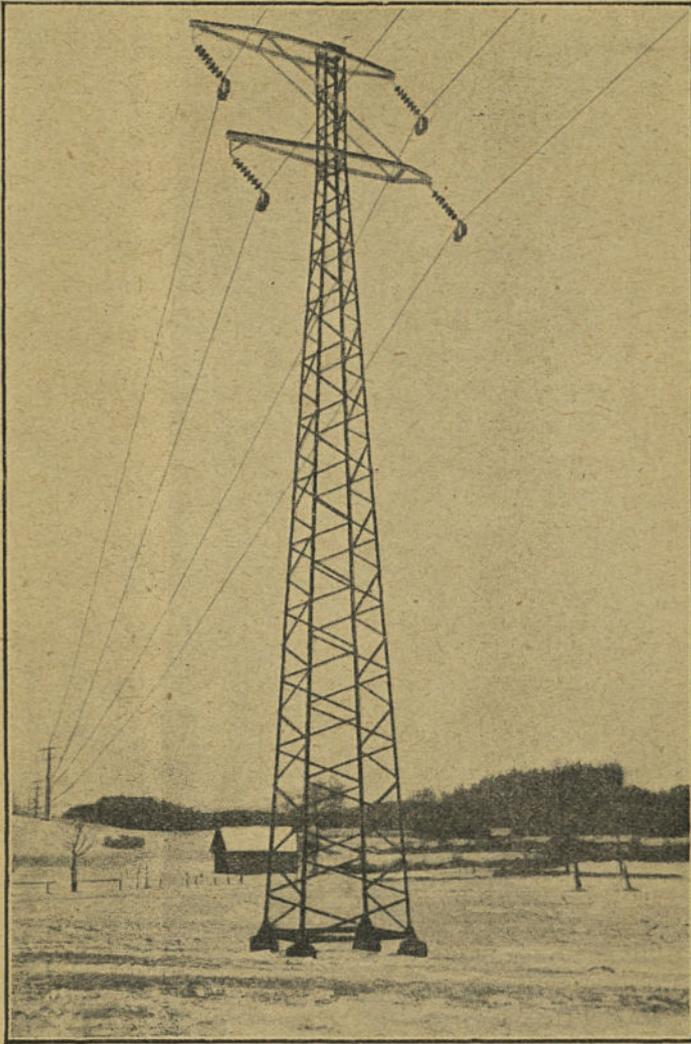


Fig. 151. — Pylône équipé avec des chaînes d'isolateurs munies de contrepoids.

mination approchée de la position des chaînes que nous avons considérées comme rigides dans le but de simplifier le problème.

Si l'on suspendait à la chaîne un contrepoids de 120 kg., on réduirait la valeur de la tangente de l'angle φ . de sorte que, par exemple pour $\beta=20^\circ$, les deux angles φ qui sont $71^\circ 40'$ et $57^\circ 50'$ prendraient respectivement les nouvelles valeurs $56^\circ 20'$ et $38^\circ 30'$.

Ces deux inclinaisons ont été indiquées aussi sur la figure 149. Les Chemins de fer fédéraux suisses (1) ont construit récemment

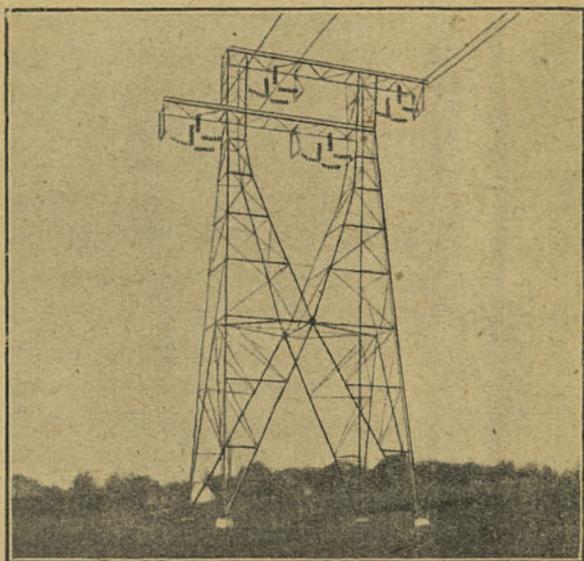


Fig. 152. — Pylône d'angle pour ligne sans arrêt.

une ligne de transmission d'énergie pour laquelle ils ont généralisé l'emploi des contrepoids pour éviter les pylônes d'ancrage, de sorte qu'entre deux sous-stations, dont la distance peut atteindre 50 km., la ligne n'est pas amarrée.

La figure 150 représente une chaîne d'alignement et une chaîne d'angle munie de poids, en nombre approprié, et qui sont suspendus à la pince. Ces poids sont utilisés pour les angles à partir de

(1) WYSSLING. — Ligne électrique à longues portées des Chemins de fer fédéraux suisses, en alliage d'aluminium à conductibilité élevée et à haute résistance mécanique. Rapport à la Conférence Internationale des Grands Réseaux Electriques de 1927.

15°. La figure 151 représente un pylône d'angle portant à chaque chaîne d'isolateurs une charge de 300 kg. de plomb.

Enfin, la figure 152 représente un pylône pour les angles très élevés ; chaque conducteur est suspendu par deux chaînes verticales normales d'isolateurs. Deux autres chaînes horizontales fixées aux pinces de serrage du câble servent à maintenir les premières dans leur position. Enfin une troisième chaîne horizontale est tendue dans la direction opposée pour éviter que l'effort du vent ne relève les conducteurs.

Les principales caractéristiques de cette ligne sont les suivantes : tension 132.000 v. ; 4 câbles en almelc (alliage n° 3 de Neuhausen) de 240 mm^2 ; diamètre 20,1 mm. ; deux circuits monophasés à $16 \frac{2}{3}$ périodes par seconde, destinés à raccorder les deux groupes

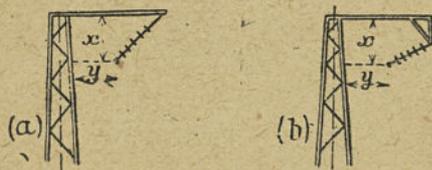


Fig. 153. — Modification des bras d'armement pour prévenir le trop grand rapprochement des conducteurs sous l'influence de l'inclinaison des chaînes d'isolateurs.

d'usines hydro-électriques des Chemins de Fer Fédéraux : le groupe Ouest, Barberine-Vernayaz (Valais) et le groupe situé dans le Midi de la Suisse Centrale Amsteg-Ritom (Gothard).

Enfin, pour éviter le rapprochement des conducteurs au pylône ou aux traverses dans les angles, on modifie parfois les armements en adoptant, par exemple, la disposition *b*) de la figure 153, qui permet de réaliser une distance *x* plus élevée.

CHAPITRE VI

SUPPORTS EN BOIS

1. Généralités. — Les poteaux de bois ont été utilisés depuis longtemps pour la construction des lignes électriques : lignes téléphoniques ou télégraphiques et lignes de transmission d'énergie. Ce type de support est particulièrement réservé actuellement aux lignes à basse tension. Les lignes à haute tension où il est employé seul ou monté sur embases sont peu nombreuses, cependant, les Américains n'ont pas hésité parfois à l'utiliser même pour les lignes à très haute tension.

Les poteaux de bois que l'on trouve dans le commerce sont injectés d'après les procédés que l'on exposera plus loin. On peut même, par précautions spéciales, goudronner le poteau dans la région de l'encastrement qui est la partie la plus sujette à l'attaque des insectes ou à la pourriture. La tête du poteau doit être aussi l'objet de soins spéciaux; elle doit être appointée en forme de cône pour éviter le séjour de l'eau. On pousse parfois la précaution jusqu'à recouvrir cette extrémité d'une coiffe ou chapeau en zinc ou en tôle galvanisée.

La portée moyenne des lignes avec supports de bois est généralement de l'ordre de 40 mètres; elle atteint parfois 50 mètres en alignement droit pour les lignes de petite section, et s'abaisse à 30 mètres environ et même moins dans les courbes ou pour les lignes à forte section.

Aux angles, les poteaux doivent être renforcés soit par une contre-fiche, soit par un hauban, soit par le jumelage de deux poteaux, tant pour éviter l'apparition d'une flèche d'aspect toujours défectueux que pour réaliser le coefficient de sécurité exigé.

La profondeur d'implantation doit être suffisante pour que le poteau ne soit pas renversé par l'effort appliqué en tête. Cette profondeur varie évidemment avec la nature des terres, ainsi qu'on l'indiquera au chapitre traitant des fondations des supports; mais dans un bon sol, on peut admettre la règle simple suivante : profondeur d'implantation = le dixième de la hauteur totale du poteau plus 0,60 m. D'après cette règle, les profondeurs d'implantation des poteaux pour les hauteurs courantes seront ainsi les suivantes.

HAUTEUR TOTALE du poteau	PROFONDEUR d'implantation	HAUTEUR HORS SOL
m.	m.	m.
8	1,40	6,60
9	1,50	7,50
10	1,60	8,40
11	1,70	9,30
12	1,80	10,20
13	1,90	11,10
14	2	12

Les poteaux sont généralement désignés par leur diamètre en tête; dans toute commande, on spécifie deux limites des diamètres entre lesquelles doivent être compris les poteaux livrés, par exemple ces limites sont comprises entre 11 et 13 cm. pour les plus petits poteaux, 12 et 14 cm. pour les poteaux moyens et 13 et 15 cm., ou au-dessus pour les gros poteaux.

2. Caractéristiques des bois employés comme supports. — Les poteaux de bois périment en général par putréfaction de la partie voisine de l'encastrement; ils doivent être donc choisis d'une essence résistant bien à la putréfaction, ou d'une essence facile à traiter par imprégnation de substance immunisante.

Les bois lourds conviendraient ainsi très bien si leur prix ne rendait en général leur emploi prohibitif, aussi utilise-t-on presque exclusivement dans nos pays des bois doux et résineux, principalement les pins, les sapins, les épicéas et les mélèzes.

Le *pin* est de tous les résineux celui qui convient le mieux pour la constitution des supports de bois, et parmi eux c'est le sapin rouge du Nord connu sous le nom de *Pinus Sylvestris* qui est le plus recherché.

Dans cette variété, la sève ne circule que dans l'aubier, et au fur et à

mesure de la transformation de l'aubier en bois parfait les vaisseaux sont obstrués par la résine qui rend cette partie impénétrable à l'humidité. Il n'en est pas de même pour les résineux blancs où la circulation de la sève se produit encore au travers du bois parfait.

Le *mélèze* est particulièrement cassant, et un choc pendant le transport peut produire la rupture du poteau.

L'*épicéa* a la fibre très tendue, de sorte que le bois peut céder sous la pression des ferrures.

Les caractéristiques générales permettant de reconnaître ces diverses essences sont les suivantes :

Le *Pinus Sylvestris* est droit; il a les branches distribuées en couronnes étagées; les rameaux coupés donnent lieu à des nœuds bruns foncés inclinés à 45° environ. Son aubier est de teinte jaunâtre et le bois parfait ou duramen est de teinte rougeâtre.

L'*épicéa* qui présente l'aspect général d'une pyramide a, par rapport au sapin, une écorce plus grossière, un bois plus blanc et un grain plus fin.

Le *mélèze* est un sapin blanc, droit, de croissance rapide, de forme pyramidale; son bois est résineux, de couleur rougeâtre; ses nœuds sont horizontaux et rougeâtres. Il se distingue des autres espèces par le fait que son feuillage est annuel et non persistant. Il croît surtout sur les hauts sommets, ce qui le rend souvent difficile à exploiter.

Quelle que soit l'essence, le bois doit être dur, de structure uniforme, d'un grain serré. Quand il a poussé régulièrement à l'abri des grands vents, les couches annuelles sont bien cylindriques, les fibres sont droites, l'écorce est unie, le bois est dense et dur.

La couleur d'un bois de qualité doit être claire par rapport à celle du bois de l'espèce considérée; l'odeur doit être fraîche et agréable: un bois pourri a une odeur aigre, piquante et même nauséabonde. La sonorité est aussi un signe de bonne qualité d'un bois. Sous le choc d'un marteau, il doit donner un son clair; un bruit sourd dénoterait la présence de cavités internes.

Le bois doit offrir une grande résistance dans le sens des fibres; celles-ci doivent présenter de la souplesse et de l'adhérence entre elles. Pour constater la résistance, on peut, à défaut d'essais directs, détacher un copeau que l'on éprouve dans le sens des fibres et dans le sens perpendiculaire. A l'épreuve dans le sens perpendiculaire de la fibre, il faut que le bois se rompe en longues filandres et non suivant une section nette.

Les *défauts du bois* les plus communs sont les nœuds, les ulcères, les gélivures, les roulures, les gerces, les cadranures, la carie, la vermoulure.

Les nœuds affaiblissent la section, et, d'autre part, peuvent entraîner la pourriture du poteau.

Les ulcères se produisent sur l'épiderme de l'arbre; ils sont accompagnés de végétations malsaines, d'excroissances et d'un suintement nauséabond.

Les gélivures sont des fentes verticales et profondes dues à l'action de la gelée sur la sève.

Les roulures sont constituées par des vides circulaires entre les couches de bois parfait. Elles résultent de l'action du vent, qui a détaché sur une certaine étendue deux couches qui n'avaient pas encore une adhérence suffisante. Les roulures affaiblissent la résistance du poteau, et en favorisent la décomposition.

Les gerces sont des fentes allant de la périphérie vers le centre, et proviennent d'une dessiccation trop rapide et au soleil.

Les cadranures proviennent de gélivures et de gerces dans des arbres ayant poussé dans des terrains humides; elles affectent la forme d'un cadran, de sorte que lorsqu'elles s'étendent jusqu'au cœur de l'arbre, la section de celui-ci est échancrée entre deux rayons.

La carie est la décomposition du bois parfait; la partie cariée est de einte rougeâtre et sans cohésion.

La vermoulure résulte de l'attaque des vers; le bois est attaqué sous l'écorce et tombe en poussière.

Les bois tors sont ceux dans lesquels les fibres ne sont pas parallèles à l'axe, mais disposées en hélice autour de cet axe. Les poteaux de bois tors tournent sur eux-mêmes dans un sens s'il fait chaud ou sec, et dans l'autre s'il fait humide, produisant ainsi des tractions complémentaires sur les conducteurs qu'ils supportent.

Le bois séchon est celui des arbres morts sur pied; ce bois se pourrit facilement.

La pourriture se produit sous l'influence alternative de l'air sec et de l'humidité; en l'absence de ventilation suffisante d'un bois encore vert, il y a fermentation de la sève qui se corrompt.

3. Préservation des poteaux par injection ou imprégnation d'antiseptiques. — Les poteaux plantés sans avoir subi de préparation spéciale pourrissent rapidement, particulièrement dans la partie enterrée et voisine du sol. Il est nécessaire, pour prolonger leur durée, de les injecter d'une substance antiseptique. La durée ainsi obtenue pour les poteaux traités dépend, pour un même sol, du procédé d'injection et du soin apporté à l'application de l'antiseptique; elle peut varier en général entre 7 et 15 ans suivant les bois et le procédé appliqué. Il est toutefois prudent dans les comptes d'amortissement d'une ligne de ne compter que sur une durée moyenne de l'ordre de 10 à 12 ans.

Nous avons déjà signalé que les principales causes de destruction des poteaux de bois sont l'humidité et l'air, qui favorisent l'éclosion dans le bois, d'une part, d'infusoires microscopiques agents de la transformation du bois en humus, et, d'autre part,

de végétations cryptogamiques (moisissures). Cette éclosion est particulièrement intense pour des conditions déterminées d'humidité; le mycélium se développe le mieux, par exemple, au contact de l'oxygène de l'air lorsque l'humidité du bois atteint environ 18 0/0.

Enfin, les bois peuvent être aussi attaqués et détruits par les parasites animaux, tels que les termites, les fourmis, etc.

Les traitements préservatifs ont donc pour but de rendre les poteaux réfractaires à l'action des infusoires et des parasites végétaux et animaux; ils consistent à incorporer au bois des matières immunisantes telles que les sulfates et acétates de cuivre et de fer, le bichlorure de mercure ou sublimé, le fluorure de mercure, l'acide arsénieux, le bichlorure de zinc, la créosote, etc.

Les procédés employés pour cette incorporation peuvent être classés en trois catégories :

- a) Incorporation par immersion;
- b) Incorporation par injection;
- c) Incorporation par vide et pression.

a) *Traitement des bois par immersion.* — Les poteaux convenablement séchés sont plongés dans l'antiseptique choisi.

Pour l'application du *bichlorure de mercure*, le poteau sera plongé pendant dix jours environ dans une solution froide de sublimé à 2 0/0.

Ce traitement désigné généralement sous le nom de « procédé Kyan » est couramment utilisé en Allemagne. Pendant toute la durée de l'opération, on maintient le liquide en agitation en envoyant de l'air comprimé par le fond du bassin. La teneur de la solution est vérifiée périodiquement de façon à la renforcer si c'est nécessaire.

Il est inutile d'exercer une pression sur le liquide pour imprégner la totalité des pores du poteau, car le bichlorure de mercure est un antiseptique très puissant qui a, en outre, l'avantage de se combiner avec la sève du bois pour donner un produit insoluble.

b) *Traitement par injection.* — Le procédé le plus connu est le procédé « Boucherie » qui consiste à injecter du sulfate de cuivre

sous forme de solution contenant environ 1 à 2 kg. de sulfate de cuivre pour 100 litres d'eau.

La solution antiseptique est injectée sous pression à la base des poteaux rangés parallèlement la pointe sur le sol et la base élevée de 1 mètre environ. Le liquide antiseptique pénètre lentement dans tous les vaisseaux du bois, chassant la sève.

L'injection est terminée lorsque la solution antiseptique sort à l'extrémité du poteau ce qui a lieu au bout de plusieurs jours.

On compte 10 à 15 jours pour la durée de l'injection des poteaux ordinaires et cette injection exige de 9 à 10 kg. de sulfate de cuivre par mètre cube de bois, employé en solution à 2 0/0.

Le sulfate de cuivre ne doit pas contenir de sulfate de fer, et l'eau doit être exempte de chaux. Ce procédé donne de bons résultats, à condition d'être effectué très peu de temps après la coupe des arbres (10 jours au plus), afin de faciliter la circulation de la solution antiseptique.

Le sulfate de cuivre présente l'inconvénient d'être soluble dans l'eau, et par conséquent d'être dissout par la pluie. Il a par contre le principal avantage d'être relativement bon marché, de diminuer l'inflammabilité du bois, et d'être d'une manipulation facile.

D'autre part il attaque le fer et forme du sulfate ferrique qui détruit la matière organique.

En France, on exige que le sulfate de cuivre soit cristallisé, qu'il ne contienne pas plus de 1 0/0 de matières étrangères, et que sa teneur en cuivre soit de 24,5 0/0.

Les propriétés immunisantes du sulfate de cuivre résultent des observations suivantes faites sur des bois soumis à l'action d'une solution de sulfate de cuivre :

- a) Les matières azotées sont enlevées par la dissolution ;
- b) Les cellules du bois se trouvent partiellement bouchées par du résinate de cuivre et plus tard par du cuivre métallique ;
- c) Le bois se recouvre d'une nouvelle couche préservatrice de matière carbonneuse.

Cette couche charbonneuse protège les bois contre les agents atmosphériques, sous la réserve, toutefois, qu'ils soient soustraits

à l'action dissolvante de la pluie, ce qui n'est généralement pas le cas pour les poteaux des lignes électriques.

On trouve une preuve de l'action conservatrice du sulfate de cuivre dans les installations de la mine de cuivre de Rio-Tinto, en Espagne : les bois qui, depuis plusieurs siècles, soutiennent certaines galeries, sont en parfait état de conservation étant simplement charbonnés, par suite de la présence du sulfate de cuivre et du cuivre métallique qui les recouvrent.

On a cherché à utiliser intégralement ces intéressantes propriétés du sulfate de cuivre dans la préparation des poteaux pour lignes électriques en éliminant l'effet des pluies, qui dissolvent et entraînent peu à peu les cristaux.

Cette recherche a amené la découverte d'un produit l'aczol, qui fixe les sels insolubles de cuivre et de zinc dans le bois.

Une solution d'aczol titrant 7 0/0 de sels, contient pour cent litres un minimum de : 400 grammes de cuivre ; 250 grammes de zinc et 600 grammes de phénols, alors que les solutions de sulfate de cuivre habituellement employées, titrant 1 à 2 0/0 ne contiennent, pour cent litres, que 1 à 2 kg. de sulfate de cuivre.

c) *Traitement par l'emploi du vide et de la pression.* — Dans ce procédé, les poteaux, préalablement séchés sont placés dans un autoclave pour y recevoir l'antiseptique sous pression. Le vide est utilisé, soit pour débarrasser le bois [des liquides qu'il pourrait contenir, soit pour hâter l'égouttage du bois] à la sortie de l'autoclave.

La figure 154 donne la vue générale d'un autoclave d'une longueur de 23 mètres et d'un diamètre de 2 mètres.

L'imprégnation par le procédé vide et pression peut être effectuée de diverses façons.

Dans le procédé Béthel, les poteaux placés dans l'autoclave sont soumis successivement à l'action du vide, puis à l'action de la créosote maintenue à une température de 60 à 70° C., comprimée dans l'autoclave sous une pression de 7 à 12 kg : cm². On vidange ensuite et laisse les bois égoutter trente [minutes avant de les extraire de l'appareil.

Une variante de ce procédé consiste à appliquer deux antiseptiques : le chlorure de zinc sur la totalité du poteau, puis la créosote sur la partie qui sera en contact avec le sol et qui est la plus exposée.

Dans le procédé Ruping, on soumet successivement les poteaux à une pression d'air comprimé à 2 ou 3 atmosphères, qui a pour

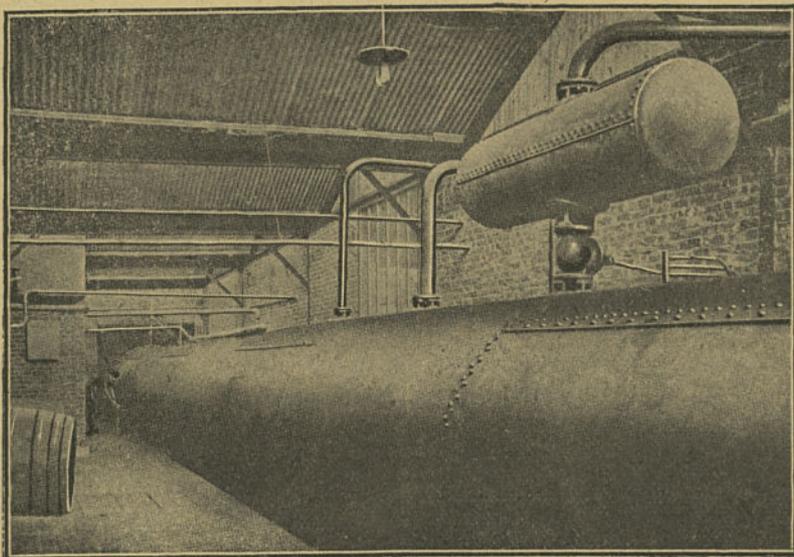


Fig. 154. — Vue d'un autoclave pour le traitement des poteaux par le procédé vide et pression.

but d'ouvrir l'accès des canaux du bois aux huiles, puis à une imprégnation à l'huile de créosote chauffée à 90° C, sous une pression de 9 à 10 kg : cm².

On laisse alors tomber la pression, on vidange et on facilite la sortie de la créosote en excès par l'application d'un vide de 50 cm. de mercure appliqué pendant une heure. A la fin de l'opération le bois conserve, suivant l'essence, de 70 à 150 litres de créosote par mètre cube.

M. Estrade a mis au point un procédé qui consiste à imprégner les poteaux par de la créosote, mais à doses massives, après fendillement du bois par dessiccation.

Pour obtenir ce résultat, les poteaux sont placés dans une étuve et desséchés par un courant d'air sec et très chaud. La durée de l'opération varie beaucoup suivant l'état et la provenance du bois.

La figure 155 montre une coupe du poteau avant (I) et après (II) le fendillement; l'expérience a montré que ce fendillement,

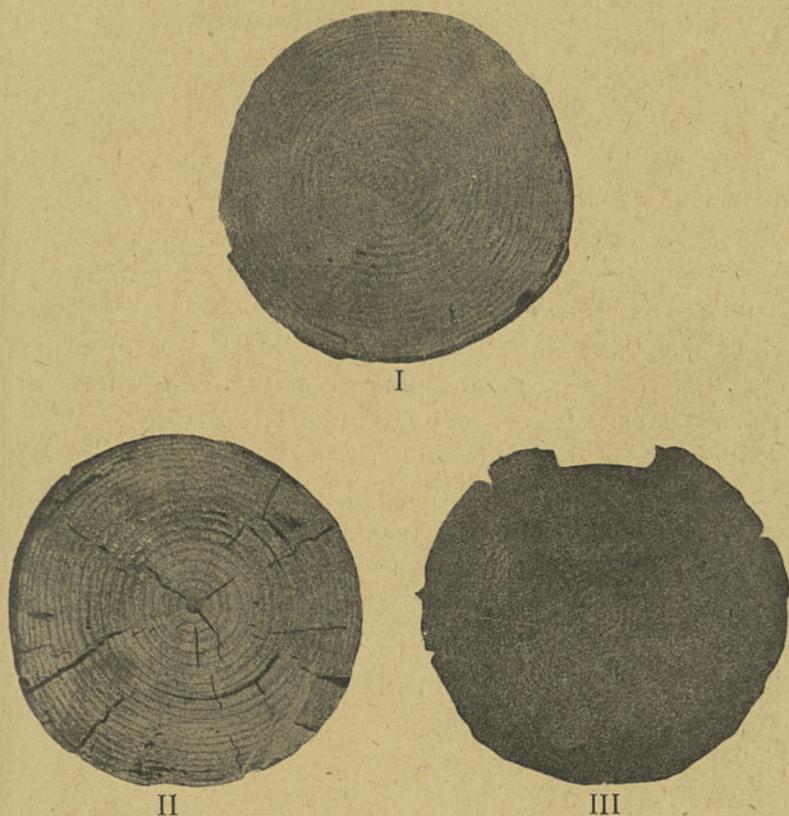


Fig. 155. — Section de poteaux en sapin traités par le procédé de M. Estrade.

fait perdre au poteau environ 20 0/0 de son poids, n'affaiblit pas sa résistance mécanique.

Les poteaux sont alors placés dans un autoclave dans lequel des pompes font le vide, puis l'autoclave est rempli de créosote comprimée à la pression de 10 kg : cm².

La créosote pénètre aisément par les fentes du bois jusqu'au

cœur du poteau qui devient complètement noir, d'où l'appellation de *poteaux noirs* aux poteaux ainsi traités.

Voici quelques chiffres relatifs aux caractéristiques de quelques poteaux traités par ce procédé.

POIDS AVANT injection	POIDS APRÈS injection	QUANTITÉ DE créosote injectée	POUR CENT de créosote absorbée
kg.	kg.	kg.	
50	79	29	58
56	69	13	23
61	85	24	39
68	120	52	76
73	166	93	127

D'autre part, des poteaux noirs plantés en 1905 et examinés en 1921 étaient restés dans un état de conservation parfait. La figure 155 (III) montre l'un d'eux coupé après dix-sept ans de service à la hauteur de son encastrement dans le sol.

Le procédé Gilson consiste à soumettre les poteaux tout d'abord à l'action de la créosote à 95° C. pendant quarante minutes en vue de vaporiser les liquides qui imprègnent les tissus ligneux, puis à l'action du vide pendant une durée égale, enfin à une nouvelle application de la créosote à 95° C. sous une pression de 8 à 10 kg : cm² jusqu'à ce que le poteau ait absorbé la quantité voulue de créosote. On assure enfin la pénétration à cœur à l'aide d'air chaud comprimé.

Le procédé Welhouse consiste à incorporer au poteau un mélange de chlorure de zinc et de colle, puis de tannin. La colle et le tannin forment une pâte consistante qui obture les pores du bois et empêche le délavage du chlorure de zinc par les pluies.

Enfin, le procédé Gerlache consiste à incorporer au poteau de l'aczol, dont nous avons indiqué plus haut la composition. Les poteaux sont placés dans un autoclave, et soumis, préalablement à leur imprégnation, à l'action d'air chaud ou de vapeur sous pression. On fait ensuite le vide, puis on introduit la solution dans l'autoclave en élevant progressivement la pression jusqu'à 8 à

10 kg : cm³, jusqu'au moment où les bois ont absorbé la quantité voulue de liquide antiseptique, soit environ 200 litres de solution aczolée par mètre cube de bois.

Les diverses essences de poteaux présentent des différences notables dans leur aptitude à l'imprégnation. C'est ainsi, par exemple, que dans le procédé de M. Estrade, les poteaux de pin absorbent après dessiccation plus de cent pour cent de leur poids de solution créosotée, tandis que les poteaux de sapin n'en absorbent que 30 à 40 0/0 et les poteaux d'épicéa n'en absorbent que 10 0/0 dans les mêmes conditions de siccité et de pression.

La créosote proprement dite s'obtient par la distillation sèche du bois, en particulier du goudron de hêtre. C'est un produit antiseptique puissant, de consistance huileuse, d'odeur caractéristique, formé d'un mélange complexe de gaïacol, créosol C⁸H¹⁰O², crétylol C⁷H⁸O. Le prix de ce produit étant trop élevé pour pouvoir être employé industriellement, on utilise l'*huile lourde* provenant de la distillation du goudron de houille, qui possède des propriétés antiseptiques analogues.

Lorsqu'on distille le goudron, on obtient des huiles de différentes natures dont le point d'ébullition est de plus en plus élevé, ainsi qu'on le voit par le tableau suivant :

1. Benzol	en-dessous de 80° C.
2. Benzine	80° à 86° C.
3. Toluène	108° à 114° C.
4. Xylol	125° à 130° C.
5. Cumol	140° à 150° C.
6. Solvent naphta I et II	} 115° à 175° C.
7. Benzine lourde	
8. Pyridine	
9. Phénol (acide phénique)	vers 185° à 188° C.
10. Crésol (acide crétylique)	vers 190° à 195° C.
11. Naphtaline	vers 212° à 215° C.
12. Huile de lavage pour benzol	} de 240° à 320° C.
13. Huile de créosote	
14. Huile pour brûleurs et moteurs.	
15. Huile pour lavage de naphtaline.	
16. Anthracène	vers 320° à 350° C.
17. Brai	au delà de 350° C.

Les usines classent ces produits ainsi :

Huiles *légères*, qui renferment les n° 1 à 9.

Huiles *moyennes*, qui renferment les n° 4 à 14.

Huiles *lourdes*, qui renferment les n° 10 à 17.

Le produit *huiles lourdes* étant ainsi fort mal défini, il est nécessaire de fixer des conditions de réception établies d'après les résultats expérimentaux.

Les chemins de fer de l'État Belge qui ont une expérience de la créosote de soixante-cinq années, imposent les conditions suivantes pour ce produit :

a) Une densité de 1,05 à 1,10 à 15° C. de façon à écarter, d'une part, les huiles légères ou moyennes qui n'ont aucun pouvoir préservateur et, d'autre part, le brai qui, en excès (plus de 10 pour 100), diminue le pouvoir antiseptique ;

b) Une fluidité parfaite à 30° C. ; cette clause sert à écarter les huiles trop chargées de brai et surtout de poussières de charbon ;

c) Une teneur en naphtaline de 15 à 30 pour cent. On admet que la naphtaline sert de « bouches-pores » pour lutter contre la disparition de l'huile au cours des années, et les résultats acquis semblent confirmer ce point de vue. Le maximum de 30 pour 100 est justifié par le fait que la créosote chargée d'un excès de naphtaline se prend en une masse solide pour des températures de 10° C., qu'on rencontre facilement en toutes saisons ;

d) Une couleur verdâtre ; les huiles lourdes distillant entre 270 et 320° C., les seules qui sont antiseptiques, présentent cette teinte verte ; celles distillant au-dessous de 270° sont de couleur brune ;

e) Une distillation fractionnée, dans laquelle il ne passe rien jusqu'à 200° C. et un tiers au maximum de 200° à 250° C., ceci afin d'empêcher la fraude, qui consisterait à ajouter un colorant vert à des huiles obtenues sous 250° C. La naphtaline distillant vers 215° C., il faut, naturellement, admettre qu'une partie de l'huile (un tiers) distille à 250° C ; si l'on supprimait la naphtaline, on pourrait exiger que toute huile distille au-dessus de 250° C. ;

f) On n'exige pas de phénols (acide phénique ou homologues supérieurs). Dans la plupart des pays, on accorde une certaine valeur antiseptique à ce produit et l'on exige que l'huile utilisée en renferme 5 pour 100 environ. En Belgique, au contraire, on considère l'action des phénols comme tout à fait passagère. Quand on prescrit un certain pourcentage de phénols, il faut tenir compte qu'à l'essai de distillation, ces produits passent vers 185° C., du moins en partie, les phénols supérieurs distillant vers 260° à 270° C.

L'emploi des poteaux créosotés est souvent critiqué, au point de leur manipulation par les ouvriers.

Cependant, les brûlures constatées proviennent surtout de la présence d'acide phénique ; or, si l'on prend soin de faire respecter les conditions de réception définies plus haut, à la distillation fractionnée, l'acide phé-

nique, qui distille vers 185° à 188° C. n'existe plus qu'en très petite quantité dans l'huile lourde.

D'ailleurs, les ouvriers qui manipulent journallement ces huiles n'en sont nullement incommodés; ils les utilisent même, paraît-il, en fin de journée, pour se nettoyer les mains.

Remarquons enfin qu'au point de vue de l'hygiène des ouvriers, le poteau créosoté est au moins aussi recommandable que les poteaux traités au bichlorure de mercure, poison violent, capable d'occasionner des troubles dangereux, connus sous le nom de *mercurialisme*.

L'Etat allemand a dressé des statistiques de durée des poteaux soumis à divers procédés d'imprégnation, que nous résumons ci-dessous :

TRAITEMENT	DURÉE EN ANNÉES
Non traité.....	7,7
Sulfate de cuivre.....	11,7
Chlorure de zinc.....	11,9
Bichlorure de mercure.....	13,7
Créosote.....	20,6

Ces résultats, qui sont basés sur une moyenne des observations s'étendant entre 1852 et 1903 pour des conditions atmosphériques et locales les plus diverses, permettent de se fixer exactement sur la vie moyenne de poteaux traités ou non.

Il est utile de connaître les moyens de vérifier la bonne imprégnation des poteaux, et, en particulier, de déterminer l'épaisseur de la couche superficielle imprégnée.

On peut, à cet effet, faire un trou au moyen d'une mèche à cuillère, pour prélever un échantillon, dont la coloration fixera sur la profondeur de l'imprégnation. On aura soin de refermer ce trou par une cheville pour éviter la pénétration ultérieure de l'eau.

Cet essai n'est pas concluant pour l'imprégnation au chlorure de zinc qui ne colore pas le bois. Il est nécessaire d'immerger l'échantillon pendant quelques secondes dans une solution à 1/100^e de ferro-cyanure de potassium. On enlève l'excès de liquide avec un papier buvard, puis on immerge l'échantillon dans une

Les usines classent ces produits ainsi :

Huiles *légères*, qui renferment les n° 1 à 9.

Huiles *moyennes*, qui renferment les n° 4 à 14.

Huiles *lourdes*, qui renferment les n° 10 à 17.

Le produit *huiles lourdes* étant ainsi fort mal défini, il est nécessaire de fixer des conditions de réception établies d'après les résultats expérimentaux.

Les chemins de fer de l'État Belge qui ont une expérience de la créosote de soixante-cinq années, imposent les conditions suivantes pour ce produit :

a) Une densité de 1,05 à 1,10 à 15° C. de façon à écarter, d'une part, les huiles légères ou moyennes qui n'ont aucun pouvoir préservateur et, d'autre part, le brai qui, en excès (plus de 10 pour 100), diminue le pouvoir antiseptique ;

b) Une fluidité parfaite à 30° C. ; cette clause sert à écarter les huiles trop chargées de brai et surtout de poussières de charbon ;

c) Une teneur en naphthaline de 15 à 30 pour cent. On admet que la naphthaline sert de « bouches-pores » pour lutter contre la disparition de l'huile au cours des années, et les résultats acquis semblent confirmer ce point de vue. Le maximum de 30 pour 100 est justifié par le fait que la créosote chargée d'un excès de naphthaline se prend en une masse solide pour des températures de 10° C., qu'on rencontre facilement en toutes saisons ;

d) Une couleur verdâtre ; les huiles lourdes distillant entre 270 et 320° C., les seules qui sont antiseptiques, présentent cette teinte verte ; celles distillant au-dessous de 270° sont de couleur brune ;

e) Une distillation fractionnée, dans laquelle il ne passe rien jusqu'à 200° C. et un tiers au maximum de 200° à 250° C., ceci afin d'empêcher la fraude, qui consisterait à ajouter un colorant vert à des huiles obtenues sous 250° C. La naphthaline distillant vers 215° C., il faut, naturellement, admettre qu'une partie de l'huile (un tiers) distille à 250° C ; si l'on supprimait la naphthaline, on pourrait exiger que toute huile distille au-dessus de 250° C. ;

f) On n'exige pas de phénols (acide phénique ou homologues supérieurs). Dans la plupart des pays, on accorde une certaine valeur antiseptique à ce produit et l'on exige que l'huile utilisée en renferme 5 pour 100 environ. En Belgique, au contraire, on considère l'action des phénols comme tout à fait passagère. Quand on prescrit un certain pourcentage de phénols, il faut tenir compte qu'à l'essai de distillation, ces produits passent vers 185° C., du moins en partie, les phénols supérieurs distillant vers 260° à 270° C.

L'emploi des poteaux créosotés est souvent critiqué, au point de leur manipulation par les ouvriers.

Cependant, les brûlures constatées proviennent surtout de la présence d'acide phénique ; or, si l'on prend soin de faire respecter les conditions de réception définies plus haut, à la distillation fractionnée, l'acide phé-

nique, qui distille vers 185° à 188° C. n'existe plus qu'en très petite quantité dans l'huile lourde.

D'ailleurs, les ouvriers qui manipulent journallement ces huiles n'en sont nullement incommodés; ils les utilisent même, paraît-il, en fin de journée, pour se nettoyer les mains.

Remarquons enfin qu'au point de vue de l'hygiène des ouvriers, le poteau créosoté est au moins aussi recommandable que les poteaux traités au bichlorure de mercure, poison violent, capable d'occasionner des troubles dangereux, connus sous le nom de *mercurialisme*.

L'Etat allemand a dressé des statistiques de durée des poteaux soumis à divers procédés d'imprégnation, que nous résumons ci-dessous :

TRAITEMENT	DURÉE EN ANNÉES
Non traité.....	7,7
Sulfate de cuivre.....	11,7
Chlorure de zinc.....	11,9
Bichlorure de mercure.....	13,7
Créosote.....	20,6

Ces résultats, qui sont basés sur une moyenne des observations s'étendant entre 1852 et 1903 pour des conditions atmosphériques et locales les plus diverses, permettent de se fixer exactement sur la vie moyenne de poteaux traités ou non.

Il est utile de connaître les moyens de vérifier la bonne imprégnation des poteaux, et, en particulier, de déterminer l'épaisseur de la couche superficielle imprégnée.

On peut, à cet effet, faire un trou au moyen d'une mèche à cuillère, pour prélever un échantillon, dont la coloration fixera sur la profondeur de l'imprégnation. On aura soin de refermer ce trou par une cheville pour éviter la pénétration ultérieure de l'eau.

Cet essai n'est pas concluant pour l'imprégnation au chlorure de zinc qui ne colore pas le bois. Il est nécessaire d'immerger l'échantillon pendant quelques secondes dans une solution à 1/100^e de ferro-cyanure de potassium. On enlève l'excès de liquide avec un papier buvard, puis on immerge l'échantillon dans une

solution à 1/100^e d'acétate d'urane. Les parties traitées au chlorure de zinc auront une teinte plus claire que le bois naturel ; les parties non imprégnées auront une teinte rouge sombre ou marron.

Si la solution d'acétate d'urane est remplacée par une solution d'iodure de potassium, la partie traitée du bois prend une teinte bleu foncé.

Le prix des poteaux est variable suivant le procédé d'imprégnation, de sorte qu'en pratique, le choix du procédé est souvent guidé tout autant par des raisons économiques que par des raisons de durée ; ces deux raisons sont d'ailleurs connexes.

Nous donnons, à titre indicatif, dans les trois tableaux ci-joints les prix de poteaux injectés au sulfate de cuivre, imprégnés au bichlorure de mercure ou injectés à la créosote à la même date (mars 1927) et pour la même société.

PRIX DES POTEAUX INJECTÉS AU SULFATE DE CUIVRE

Procédé par vide et pression.

LONGUEUR en mètres	DIAMÈTRE AU SOMMET EN CM.						
	10/12	11/13	12/14	13/15	14/16	15/17	16/18
6,50	47,90	55,10					
7	53,05	61,70					
7,50	58,15	67,30					
8	64,25	74,45	84,15				
9		87,70	97,50	111,20			
10		102	116,30	129,55	144,35		
11			132,60	148,90	165,25	185	
12			152	169,30	187,70	206,55	232,50
13				191,25	212,15	233,60	259,50
14				215,20	237,15	260,60	288,50
15				240,30	264,20	289,70	320

**PRIX DES POTEAUX IMPRÉGNÉS AU BICHLORURE
DE MERCURE**

(procédé Kyan)

LONGUEUR en mètres	DIAMÈTRE AU SOMMET EN CM.						
	10/12	11/13	12/14	13/15	14/16	15/17	16/18
6,50	52,70	60,60					
7	58,35	67,85					
7,50	63,95	74,05					
8	70,65	81,90	92,55				
9		96,45	107,25	122,30			
10		112,20	127,95	142,50	158,80		
11			145,85	163,80	181,80	203,50	
12			167,20	186,25	206,45	227,20	255,75
13				210,40	233,35	256,95	285,45
14				236,70	260,85	286,65	317,35
15				264,35	290,60	318,65	352

PRIX DES POTEAUX IMPRÉGNÉS A LA CRÉOSOTE

(procédé Ruping)

LONGUEUR en mètres	DIAMÈTRE AU SOMMET EN CM.						
	10/12	11/13	12/14	13/15	14/16	15/17	16/18
6,50	57,50	66,10					
7	63,65	74					
7,50	69,80	80,75					
8	77,10	89,35	101				
9		105,25	117	133,50			
10		122,40	139,50	155,50	173,20		
11			159,10	178,40	198,30	222	
12			182,40	203,15	225,25	247,85	279
13				229,50	254,60	280,30	311,40
14				258,25	284,60	312,70	346,20
15				288,35	317,05	347,65	384

4. Préservation des poteaux par emploi de socles. — La partie du poteau la plus sujette à la pourriture étant la partie enterrée voisine du niveau du sol, on a cherché à éloigner le poteau de ce

centre de pourriture au moyen de socles imputrescibles, dont une partie est implantée en terre et dont la partie extérieure supporte le poteau.

a) *Socles de bois.* — On a étudié en Allemagne l'emploi d'un socle de bois dur de chêne ou de hêtre convenablement injecté sur lequel vient se fixer le poteau principal au moyen d'éclisses

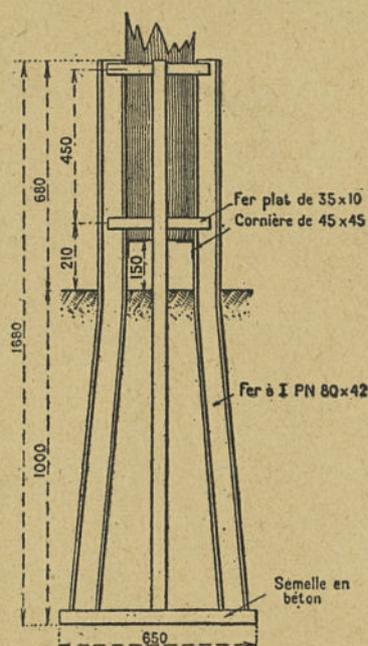


Fig. 156. — Socle métallique pour poteaux de bois (Gaillard).

en fer forgé assurant la rigidité de l'ensemble. Une semblable combinaison d'un pied de poteau en bois dur créosoté et d'un poteau kyanisé devrait assurer au support une durée de vie estimée à 50 ans. La Firme Himmelsbach qui a mis au point ce dispositif a fait de nombreux essais, et a vérifié que la résistance des poteaux mixtes était supérieure à celle des poteaux normaux.

b) *Socles métalliques.* — Les Établissements Gaillard, en France, ont étudié de leur côté un socle métallique qui est représenté sur la figure 156.

Il se compose de quatre fers à I réunis entre eux d'une part par deux colliers permettant le serrage du poteau, d'autre part par une dalle en béton armé. Les fers sont enduits de goudron pour les préserver de la rouille. Les Établissements Gaillard ont l'expérience de fers à T retirés du sol après vingt-cinq ans d'utilisation sans dommage autre qu'une faible couche de rouille.

c) *Socles en ciment.* — De nombreux exploitants ont adopté des

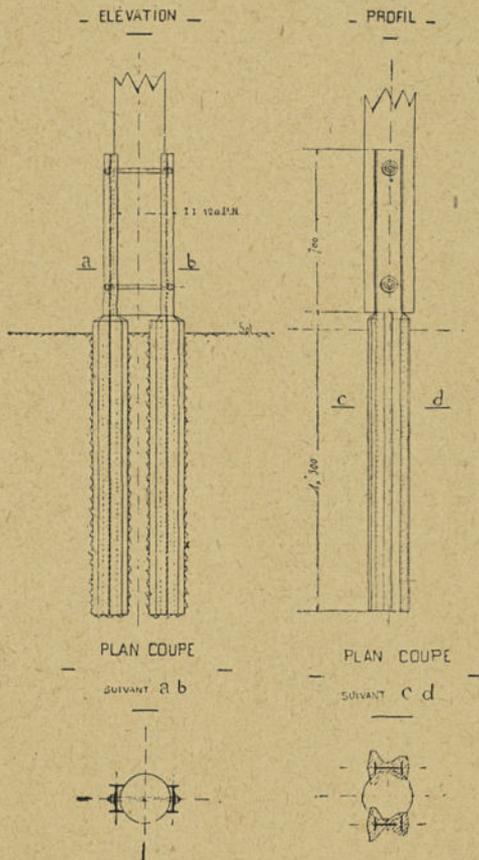


Fig. 157. — Socle en béton pour poteau de bois (Forclum).

pieds de poteaux en ciment armé, qui paraissent présenter une durée indéfinie. Un bon modèle de pied de poteau doit présenter les diverses caractéristiques suivantes :

Il doit isoler complètement le poteau de tout centre d'humidité due au sol ou au mode de fixation.

Il doit permettre l'aération aussi complète que possible du poteau dans sa partie encastrée dans le socle ; en particulier, l'eau de pluie doit pouvoir s'écouler librement.

Il doit présenter une résistance mécanique suffisante tant dans la partie enterrée que dans la partie hors sol.

Il doit maintenir le poteau sans en réduire la résistance.

Il doit présenter le maximum de facilité de pose tant sur un poteau

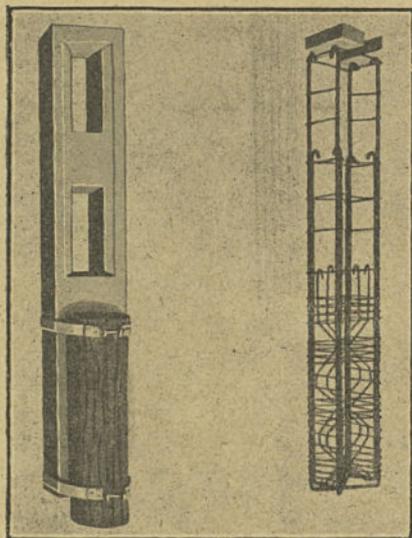


Fig. 158. — Socle en béton pour poteaux de bois et son armature (Palix).

neuf avant levage, que sur un poteau avarié d'une ligne en service.

Enfin, il doit avoir un poids aussi faible que possible, pour réduire les frais de transport.

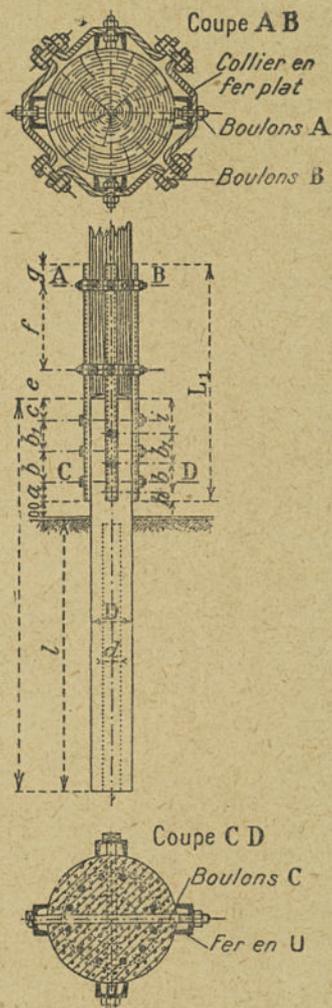


Fig. 159. — Socle en béton pour poteaux de bois (Le Postis).

Nous signalerons quelques exemples de socles en ciment qui ont donné satisfaction.

Le socle « Forclum » est représenté sur la figure 157. Il est composé de deux éléments dont chacun est constitué par un fer I de résistance appropriée noyé sur une certaine longueur dans du béton, qui n'intervient que comme revêtement. Deux boulons de serrage traversant le poteau fixent les deux éléments à celui-ci.

Sur les lignes neuves, on boulonne les deux éléments du socle avant le levage ; tandis que sur les lignes en service, le poteau est maintenu par de simples perches pendant le sciage de la partie défectueuse, le perçage des trous, la fouille et la mise en place du socle, travaux effectués sans interruption de la ligne.

Le socle « Palix », représenté sur la figure 158, est constitué par un parallépipède rectangle dont un peu plus de la moitié est enfoncée dans le sol. La base du poteau est solidement amarrée contre la partie externe à une hauteur suffisante pour qu'elle ne touche pas le sol. C'est donc un montage dyssymétrique, mais qui ne présente pas d'inconvénient, étant donnée la forte armature métallique du socle représentée sur la même figure. L'emploi de ce socle tant pour l'équipement de lignes nouvelles que pour le remplacement de pieds de poteaux avariés est aussi très pratique.

Le tableau suivant résume les caractéristiques principales des divers types de socle Palix.

TYPE	B	P	T	V	Tj	Vj
Hauteur hors sol en mètres.	0,90	0,90	0,90	0,90	0,90	0,90
Profondeur d'implantation en mètres.	1,20	1,30	1,30	1,30	1,30	1,30
Poids en kg.....	160	240	310	400	310	400
Moments fléchissants en m kg.	800	1200	1600	2400	1305	2200
Diamètre minimum des poteaux en cm.	15	17	17	19	17	19
Diamètre maximum des poteaux en cm.	23	24	25	26	25	26

La figure 159 donne une autre forme de pied de poteaux composé d'un cylindre en béton armé sur lequel est fixé le poteau au moyen de quatre fers U galvanisés. Nous résumons ci-dessous les caracté-

ristiques de ce pied désigné sous le nom de « Le Postis » pour trois types :

TYPE	I	II	III
Hauteur hors sol en mètres...	0,37	0,62	0,62
Profondeur d'implantation en mètres...	1,38	1,38	1,38
Poids en kg	108	124	166
Moments fléchissants en m kg.	650	735	935
Diamètre D en cm	20	20	23

Il existe de nombreux autres types de pieds de poteaux dont on trouvera la description dans un article récent de MM. F. Drouin et P. Médan (1).

Quel que soit le type de socle adopté, il est nécessaire qu'il soit calculé, et exécuté avec beaucoup de soin. On adoptera pour le béton du ciment Portland au dosage de 400 kg. de ciment pour 400 litres de sable de rivière et 800 litres de gravillon.

5. Considérations générales sur le calcul de la résistance des poteaux de bois. — La résistance des poteaux de bois varie suivant les essences et pour chaque essence suivant les conditions de croissance. Si, par exemple, on compare un pin des Landes de 20 cm. de diamètre, âgé de 15 ans, avec un poteau de sapin de même diamètre, dont l'âge peu atteindre 90 ans, on constate que la résistance à la rupture du premier est infiniment moindre que la résistance à la rupture du second. Cette remarque justifie les différences indiquées par divers auteurs pour la résistance des bois.

Il faut d'ailleurs noter que les essais classiques sont faits habituellement sur des échantillons choisis dans des pièces de bois, alors qu'il conviendrait de faire les essais uniquement sur les poteaux qui sont des arbres entiers.

Pour bien montrer la différence entre les poteaux de pin et de

(1) F. DROUIN et P. MÉDAN. Note sur la conservation des poteaux en bois R. G. E. du 1^{er} octobre 1927, t. XXII, p. 507.

sapin, MM. Estrade et Gaisset ont choisi dans deux lots des poteaux de même longueur et de même dimension, et ont procédé aux essais suivants :

Les poteaux de 9 mètres de longueur étaient posés horizontalement, encastés d'une manière invariable du côté de la base, la longueur d'encastrement étant de 2,10 mètres environ, et chargés près de leur extrémité libre de poids variables ; on mesurait la flèche prise par l'extrémité des poteaux pour ces divers poids.

Nous donnons ci-dessous les résultats obtenus pour 3 poteaux de chaque lot, dont les dimensions étaient très sensiblement identiques. Dans ce tableau, d_1 désigne le diamètre à la base, et d_2 le diamètre au sommet.

De cette comparaison, il résulte assez nettement que la flèche prise par les poteaux de pin est de 50 pour cent plus grande que celle des poteaux de sapin.

FLEXION COMPARÉE DES POTEAUX DE PIN ET DE SAPIN

ESSENCE	DIAMÈTRES		POIDS	FLÈCHES AVEC CHARGE DE :		
	d_1	d_2		55 kg.	82,5 kg.	110 kg.
	cm.	cm.		cm.	cm.	cm.
Pin.....	21	12	118	25	45	—
Sapin....	21	11,5	101	20	30	—
Pin.....	21	13,5	107	22,5	34	46
Sapin....	21	11,5	103	15,5	23	31
Pin.....	20	12,5	102	21,5	41	58
Sapin....	20	13	100	18,5	26,5	36

Ces poteaux, traités par le procédé de M. Estrade, ont été essayés avant et après dessiccation, et avant et après injection ; les résultats obtenus furent les mêmes.

Il y a lieu de faire aussi une distinction entre les pieds et les sommets des poteaux. Chacun sait qu'un sommet ne vaut pas grand'chose comme poteau ; il est donc bien préférable que les poteaux soient pris dans les pieds des arbres. Enfin, pour éviter les bois trop spongieux, même venant du pied, il faudrait indiquer

une densité minima. La différence de densité considérable constatée entre les divers échantillons de bois explique le coefficient de sécurité élevé qu'on a l'habitude de prendre. En spécifiant la densité et l'essence du bois, on n'aurait pas besoin d'un coefficient de sécurité supérieur à celui des autres parties des installations.

Il faut encore tenir compte d'une particularité spéciale à l'emploi des poteaux de bois pour lignes électriques. On ne peut admettre qu'un poteau de bois résiste normalement à un effort important dirigé toujours dans le même sens, car ce poteau, bien que n'atteignant pas la limite d'élasticité, se déforme d'une manière inacceptable; c'est ainsi qu'un poteau de 10 mètres, résistant par exemple à 100 kg. au sommet, peut prendre sous cet effort de 100 kg. une flèche élastique de 60 cm. Son emploi, dans ces conditions, serait inadmissible au point de vue esthétique; c'est pourquoi les poteaux de bois simples ou jumelés ne peuvent guère être employés dans les angles si l'effort qu'ils supportent au sommet peut leur faire prendre une flèche élastique supérieure à leur diamètre à la base. Il en résulte que dans les angles supérieurs à 10° les poteaux de bois ne peuvent en général convenir que s'ils sont contrefichés ou haubanés.

Ces diverses considérations ont conduit l'Union des Syndicats de l'Electricité à fixer une contrainte limite de rupture égale à 540 kg. : cm² pour le calcul des poteaux de bois sans spécification de l'essence, de la porosité ou de la densité de ceux-ci. Les contraintes aux coefficients de sécurité 3 et 5 sont ainsi respectivement de 180 kg. : cm² et 108 kg. : cm².

Ces valeurs paraissent suffisantes pour donner une entière sécurité dans tous les cas rencontrés dans la pratique.

6. Méthodes de calcul des poteaux de bois. — Les poteaux de bois destinés à supporter les lignes électriques se présentent sous l'une des formes suivantes :

- Poteau simple,
- Poteau jumelé,
- Poteau contrefiché,
- Poteau haubané.

Nous établirons successivement les calculs de résistance de chacun de ces types, dans l'ordre ci-dessus.

a) *Cas des poteaux simples.* — Considérons un poteau représenté sur la figure 160 soumis en tête à l'effort F . Le moment dû à F à une distance x du sommet est égal à Fx .

Soit d le diamètre en tête du poteau et D le diamètre au niveau du sol, le diamètre de la section situé à la distance x du sommet sera

$$(1) \quad d' = d + (D - d) \frac{x}{h}$$

et la contrainte \mathcal{R} dans cette section sera donnée par la relation générale

$$\mathcal{R} = M : \frac{I}{v},$$

d'où

$$(2) \quad \mathcal{R} = F : \frac{\pi d^3}{32},$$

ou en remplaçant dans (2) d' tiré de (1),

$$(3) \quad \mathcal{R} = \frac{32F}{\pi} \frac{x}{\left[d + (D - d) \frac{x}{h} \right]^3}.$$

Dans le but de déterminer la section la plus dangereuse il faut calculer le minimum de \mathcal{R} en fonction de x , en annulant la dérivée du second membre de (3). On obtient ainsi la distance x au sommet de cette section dangereuse définie par l'équation

$$(4) \quad x = \frac{d}{2(D - d)} h,$$

correspondant à un diamètre défini par (1) égal à $1,5 d$. Ainsi la section la plus dangereuse est celle qui présente un diamètre égal à $1,5$ fois le diamètre en tête.

Suivant la loi d'accroissement du diamètre du poteau en fonction

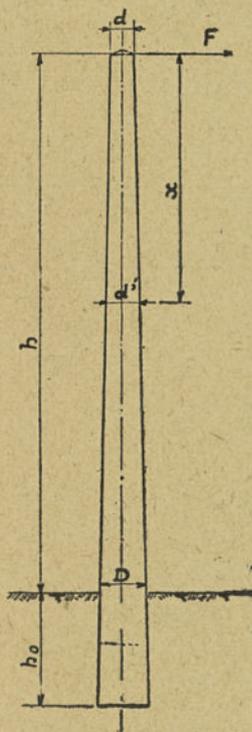


Fig. 160. — Poteau de bois simple.

de la hauteur, cette section dangereuse peut se trouver hors du sol; en effet, l'accroissement de diamètre d'un poteau est de l'ordre de 6 à 8 mm. par mètre, de sorte qu'un poteau ayant 12 cm. en tête présentera sa section dangereuse à une distance du sommet comprise entre 7,50 et 10 mètres suivant la valeur de cet accroissement.

Le tableau suivant résume les distances au sommet de la section dangereuse pour les accroissements de diamètre de 6, 7 et 8 mm par mètre et pour des diamètres en tête des poteaux compris entre 12 et 18 cm.

DIAMÈTRE EN TÊTE	DISTANCE AU SOMMET DE LA SECTION DANGEREUSE		
	6 mm : m.	7 mm : m.	8 mm : m.
cm.	m.	m.	m.
12	10	8,60	7,50
13	10,80	9,30	8,10
14	11,75	10	8,80
15	12,60	10,80	9,40
16	13,40	11,50	10
17	14,20	12,20	10,60
18	15	12,90	11,30

Ce tableau serait un peu modifié si l'on tenait compte de l'effort du vent sur le support qui se répartit uniformément sur toute la surface de celui-ci; mais il montre nettement qu'il n'est pas suffisant généralement de déterminer la contrainte à la section d'encastrement.

On doit donc calculer la contrainte pour quelques sections, particulièrement dans le cas des poteaux de grande hauteur ou à accroissement de diamètre élevé.

Le calcul de la résistance pour diverses sections est nécessaire aussi lorsque le poteau ne présente pas un accroissement uniforme du diamètre en fonction de la longueur.

Soit un poteau ayant les caractéristiques suivantes :

Hauteur totale $H = 10$ m.

Longueur enterrée $h_0 = 1,60$ m.

Hauteur hors sol $h = 8,40$ m.

Diamètre en tête $d = 12$ cm.

Accroissement de diamètre 8 mm : m.

Diamètre à l'encastrement $D = 12 + 8,4 \times 0,8 = 18,72$ cm.

L'effort dû au vent sur le poteau F_v a pour valeur

$$F_v = \frac{D+d}{2} h \times 72$$

$$= \frac{0,1872+0,12}{2} \times 8,40 \times 72 = 86,5 \text{ kg.}$$

Hauteur du point d'application de cet effort (centre de gravité du trapèze)

$$h_v = \frac{h}{3} \frac{D+2d}{D+d} = \frac{8,40}{3} \frac{0,1872+0,24}{0,1872+0,12} = 3,9 \text{ m.}$$

Moment de l'effort dû au vent,

$$M_v = F_v h_v = 86,5 \times 3,9 = 335 \text{ mkg.}$$

soit 33.500 cmkg. Module d'inertie de la section d'encastrement,

$$\frac{I}{v} = \frac{\pi D^3}{32} = \frac{\pi}{32} \times 18,72^3 = 650 \text{ cm}^3.$$

La contrainte R , au coefficient de sécurité 3, étant de 180 kg : cm², le moment maximum possible M sera

$$M = 180 \times 650 = 117.000 \text{ cmkg.},$$

et le moment utile, M_u ,

$$M_u = M - M_v = 117.000 - 33.500 = 83.500 \text{ cmkg.}$$

L'effort utile F s'exerçant à une hauteur de 8,40 m., on aura

$$F = \frac{M_u}{h} = \frac{83.500}{8,40} = 99,4 \text{ kg.}$$

Au coefficient de sécurité 5, on aurait

$$M = 110 \times 650 = 71.500 \text{ cmkg.},$$

$$M_u = 71.500 - 33.500 = 38.000 \text{ cmkg.},$$

$$F = \frac{38.000}{8,40} = 45,5 \text{ kg.}$$

En résumé, le poteau sera suffisant tant que les efforts en tête F ne dépasseront pas :

99,4 kg avec le coefficient 3,

et 45,5 kg avec le coefficient 5.

Effectuons les mêmes calculs pour la section dangereuse se trouvant, d'après le tableau qui précède, à 7,50 m. du sommet, et dont le diamètre est égal à $1,5 \times 12 = 18$ cm.

$$F_v = \frac{0,18+0,12}{2} \times 7,50 \times 72 = 80,5 \text{ kg.},$$

$$h_v = \frac{7,5}{3} \frac{0,18+0,24}{0,18+0,12} = 3,50 \text{ m.},$$

$$M_t = 80,5 \times 3,50 = 281,75 \text{ mkg.},$$

soit en prenant le centimètre comme unité,

$$M_v = 28.175 \text{ cmkg},$$

$$\frac{I}{v} = \frac{\pi}{32} \times 18^3 = 575 \text{ cm.}^3$$

Pour le coefficient de sécurité égal à 3,

$$M = 180 \times 575 = 103.000 \text{ cmkg.},$$

$$M_{\bar{u}} = M - M_v = 103.000 - 28.175 = 74.825 \text{ cmkg.},$$

$$F = \frac{74.825}{750} = 99,76 \text{ kg.}$$

Pour le coefficient de sécurité égal à 5,

$$M = 110 \times 575 = 63.250 \text{ cmkg.},$$

$$M_{\bar{u}} = 103.000 - 63.250 = 39.750 \text{ cmkg.},$$

$$F = \frac{39.750}{750} = 53,4 \text{ kg.}$$

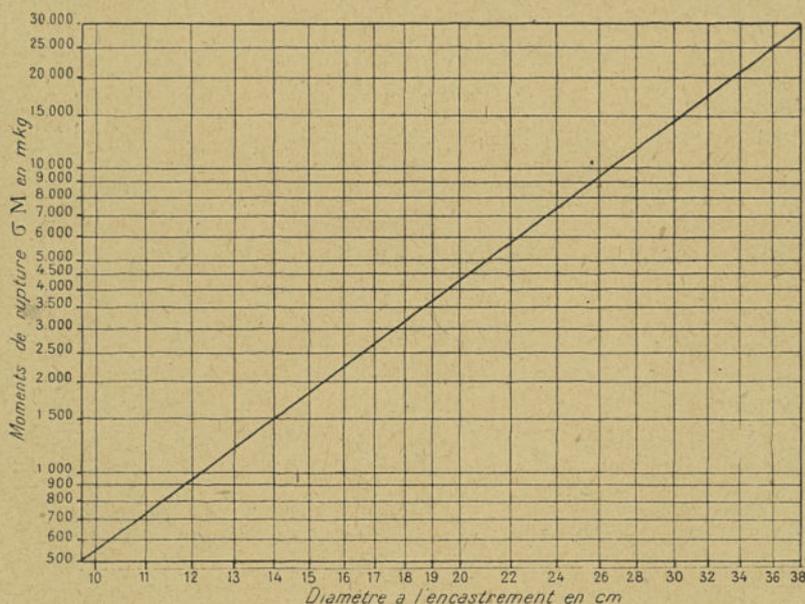


Fig. 161. — Abaque pour le calcul rapide des poteaux de bois.

Si l'effort du vent n'avait pas été pris en considération, les efforts possibles en tête pour le coefficient de sécurité 3, auraient été respective-

ment pour la section d'encastrement et pour la section dangereuse :

$$F = \frac{117.000}{840} = 140 \text{ kg.}$$

$$F = \frac{103.000}{750} = 137 \text{ kg.}$$

Le calcul du moment maximum possible peut être simplifié par l'emploi de l'abaque de la figure 161, qui porte en abscisses le diamètre du poteau à l'encastrement D , et en ordonnées le moment de rupture σM , σ étant le coefficient de sécurité.

Cet abaque donne la solution graphique de la formule générale suivante :

$$D = \sqrt[3]{\frac{32}{\pi} \frac{\sigma M}{R}}$$

avec $R = 550 \text{ kg. : cm}^2$.

Si l'on reprend l'exemple précédent, on voit sur cet abaque que pour le diamètre 18,72 cm., on a un moment de rupture

$$\sigma M = 3.550 \text{ mkg, soit } 355.000 \text{ cmkg.}$$

Pour le cas du coefficient 3, on a ainsi

$$M = 118.000 \text{ cmkg.},$$

et pour le cas du coefficient 5,

$$M = 71.000 \text{ cmkg.}$$

Ces chiffres sont pratiquement les mêmes que ceux que donne le calcul numérique complet.

b) *Cas de deux poteaux jumelés.* — Deux poteaux jumelés sont assemblés au moyen de boulons en général 3 ou 4 comme l'indique schématiquement la figure 163. On peut renforcer cet assemblage au moyen de cales de bois dur encastrées empêchant les deux poteaux de glisser l'un contre l'autre quand l'effort appliqué est élevé. Le calcul de ce type de support est conduit comme celui du

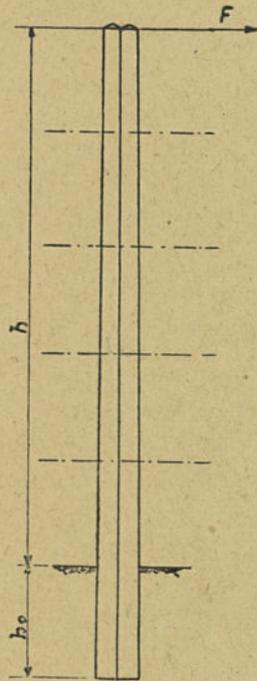


Fig. 162. — Poteaux de bois jumelés

poteau simple, mais en considérant la section totale des deux poteaux pour la détermination de la contrainte maximum.

Si les deux poteaux ont même diamètre, le moment d'inertie I de la section composée de deux cercles tangents de même diamètre D est

$$I = 2 \left(\frac{\pi D^4}{64} + \frac{\pi D^2}{4} \times \frac{D^2}{4} \right) = \frac{10\pi}{64} D^4$$

et le module d'inertie

$$\frac{I}{v} = \frac{10\pi}{64} D^4 : D = \frac{5\pi}{32} D^3.$$

Ce module est donc 5 fois plus grand que celui obtenu pour le cas d'un poteau simple.

Les efforts du vent normal à la ligne étant, d'autre part, les mêmes que pour un poteau simple, le moment utile M_u et l'effort utile en tête F ont ainsi pour expressions

$$M_u = \mathfrak{R} \frac{5\pi D^3}{32} - M_v,$$

$$F = \frac{M_u}{h}.$$

Un support constitué par deux poteaux jumelés du type étudié permet ainsi d'atteindre théoriquement les efforts suivants :

Au coefficient de sécurité 3,

$$F = \frac{1}{840} (5 \times 117.000 - 33.500) = 630 \text{ kg.}$$

Au coefficient de sécurité 5,

$$F = \frac{1}{840} (5 \times 71.500 - 33.500) = 385 \text{ kg.}$$

Si les deux poteaux avaient des diamètres différents D_1 et D_2 , il faudrait déterminer la position de l'axe neutre et le moment d'inertie de la section I , en utilisant les formules suivantes où S_1 et S_2 désignent les sections de diamètres D_1 et D_2 , et v la distance à la fibre la plus fatiguée :

$$v = \frac{S_1 \left(D_2 + \frac{D_1}{2} \right) + S_2 \frac{D_2}{2}}{S_1 + S_2}$$

$$I = \frac{\pi D_1^4}{64} + \pi \frac{D_2^4}{64} + S_1 \left(D_2 + \frac{D_1}{2} - v \right) + S_2 \left(\frac{D_2}{2} - v \right)^2.$$

Le calcul se développerait comme on l'a fait plus haut.

Le calcul du moment d'inertie ci-dessus ne correspond à la réalité que si le glissement d'un poteau par rapport à l'autre est rendu impossible. Or, l'effort de glissement est énorme de sorte que, sans précautions spéciales, un support constitué par deux poteaux jumelés présente une résistance qui n'est pas bien supérieure à celle de deux poteaux accouplés et non liés entre eux. Les boulons reliant les deux poteaux sont insuffisants en général pour empêcher le glissement; on arrive par contre à de bons résultats en disposant des cales empêchant presque complètement le glissement. Dans ces dernières conditions, l'expérience montre que la résistance du poteau jumelé peut atteindre pratiquement environ 4 fois la résistance d'un poteau simple suivant la perfection des assemblages.

c) *Cas d'un poteau contrefiché.* — Le poteau contrefiché est représenté schématiquement sur la figure 163.

La force horizontale F appliquée en tête du poteau est remplacée par la force F' appliquée en A' point de liaison entre le poteau et sa contrefiche. On a entre ces forces la relation suivante :

$$F' = F \frac{h}{h'}.$$

Décomposons F' en deux composantes : la composante verticale P égale à A'B dirigée par conséquent suivant l'axe du poteau, et

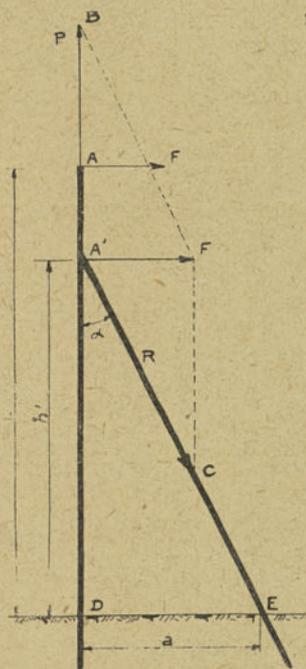


Fig. 163. — Poteau de bois avec contrefiche.

la composante R égale à $A'C$ et dirigée suivant l'axe de la contrefiche ; on a

$$P = \frac{F''}{\text{tang } \alpha},$$

$$R = \frac{F''}{\sin \alpha}.$$

Soit P_1 la charge verticale supportée par le poteau, l'effort résultant dans le poteau proprement dit est égal à $P - P_1$. Cet effort est compensé par le frottement des terres de la partie enterrée du poteau et, d'autre part, par la résistance à la flexion de la contrefiche elle-même que l'on n'a pas pris en considération ici.

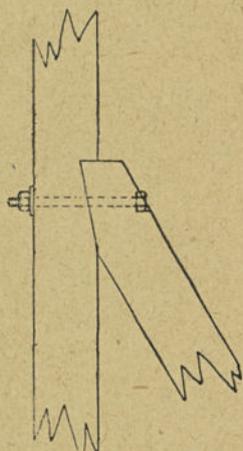


Fig. 164. — Détail d'assemblage d'un poteau et de sa contrefiche.

La contrefiche elle-même doit être vérifiée au flambage par la formule d'Euler.

En pratique, il est nécessaire d'exécuter avec beaucoup de soin l'assemblage du poteau et de sa contrefiche. On pratiquera, par exemple, une entaille dans le poteau comme l'indique la figure 164 ci-contre, et on serrera les deux pièces par un boulon.

On renforce parfois encore les poteaux contrefichés et on réduit les possibilités de flambage en les assemblant soit au moyen de pièces d'entretoise ayant généralement la forme d' X soit plus simplement au moyen d'une tige de fer. Dans les calculs, la longueur de la contrefiche à considérer au point de vue du flambage est ainsi réduite.

Soit, par exemple, un poteau identique à celui qui a été étudié précédemment renforcé par une contrefiche fixée à 1 m. de la tête, et implantée à une distance $a = 2$ m. du poteau.

On a :

$$h = 8,40 \text{ m.},$$

$$h' = 7,40 \text{ m.}$$

L'effort dû au vent $F_v = 86,5$ kg. appliqué à une hauteur de 3,90 m. donnera réporté au point A' .

$$F'_v = 86,5 \frac{3,90}{7,40} = 46 \text{ kg.}$$

L'effort utile dû aux conducteurs est supposé égal à 630 kg; reporté en A', il a la valeur

$$630 \times \frac{8,40}{7,40} = 660 \text{ kg.}$$

L'effort résultant F' en A' est ainsi

$$F' = 660 + 46 = 706 \text{ kg.}$$

Cet effort se décompose en deux composantes : la composante P suivant la direction du poteau et la composante R suivant la direction de la contrefiche.

On a

$$P = \frac{F'}{\tan \alpha} = 706 \frac{7,40}{2} = 2.600 \text{ kg.}$$

$$\tan \alpha = \frac{2}{7,40}; \alpha = 15^{\circ}5'; \sin \alpha = 0,26; \cos \alpha = 0,965;$$

$$R = \frac{706}{\sin \alpha} = \frac{706}{0,26} = 2.720 \text{ kg.}$$

La contrefiche chargée de bout doit être vérifiée au flambage. La compression P_0 produisant le flambage se déduit de la formule d'Euler

$$P_0 = \frac{2\pi^2 EI \cos^2 \alpha}{h'^2} \cdot \gamma$$

On prend pour E la valeur 90.000 kg/cm², et pour I le moment d'inertie de la section au milieu de la contrefiche de longueur $\frac{h'}{\cos \alpha}$, soit de 7,85 m.; d'où :

$$I = \frac{\pi \times 16^4}{64} = 31.000 \text{ cm.}^4$$

$$P_0 = 2 \frac{\pi^2 \times 90.000 \times 31.000}{785^2} = 8.450 \text{ kg.}$$

Le coefficient de sécurité au flambage est donc :

$$\frac{8.450}{2.720} = 3,1.$$

Signalons que la formule d'Euler est applicable aussi longtemps que le rapport $\chi = \frac{l}{i} = \frac{4l}{D}$ est supérieur ou égal à 100, l étant la longueur de la pièce chargée debout et D le diamètre de la section dangereuse; cette condition est généralement réalisée.

Pour résister à un effort important et de sens non défini, on pourra adopter deux poteaux assemblés pour former un A, comme on l'a représenté sur la figure 165.

Le calcul de ce poteau se déduit de celui qui a été développé ci-dessus.

L'effort en tête F a dans la direction de deux poteaux les composantes R définies par :

$$R = \frac{F}{2 \sin \alpha},$$

avec

$$\tan \alpha = \frac{a}{2h}.$$

La charge verticale Q exerce en outre sur chaque poteau un effort de compression qui a pour valeur

$$\frac{Q}{2 \cos \alpha}.$$

L'effort résultant a ainsi pour expression : pour le poteau de droite,

$$R + \frac{Q}{2 \cos \alpha},$$

et pour le poteau de gauche,

$$R - \frac{Q}{2 \cos \alpha}.$$

Le calcul s'achèverait ensuite comme celui développé dans le cas d'une contrefiche normale.

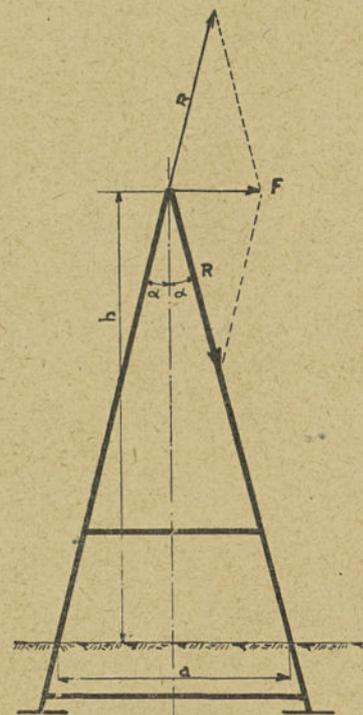


Fig. 165. — Poteaux de bois assemblés en A.

L'expérience montre qu'avec le temps, si l'effort qui s'exerce au sommet d'un poteau contrefiché est considérable, ce poteau cède peu à peu, soit par enfoncement du pied de la contrefiche soit par arrachement de celui-ci, de sorte que l'ensemble ne résiste plus à l'effort pour lequel il a été prévu.

D'autre part, sous l'influence de ce déplacement la ligne tendue au début de sa construction, peut prendre du mou au bout de

quelques années, d'où risque de courts-circuits dans les pays à vent violent; il peut donc y avoir intérêt à abandonner le poteau contrefiché et à le remplacer parfois par un support métallique plus rigide.

d) *Cas d'un poteau haubané.* — Le cas d'un poteau haubané se ramène au précédent, par simple inversion du signe des efforts

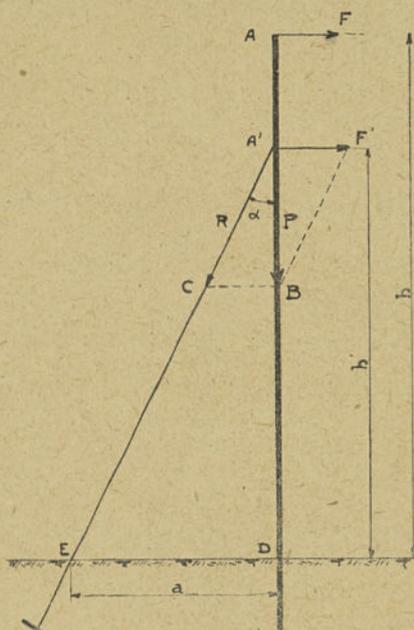


Fig. 166. — Poteau de bois haubané.

dans le hauban et dans le poteau comme l'indique la figure 166.

On a ainsi immédiatement,

$$P = \frac{F'}{\operatorname{tang} \alpha}$$

$$R = \frac{F'}{\sin \alpha}.$$

On devra vérifier le travail du poteau au flambage sous un effort $P+Q$, Q étant la charge de la ligne, et le hauban à l'effort de traction R .

Le hauban doit être fixé avec soin soit par scellement à un bloc de béton, soit à un pieux solidement fiché en terre.

Pour permettre le réglage de la tension du hauban, il est utile d'y intercaler un tendeur d'un modèle courant dans le commerce.

L'emploi du hauban ne doit pas être généralisé, car en cas de rupture, ce câble peut atteindre par détente les câbles sous tension de la ligne; en fait, son emploi est limité habituellement au renforcement des poteaux supportant des lignes à basse tension. Une précaution que l'on prend toujours consiste à intercaler dans le hauban une ou plusieurs boules isolantes créant ainsi un isolement relatif de celui-ci.

En envisageant à titre d'exemple un même poteau que plus haut, on a

$$P = 2.600 \text{ kg.}$$

$$R = 2.720 \text{ kg.}$$

En admettant une contrainte maximum du câble de 15 kg. : mm², la section s du hauban devra être :

$$s = \frac{2.720}{15} = 182 \text{ mm}^2.$$

Le poteau travaille lui-même comme une pièce chargée de bout. La section dangereuse ayant 16 cm. environ de diamètre, on aura :

$$P_0 = 2 \frac{\pi^2 \times 90.000 \times 31.000}{740^2} = 9.600 \text{ kg.}$$

Le coefficient de sécurité au flambage est donc, si on admet que la surcharge verticale Q est de 200 kg.,

$$\frac{9.600}{2.600 + 200} = 3,4.$$

Remarque. — Les calculs développés ci-dessus pour les poteaux contrefichés et haubanés ne sont qu'approximatifs, car ainsi qu'il est facile de le voir, on ne fait supporter au poteau principal qu'un effort vertical dirigé vers le haut dans le cas de la contrefiche et vers le bas dans le cas du hauban, c'est-à-dire que l'on ne considère pas la résistance de ce poteau par rapport aux efforts horizontaux. Cette hypothèse remplace le poteau principal d'un support avec contrefiche par un simple fil amarré dans le sol, et le poteau principal d'un support avec hauban par une simple poutre non encastrée dans le sol.

On doit donc considérer que ces calculs simples présentent déjà en raison de leur principe même un coefficient de sécurité notable. En pratique, d'ailleurs, le support contrefiché supporte un effort bien supérieur à celui pour lequel il est calculé.

La théorie complète de ces types de supports serait assez compliquée, puisqu'on devrait introduire dans les calculs les déplacements du point d'application des efforts; elle paraît d'ailleurs inutile en raison de l'emploi relativement restreint des poteaux haubanés ou contrefichés.

7. Considérations générales sur les formules à appliquer pour le calcul des pièces au flambage. — Nous développerons ici quelques considérations générales sur le calcul des pièces chargées de bout, ces considérations s'appliquant à tous les types de supports que nous aurons à étudier.

Si la pièce comprimée, de section s est courte, la rupture se produit par écrasement; mais si la pièce est longue par rapport à ses dimensions transversales, la flexion se produit avant l'écrasement: le moment de flexion croît rapidement et la pièce est en danger de rupture. Il est donc indispensable de ne pas dépasser la charge capable de déclencher le flambage.

Formule d'Euler. — Désignons par :

l , la longueur libre de la pièce debout;

I , le moment d'inertie minimum de la section dangereuse ou, au cas où l'on vérifie une cornière, par exemple, le moment d'inertie intéressé en tenant compte de l'assemblage de cette pièce;

E , le module d'inertie;

k , un coefficient variable dépendant de la manière dont les extrémités de la pièce sont fixées;

F , la charge capable de déclencher le flambage;

$\pi = 3,1416$.

La formule d'Euler s'écrit :

$$(1) \quad F = k\pi^2 \frac{EI}{l^2} .$$

On peut considérer les quatre cas représentés sur la figure 167.

La figure 167-a représente une pièce encastree à l'une de ses extrémités et libre à l'autre; on a $k = \frac{1}{4}$, et la formule (1) devient

$$F = \frac{\pi^2 EI}{l^2}.$$

La figure 167-b représente une pièce dont les extrémités sont assujetties à se déplacer suivant l'axe primitif de la pièce.

On a $k=1$, et

$$F = \pi^2 \frac{EI}{l^2}.$$

La figure 167-c représente une pièce encastree à une extrémité

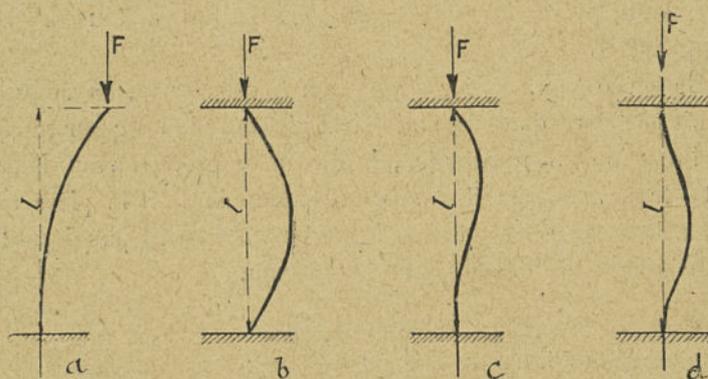


Fig. 167. — Pièces chargées de bout dans diverses hypothèses.

et dont l'autre extrémité est assujettie à se déplacer suivant l'axe primitif. On a $k=2$ et

$$F = 2\pi^2 \frac{EI}{l^2}.$$

La figure 167-d représente enfin une pièce encastree à ses deux extrémités; on a $k=4$ et

$$F = 4\pi^2 \frac{EI}{l^2}.$$

La force à appliquer au sommet de la pièce ne doit jamais atteindre les valeurs données par la formule d'Euler.

On peut aussi dans les applications se limiter à la formule générale suivante :

$$F = \pi^2 \frac{EI}{l^2}.$$

à condition de prendre pour longueur fictive l' à introduire dans la formule les valeurs suivantes :

pour le cas de la figure 167-a : $l' = 2l$;

— — 167-b : $l' = l$;

— — 167-c : $l' = \frac{l}{\sqrt{2}}$;

— — 167-d : $l' = \frac{l}{2}$.

Formule de Tetmayer. — Tetmayer a prouvé par des expériences que la formule d'Euler n'est pas utilisable dans tous les cas; en particulier, pour des pièces courtes, la contrainte \mathcal{R} deviendrait très grande, alors qu'elle doit au contraire se rapprocher de la contrainte à la compression. Diverses formules ont été proposées pour les cas où celle d'Euler n'est plus valable; nous rappellerons celle de Tetmayer, de Rankine et de Résal.

Introduisons le rayon de giration i de la section de la pièce défini par la relation suivante

$$I = si^2.$$

La formule d'Euler s'écrit alors

$$F = \pi^2 E \frac{si^2}{l^2}$$

d'où l'on déduit la contrainte \mathcal{R}

$$\mathcal{R} = \frac{F}{s} = \pi^2 E \left(\frac{i}{l} \right)^2,$$

ou encore, en posant

$$\chi = \frac{l}{i},$$

on obtient la nouvelle expression de la contrainte \mathcal{R}

$$\mathcal{R} = \pi^2 \frac{E}{\chi^2}.$$

D'après Tetmayer, cette formule s'appliquera pour un rapport λ supérieur aux valeurs suivantes :

- 100 pour le bois,
- 80 pour la fonte,
- 105 pour l'acier doux,
- 112 pour le fer ordinaire,
- 90 pour l'acier coulé.

Pour des pièces ayant une valeur λ inférieure à ces chiffres, il faut abandonner la formule d'Euler ainsi modifiée et appliquer la formule suivante :

$$(2) \quad \mathfrak{R} = a (1 - b\lambda + c\lambda^2),$$

où les coefficients a , b et c ont les valeurs du tableau ci-dessous :

Matière	a	b	c	Limites de λ	
				minimum	maximum
Bois	2,93	0,00662	0	1,8	100
Fonte	77,60	0,01546	0,00007	5	80
Acier doux	31,00	0,00368	0	10	105
Fer ordinaire	30,30	0,00426	0	10	112
Acier coulé	33,50	0,00185	0	10	90

La formule (2) dans laquelle entrent ces coefficients donne la valeur de \mathfrak{R} en kg : mm².

Elle est établie pour le cas de la fig. 167-b. La longueur l est à remplacer comme pour la formule d'Euler par $2l$ dans le cas de la figure 167-a, par $\frac{l}{\sqrt{2}}$ dans le cas de la figure 167-c et par $\frac{l}{2}$ dans le cas de la figure 167-d.

Formule de Résal. — D'après Résal la contrainte maximum du métal au flambage \mathfrak{R}' se déduit de la contrainte par simple compression $\mathfrak{R} = \frac{F}{S}$ par la formule

$$\mathfrak{R}' = \mathfrak{R} \left(1 + \frac{m l^2 s}{I} \right),$$

dans laquelle

m est un coefficient dépendant de la matière :

$m=0,00011$ pour le fer profilé,

$m=0,0002$ pour la fonte et le bois ;

et où l est exprimé en cm, s en cm^2 et I en cm^4 .

Si l'on introduit la définition du rayon de giration dans la formule de Résal, celle-ci prend la nouvelle forme

$$\mathfrak{R}' = \mathfrak{R} (1 + m\chi^2),$$

qui est aussi la formule de Rankine, présentée sous une forme un peu différente de celle que l'on rencontre habituellement. Dans celle-ci, le coefficient m est donné par les valeurs du tableau suivant :

Matière	m	Limite de χ	
		minimum	maximum
Fonte	0,007	20	150
Acier doux	0,00014	20	250
Fer ordinaire	0,00016	20	250
Bois	0,00023	20	200

Dans ces formules, comme dans celles d'Euler et de Tetmayer, la longueur l de la pièce est à remplacer par $2l$ dans le cas de la figure 167-a, par $\frac{l}{\sqrt{2}}$ dans le cas de la figure 167-c et par $\frac{l}{2}$ dans celui de la figure 167-d.

Dans le but de comparer ces diverses formules, nous avons représenté graphiquement leurs équations de définition sur la figure 168, où l'on a porté en abscisse le rapport χ et en ordonnées la contrainte maximum \mathfrak{R} par mm^2 de section appliquée en bout de la pièce et faisant flamber celle-ci. Le cas envisagé est celui d'une pièce non encastree chargée de bout les coefficients applicables étant ceux de l'acier doux.

La courbe I représente ainsi l'équation

$$\mathfrak{R} = \pi^2 \frac{E}{\chi^2}$$

avec $E=21.000$;

La droite II, l'équation

$$\mathcal{R} = 31 (1 - 0,00368 \lambda);$$

enfin la courbe III, l'équation

$$\mathcal{R} = \frac{\mathcal{R}'}{1 + m\lambda^2}$$

avec $\mathcal{R}' = 40 \text{ kg} : \text{mm}^2$ et $m = 0,00011$.

Pour le calcul des pylônes, on emploie généralement en France la formule de Résal pour toute l'étendue des valeurs du coefficient λ .

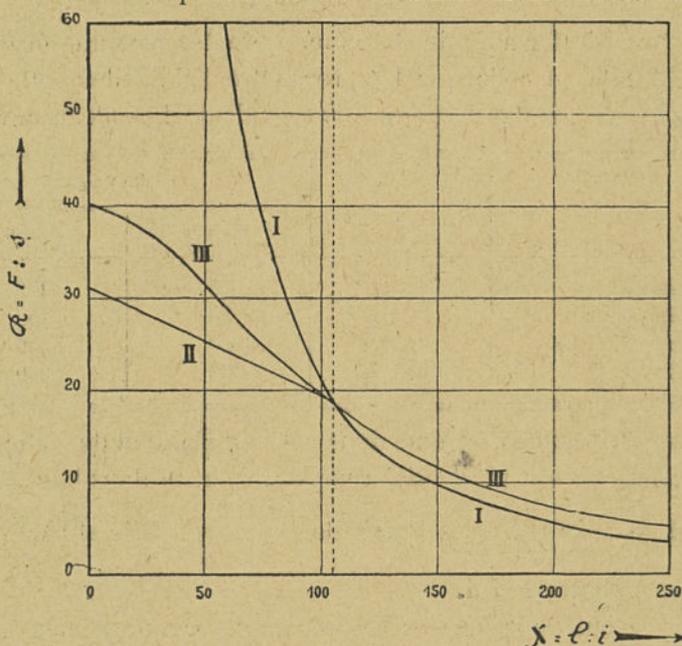


Fig. 168. — Comparaison des diverses formules de résistance appliquées aux pièces chargées de bout.

Dans d'autres pays, au contraire, on applique la formule d'Euler pour toute valeur de λ supérieure à la valeur limite $\lambda = 105$ pour l'acier doux, et la formule de Tetmayer pour toute valeur de λ inférieure à cette valeur limite. Le graphique précédent fait apparaître la différence de chacune des formules; on voit en particulier que celle de Résal offre une sécurité légèrement inférieure à celles de Tetmayer-Euler, puisqu'elle permet d'envisager une contrainte un peu supérieure à celle-ci.

CHAPITRE VII

PYLONES MÉTALLIQUES

1. Considérations générales. — Les pylônes métalliques en treillis sont les supports les plus répandus, et de beaucoup les plus employés pour les lignes à haute tension (à partir de 60.000 v.); ce type de support est utilisé pour toutes les lignes équipées avec des isolateurs suspendus sauf quelques lignes américaines montées sur des poteaux de bois, ou suédoises et italiennes montées sur des portiques en ciment centrifugé.

On fait emploi soit de *pylônes rigides* à base carrée ou rectangulaire offrant une résistance sensiblement égale dans tous les sens, soit de *pylônes élastiques* présentant une résistance faible dans le sens parallèle aux conducteurs. L'emploi des pylônes flexibles est réservé pour les alignements et pour les angles faibles; les supports pour les arrêts de lignes ou pour les angles importants sont toujours des supports à base carrée ou rectangulaire.

Dernièrement, M. Darrius a établi un type de *support articulé* basé sur le principe du chevalet et se maintenant vertical en raison de l'équilibre des tractions des conducteurs eux-mêmes; la figure 169 représente un pylône semblable étudié pour la tension de 120.000 v.

L'A. E. G. a réalisé un pylône rigide dans lequel les *bras* pivotants ou même articulés donnent de la souplesse au support, lui permettant de céder à la différence de traction des conducteurs, même en cas de rupture d'un ou de plusieurs de ceux-ci. La figure 170 donne la représentation d'un pylône étudié par cette firme dans lequel les bras peuvent pivoter autour de l'axe du fût, et la figure 171 celle d'un pylône dont les bras sont articulés.

Les pylônes carrés ou rectangulaires sont construits avec montants et treillis en cornières.

Les pylônes élastiques sont exécutés en montants en U ou en H contreventés par des croisillons en fers plats; on réalise même des

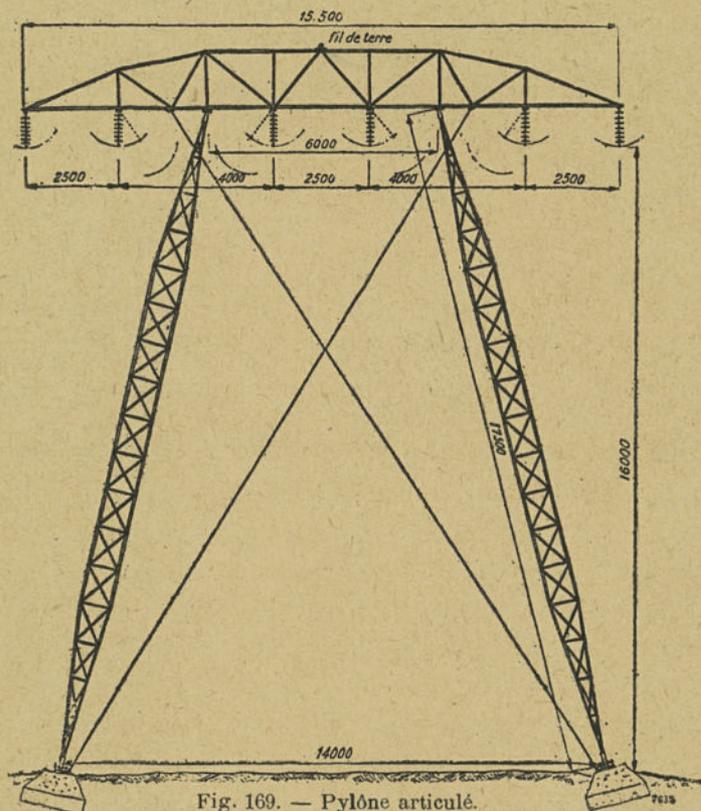


Fig. 169. — Pylône articulé.

pylônes élastiques en acier déployé, après sciage de l'âme d'une poutrelle et chauffage de la pièce vers 1400°.

Les dimensions et la forme des bras supportant les conducteurs dépendent de la tension électrique de la ligne, et du type d'isolateurs choisis. Les bras sont généralement horizontaux, mais on rencontre en Allemagne et en Suisse des pylônes dont les bras sont inclinés, comme l'indique la figure 172. Cette disposition est adoptée dans le but d'éloigner le conducteur de toute partie métal-

lique sur laquelle un oiseau serait susceptible de se poser et de créer un court-circuit.

Les dimensions à la base des pylônes sont aussi très variables.

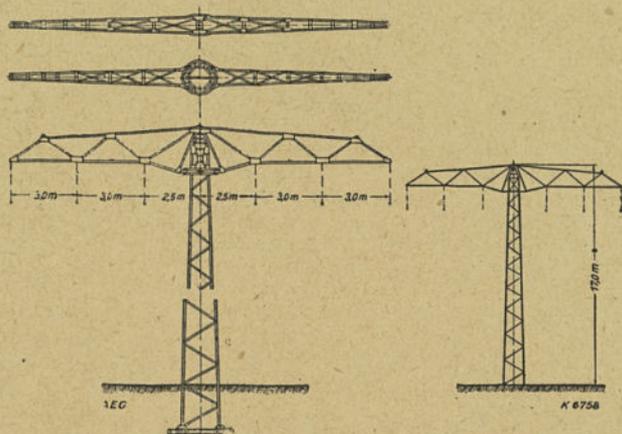


Fig. 170. — Pylône à bras pivotants.

On conçoit que l'on peut réaliser la même résistance d'un fût en adoptant soit une base très réduite et des fers de forte section, soit

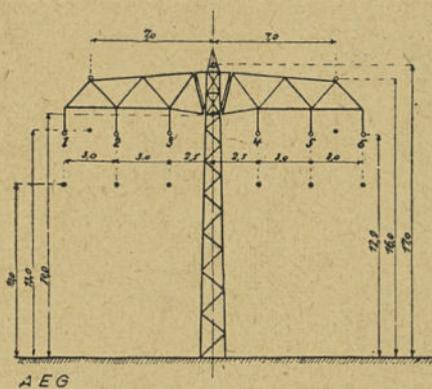


Fig. 171. — Pylône à bras articulés.

une base de plus grandes dimensions, et des fers de section plus faible. En effet, la contrainte du métal à la compression ou à la traction a, en première approximation, pour expression,

$$R = \frac{M}{2Sb},$$

en désignant par

M le moment des forces appliquées au-dessus de la section considérée;

S la section de la cornière d'angle;

b la dimension de base du pylône parallèlement à l'effort.

On peut ainsi pour un même effort en tête réaliser divers types de pylônes, dont le poids total est assez peu différent.

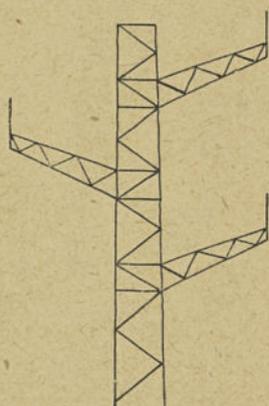


Fig. 172. — Pylônes avec bras inclinés.

Les Américains emploient des pylônes à quatre pieds à base large, tandis qu'en Europe, à de rares exceptions près, les pylônes sont à base étroite. Cette différence essentielle résulte de circonstances particulières, et non de conditions techniques. Les lignes américaines traversent, en général, des régions assez peu cultivées ou même désertes, tandis qu'en Europe, on doit compter avec les difficultés rencontrées pour l'obtention des autorisations d'implantation des supports dans les terrains cultivés, de sorte qu'il serait presque impossible d'obtenir ces autorisations à l'amiable pour des pylônes à quatre pieds.

Les pylônes à base large peuvent avoir un intérêt pour les lignes de montagne, où il est ainsi plus facile de faire des pieds de différentes longueurs pour adapter les pylônes au terrain incliné. Un autre avantage des pylônes à pieds écartés est la facilité de transport des pièces détachées.

Les pylônes à base large peuvent avoir un intérêt pour les lignes de montagne, où il est ainsi plus facile de faire des pieds de différentes longueurs pour adapter les pylônes au terrain incliné. Un autre avantage des pylônes à pieds écartés est la facilité de transport des pièces détachées.

2. Considérations sur l'usinage des aciers. — On emploie dans la construction des pylônes principalement des aciers doux à 0,25 pour 100 de carbone présentant une contrainte minimum à la rupture de $42 \text{ kg} : \text{mm}^2$, avec un allongement minimum de 22 pour 100 (1). Cet acier sert non seulement à la fabrication des laminés et profilés, mais aussi à celle des boulons et des écrous. Les rivets

(1) La composition de l'acier doux est la suivante en pour 100 :
 $Mn=0,40$; $C=0,25$; $Si=0,03$; $P/h=0,05$; $S=0,03$.

sont en acier extra-doux contenant seulement 0,15 pour 100 de carbone, qui présente une contrainte minimum à la rupture de 38 kg : mm² avec un allongement minimum de 28 pour 100. On peut aussi utiliser avec avantage des aciers au cuivre contenant de 0,4 à 0,6 pour cent de cuivre, en raison de leur résistance remarquable à la corrosion, sans que leurs propriétés mécaniques en soient modifiées.

Dans la construction des ouvrages en acier doux, il faut observer les règles suivantes :

a) Le travail brutal du métal doit être évité ainsi que le forgeage aux températures trop basses;

b) Pour un travail soigné, les trous doivent être forés ou alésés après avoir été poinçonnés.

Ces règles fondamentales au point de vue du travail des aciers, destinés aux pièces ayant à subir des efforts importants, seront appliquées plus ou moins strictement dans la construction des supports métalliques.

Les fers profilés sont coupés de longueur au moyen d'une machine à cisailer, puis percés par poinçonnage si la liaison doit s'effectuer par rivets ou par boulons.

Le rivetage se fait toujours à chaud afin d'augmenter le serrage des pièces pendant le refroidissement. Le diamètre de la tige des rivets est un peu inférieur (de 1 mm. environ) à celui du trou, afin de faciliter la mise en place à chaud. Les rivets *criqués*, dont le son est fêlé quand on les frappe au marteau, doivent être remplacés. Les diamètres des rivets les plus employés sont ceux de la série : 8, 10, 12, 14, 16, 18, 20, 22, 23, 25 (série dite paire); quelques constructeurs emploient aussi la série : 12,5, 15, 17, 19, 20, 22, 24 (série dite impaire).

Le tableau suivant donne les dimensions des cornières à branches égales les plus employées, ainsi que le diamètre et la position des rivets sur les ailes de ces cornières (distance de l'axe des rivets à l'arête des cornières).

LARGEUR DES ailes	DISTANCE DE L'AXE DU TROU à l'arête	DIAMÈTRE DES rivets
mm	mm	mm
35 × 35	19	8 et 10
40 × 40	22	10 et 12
45 × 45	25	12
50 × 50	27	14
55 × 55	30	14 et 16
60 × 60	33	16
65 × 65	35	16 et 18
70 × 70	38	18
75 × 75	41	18 et 20
80 × 80	45	20
90 × 90	50	20 et 22
100 × 100	55	22, 23 et 25
110 × 110	60	25.

Depuis quelques années on a remplacé l'assemblage par rivets par l'assemblage par soudure, procédé sur lequel nous donnerons quelques indications pratiques.

Les cornières sont appliquées l'une contre l'autre, puis soudées sur leur pourtour conformément au schéma ci-joint (fig. 173).

L'apport de métal est effectué par couches de 3 mm. environ jusqu'à obtenir un dépôt de métal ayant une épaisseur suffisante pour résister au cisaillement provenant des efforts appliqués. Cet apport se fait au moyen de crayons cylindriques, de 3, 4 ou 5 mm. de diamètre en acier enrobé d'un composé réducteur. On réalise ainsi un dépôt d'acier de même teneur en carbone que l'acier soudé.



Fig. 173. — Soudure à l'arc par apport de matière.

Les principaux avantages du pylône soudé sont les suivants :

a) Économie sur le poids des membrures, car l'assemblage des tronçons successifs des membrures par recouvrement soudé est plus facile à réaliser qu'à l'aide de rivets ou boulons. Le recouvrement soudé ne mesure que les 4 à 7 1/10^e de la longueur du recouvrement boulonné. Suivant les efforts en jeu et le coefficient de sécurité adopté, là où la construction par rivets hésite à modifier

le profil de la membrure et conserve un profil unique sur une grande hauteur, la construction par soudure adopte des profils fréquemment décroissants;

b) Économie sur le poids des treillis, car l'effort s'exerçant dans une barre du treillis fixe un diamètre minimum de rivet. Très souvent, le constructeur ne peut loger ce rivet dans l'aile de la cornière qui satisferait au point de vue de la résistance au flambage, et il est ainsi conduit à adopter pour le treillis un profil supérieur à celui qui est donné par les calculs.

En construction soudée, la réduction de section qui est produite par le rivet n'existe pas et le profil exact est mis en œuvre intégralement. Pratiquement, la construction soudée fait un très large emploi de cornières de 20×4 , 25×4 et 30×4 , presque inutilisées par la construction rivée qui ne peut les fixer par un rivet suffisant.

Grâce à cette souplesse de construction et à l'utilisation complète des profils, caractéristiques de l'emploi des assemblages soudés par l'arc, il est très normal de constater des écarts de poids de 10 pour cent et parfois plus dans la comparaison avec les pylônes rivés de dimensions extérieures identiques.

La vérification au flambage des éléments des pylônes soudés est faite comme celle des pylônes rivés par la formule de Résal.

La longueur considérée pour le flambage est dans les 2 cas la distance libre de nœud à nœud; elle est combinée au rayon de giration minimum pour le treillis et les membrures.

Tous les recouvrements de barre sur barre sont tels que la section de soudure travaillant au cisaillement corresponde au moins à l'effort prévu dans les barres assemblées; dans ces conditions, la rupture, aux essais, se produit en dehors de l'assemblage soudé, fait qui se vérifie à chaque contrôle.

Nous résumerons ci-dessous les résultats d'essais effectués récemment au Conservatoire des Arts et Métiers, à Paris, sur trois assemblages soudés par recouvrement et 1 barre témoin de même section.

L'assemblage était constitué par un plat de 60×8 et un autre de

44,5×7, se recouvrant axialement sur une longueur de 80 mm. et assemblés par 3 chanfreins de soudure de 204,3 mm. de longueur développée.

L'effort de traction a été exercé entre les extrémités des éprouvettes, la soudure travaillant au cisaillement.

Ces essais ont conduit aux résultats ci-dessous :

ÉPROUVETTE	EFFORT TOTAL DE RUPTURE	OBSERVATIONS
N° 1.— Soudée . . .	13.810 kg.	Rupture en dehors de la soudure
N° 2.— Soudée . . .	13.800 kg.	d°
N° 3.— Soudée . . .	13.850 kg.	d°
N° 4.— Non soudée .	13.710 kg.	Rupture dans la barre

La rupture de ces assemblages soudés s'est donc produite à 100 pour 100 de la résistance de la barre pleine assemblée.

Nous rappelons ici que la rivure double ou triple se rompt pratiquement sous un effort compris entre 65 et 70 pour cent de la résistance de la barre pleine.

Nous croyons utile de donner quelques détails complémentaires sur les procédés de soudure par l'arc électrique utilisés pour la construction des pylônes, en reproduisant quelques extraits d'un rapport présenté au Congrès Scientifique du Génie Civil tenu à Liège en juin 1922 sur l'emploi de la soudure électrique dans les constructions métalliques par MM. Beekers, Lagrange et Tondelier.

La soudure à l'arc voltaïque utilise la chaleur produite par l'arc pour amener la fusion de la pièce à souder et d'une baguette d'apport. Le premier procédé, dû à de Bernados, date de 1881 et utilise une électrode en charbon ou en graphite et une baguette d'apport en fer doux ; l'arc jaillit entre la pièce à souder et l'électrode. Ce système est encore utilisé dans les aciéries pour boucher les soufflures et autres défauts de coulée.

Un premier perfectionnement imaginé par Slavianoff consiste à supprimer l'électrode en charbon et à employer comme électrode la baguette d'apport elle-même ; le courant nécessaire pour la soudure est considérablement réduit et le travail beaucoup moins pénible, la chaleur étant plus localisée.

En 1907 Kjellberg entoura l'électrode d'un enrobage réfractaire qui produit au moment de la fusion une véritable gaine directrice, l'arc se maintient plus facilement qu'avec l'électrode nue. L'emploi des électrodes enrobées constitue un progrès considérable et c'est grâce à lui que la soudure à l'arc électrique a pu atteindre son développement actuel. Ce

procédé a été particulièrement étudié en Angleterre et aux Etats-Unis pendant la guerre, dans le but de remédier à la rareté et au coût élevé des matières premières et de la main-d'œuvre, notamment pour la construction des navires.

Des essais officiels de résistance ont été effectués sur un pylône encastré horizontalement, toute la partie hors sol étant donc en porte à faux.

Dans cette position, le poids du pylône correspond très sensiblement à la charge du vent sur le pylône, et il suffit pour se mettre dans les conditions de sollicitation normales, de charger progressivement le pylône au point d'application de la résultante des efforts dus aux fils.

Les flèches prises peuvent être mesurées avec grande précision, et en procédant au chargement et au déchargement successifs, on peut établir les déformations permanentes qui viendraient à se produire.

Un premier essai a été fait sur un pylône de 21,60 m. de hauteur totale, dont 20 m. hors sol; indépendamment du vent sur le pylône, celui-ci devait résister à un effort normal de 552 kg. appliqué à 18 m. de l'encastrement, dans le même sens que l'effort du vent sur le pylône. Les résultats peuvent se résumer dans le tableau ci-dessous :

CHARGES EN KG. A 18 MÈTRES DE l'encastrement.	FLÈCHES EN MM. MESURÉES A 17 MÈTRES DE l'encastrement
0	69
85	83
162	95
249	109
337	122
420	136
562 charge normale)	157
645	168
722	182
807	195
894	210
982	226
1107	249

Il a été impossible de pousser l'essai plus loin, deux des montants s'étant libérés de la maçonnerie de fortune formant l'encastrement. Aucune déformation permanente n'a été constatée. Le pylône avait été calculé pour un coefficient de sécurité 3 au flambage.

Un deuxième essai a été effectué sur un pylône en treillis simple de 13,10 m. de hauteur totale, dont 11,85 m. hors sol. Membres en L de 50×50×5 mm. et 45×45×5 mm. treillis en L de 20×20×4 mm. Outre l'effort du vent sur le pylône, celui-ci devait supporter une charge normale de 216 kg. appliquée à 10,05 m. de l'encastrement. Essayé dans les mêmes conditions que le pylône ci-dessus, les résultats ont été les suivants :

sous charge normale, soit 216 kg, flèche de 125 mm.
 sous 1,5 fois la charge, soit 325 kg, — de 169 mm.
 sous 2 fois la charge, soit 430 kg, — de 235 mm.

Aucune déformation permanente n'a été constatée. Les calculs étaient établis pour réaliser un coefficient de sécurité 3 au flambage.

Enfin, on a effectué un troisième essai sur un pylône en treillis simple, membrures en L de $50 \times 50 \times 5$ mm. et $40 \times 40 \times 4$ mm., treillis en L de $20 \times 20 \times 4$ mm. Outre la charge du vent sur le pylône, l'effort normal prévu est de 378 kg. appliqué à 10,05 m. de l'encastrement. Résultats de l'essai :

sous charge normale, soit 378 kg, flèche de 106 mm.
 sous 1,5 fois la charge, soit 571 kg, — de 171 mm.
 sous 2 fois la charge, soit 777 kg, — de 250 mm.

Aucune déformation permanente n'a été constatée. Les calculs avaient encore été établis pour réaliser un coefficient de sécurité égal à 3 au flambage.

3. Principe du calcul des pylônes en treillis. — Les calculs se réduisent le plus souvent à des vérifications, les sections des profilés ayant été obtenues par quelques tâtonnements ou par des comparaisons avec des supports construits.

Ces vérifications qui doivent porter sur :

- les montants,
- les croisillons,
- les rivets,

sont basées sur les principes généraux de la résistance des matériaux. Supposons qu'il s'agisse de vérifier les calculs d'un pylône rigide composé de quatre montants en cornières assemblées par des croisillons également en cornières ; la disposition générale de ce pylône ainsi que la section de base des montants sont représentés schématiquement sur la figure 174, où les cornières sont représentées en élévation sans épaisseur par leurs axes d'inertie.

Dans les calculs, on remplace de même l'emplacement de chaque cornière par celui de son centre de gravité, cette approximation est tout à fait admissible étant données les dimensions du treillis par rapport aux dimensions des cornières elles-mêmes.

En outre, dans le calcul des profilés à la compression avec flambage, on introduit la valeur des moments d'inertie de leurs sections.

Une cornière (fig. 175) présente trois moments d'inertie qui doivent être connus : le moment d'inertie normal I pris par rapport

à un axe qui est parallèle aux faces de la cornière ; le moment d'inertie maximum I_M pris par rapport à un axe dirigé suivant la bissectrice de l'angle de la cornière, enfin le moment d'inertie minimum I_m dont l'axe pour une cornière dont les ailes sont égales est perpendiculaire au précédent.

Pour les fers U (fig. 176), on a à considérer deux moments d'inertie

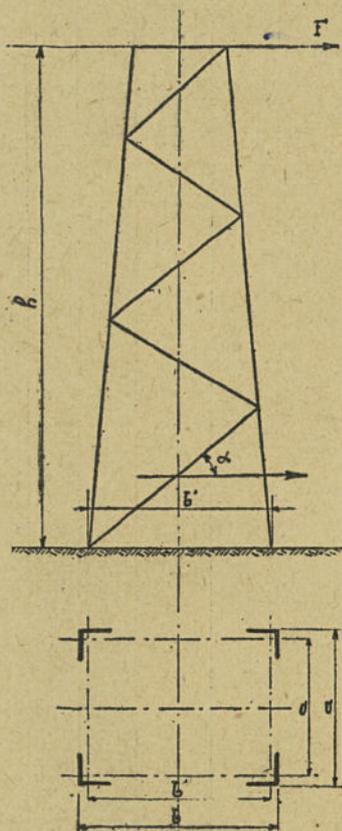


Fig. 174. — Représentation schématique de la section de base d'un pylône.

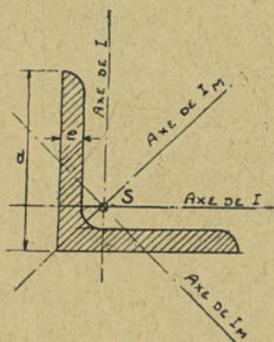


Fig. 175. — Section type d'une cornière.

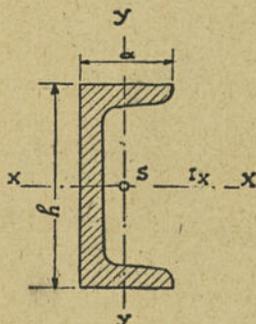


Fig. 176. — Section type d'un fer U .

tie dont les axes sont respectivement parallèles aux faces de l' U .

Les tableaux suivants donnent les caractéristiques principales des cornières et des fers U les plus employés.

DIMENSIONS ET CARACTÉRISTIQUES DES CORNIÈRES

Dimensions		Sections S	Poids au mètre	Distances du centre de gravité		Moments d'inertie			Modules de flexion		Rayons de gyration		
a	e			r	b'	I	I _m	I _m	$\frac{I}{b}$	$\frac{I}{b'}$	$\sqrt{\frac{I}{S}}$	$\sqrt{\frac{I_m}{S}}$	$\sqrt{\frac{I_m}{S}}$
mm.	mm.	mm.	kg : m.	mm.	mm.	cm ⁴	cm ⁴	cm ⁴	cm ³	cm ³	mm.	mm.	mm.
20	3	112	0,88	14,0	5,98	0,39	0,62	0,15	0,279	0,654	5,90	7,4	3,7
4	145	1,14	13,6	6,37	0,49	0,77	0,19	0,361	0,772	5,82	7,3	3,6	
3	142	1,12	17,8	7,23	0,80	1,27	0,31	0,452	1,11	7,51	9,5	4,7	
4	185	1,45	17,4	7,62	1,02	1,61	0,40	0,585	1,34	7,41	9,3	4,7	
30	3	174	1,36	21,6	8,36	1,40	2,24	0,57	0,649	1,68	8,99	11,3	5,8
5	278	2,18	20,8	9,19	2,16	3,41	0,92	1,04	2,36	8,83	11,0	5,7	
35	3	204	1,60	25,4	9,60	2,29	3,66	0,92	0,902	2,39	10,6	13,4	6,9
4	267	2,10	25,0	10,0	2,95	4,68	1,24	1,18	2,94	10,5	13,3	6,8	
6	387	3,05	24,2	10,8	4,13	6,50	1,77	1,71	3,81	10,3	13,0	6,8	
40	4	308	2,42	28,8	11,2	4,47	7,09	1,86	1,55	3,99	12,0	15,2	7,8
6	448	3,52	28,0	12,0	6,31	9,98	2,67	2,26	5,25	11,9	14,9	7,7	
45	4	349	2,74	32,6	12,4	6,43	10,3	2,57	1,97	5,21	13,6	17,1	8,8
5	430	3,38	32,2	12,8	7,84	12,4	3,25	2,43	6,12	13,5	17,0	8,7	
7	586	4,60	31,4	13,6	10,4	16,4	4,39	3,31	7,64	13,3	16,7	8,7	
50	4	389	3,06	36,4	13,6	8,97	13,9	4,01	2,46	6,60	15,2	19,1	9,9
5	480	3,77	36,0	14,0	11,0	17,4	4,59	3,05	7,81	15,1	19,0	9,8	
7	656	5,15	35,1	14,9	14,6	23,1	6,02	4,16	9,83	14,9	18,8	9,6	
55	5	532	4,18	39,8	15,2	14,7	23,4	6,03	3,70	9,68	16,6	20,9	10,8
6	631	4,95	39,4	15,6	17,3	27,4	7,24	4,39	11,1	16,5	20,8	10,7	
8	823	6,46	38,6	16,4	22,0	34,8	9,35	5,71	13,4	16,4	20,6	10,7	
60	5	581	4,57	43,6	16,4	19,4	30,8	7,96	4,45	11,8	18,2	23,0	11,7
6	691	5,42	43,1	16,9	22,8	36,1	9,43	5,29	13,5	18,2	22,9	11,7	
8	903	7,09	42,3	17,7	29,2	46,1	12,1	6,89	16,5	18,0	22,6	11,6	
65	6	753	5,91	47,0	18,8	29,2	46,2	12,2	6,21	16,2	19,7	24,8	12,7
8	985	7,73	46,1	18,9	37,5	59,5	15,5	8,13	19,9	19,5	24,5	12,6	
70	6	813	6,38	50,7	19,3	36,9	58,7	15,1	7,27	19,1	21,3	26,8	13,7
7	940	7,38	50,3	19,7	42,3	67,1	18,6	8,41	21,4	21,2	26,7	13,7	
9	1188	9,34	49,5	20,5	52,5	83,1	22,0	10,6	25,5	21,0	26,4	13,6	
75	7	1012	7,94	54,1	20,9	52,3	83,3	21,3	9,66	25,0	22,7	28,6	14,6
8	1147	9,03	53,7	21,3	58,8	93,3	24,4	10,9	27,6	22,6	28,5	14,6	
10	1411	11,07	52,9	22,1	71,1	113	29,8	13,4	32,1	22,4	28,3	14,5	
80	7	1082	8,49	57,9	22,1	64,2	101	27,0	11,1	29,0	24,4	30,7	15,6
8	1227	9,66	57,4	22,6	72,2	115	29,6	12,6	32,0	24,3	30,6	15,5	
10	1511	11,85	56,6	23,4	87,5	139	35,9	15,4	37,5	24,1	30,3	15,4	
90	8	1389	10,90	65,0	25,0	104	166	42,7	16,0	41,8	27,4	34,6	17,6
9	1552	12,17	64,6	25,4	116	184	47,8	17,9	45,6	27,3	34,5	17,6	
10	1713	13,47	64,2	25,8	127	201	52,6	19,8	49,2	27,2	34,3	17,5	
12	2029	15,93	63,4	26,6	148	234	61,6	23,3	55,7	27,0	34,0	17,4	
100	9	1734	13,62	72,2	27,8	161	256	66,2	22,3	57,9	30,5	38,3	19,6
10	1915	15,07	71,8	28,2	177	280	73,3	24,6	62,6	30,4	38,2	19,5	
12	2271	17,82	71,0	29,0	207	328	86,2	29,1	71,2	30,2	38,0	19,5	
14	2619	20,57	70,2	29,8	235	372	98,3	33,5	78,8	30,0	37,7	19,4	
9	1914	15,03	79,7	30,3	217	345	89,6	27,3	71,7	33,7	42,4	21,6	
10	2115	16,64	79,3	30,7	239	379	98,6	30,1	77,7	33,6	42,3	21,6	
12	2511	19,70	78,5	31,5	280	444	116	35,7	88,7	33,4	42,1	21,5	
14	2899	22,77	77,7	32,3	319	505	133	41,0	98,6	33,2	41,8	21,4	
120	10	2318	18,20	86,9	33,1	313	495	130	36,0	94,4	36,7	46,3	23,6
12	2754	21,62	86,0	34,0	368	589	150	42,7	108	36,5	46,0	23,5	
14	3182	24,98	85,2	34,8	420	666	173	49,2	121	36,3	45,7	23,4	
150	12	3483	27,35	108,8	41,2	737	1168	306	97,7	179	46,0	57,9	29,5
14	4031	31,64	107,9	42,1	845	1343	347	78,5	201	45,8	57,7	29,4	
16	4571	35,87	107,1	42,9	950	1507	391	88,7	221	45,6	57,4	29,2	

DIMENSIONS ET CARACTÉRISTIQUES DES FERS EN U

h	a	e	e ₁	SECTIONS	POIDS au m.	AXE DES X			AXE DES Y		
						I _x	v	I _x : v	I _y	v	I _y : v
mm.	mm.	mm.	mm.	cm ²	kg : m.	cm ⁴	mm.	cm ³	cm ⁴	mm.	cm ³
100	38	8	11,5	14,90	11,5	203	50	40,5	18,97	25,2	7,53
100	50	6	8,5	13,48	10,5	207	50	41,4	29,3	34,5	8,5
100	52	8	8,5	15,48	12,0	224	50	44,8	38,6	35,5	10,8
120	55	7	9	17,04	13,3	368	60	61,3	43,2	39,0	11,1
120	57	9	9	19,44	15,2	396	60	66,0	56,3	39,9	14,1
140	60	7	10	20,40	15,9	609	70	87,0	62,7	42,5	14,8
140	92	9	10	23,20	18,1	654	70	93,5	80,9	43,4	18,6

En vue de faciliter la manutention et le transport des pylônes, on décompose leur fût en plusieurs tronçons qui sont assemblés ensuite. Pour chaque tronçon constitué sur toute sa longueur par un même type de cornière, on calcule les montants et les croisillons les plus fatigués, qui se trouvent à la base du tronçon. Le calcul se reproduit naturellement identiquement à lui-même pour chaque tronçon.

Le calcul pour un tronçon se développe comme suit :

1° *Détermination des efforts appliqués au pylône.* — Le pylône est soumis aux efforts suivants :

a) Effort horizontal dû à la traction des conducteurs et des câbles auxiliaires (câbles de terre) ;

b) Effort horizontal dû au vent sur les conducteurs et les câbles auxiliaires ;

c) Effort horizontal dû au vent sur les isolateurs et les armements ;

d) Effort horizontal dû au vent sur le pylône lui-même ;

e) Effort vertical dû au poids des conducteurs et des câbles auxiliaires ;

f) Effort vertical dû au poids des isolateurs et des ferrures ;

g) Effort vertical dû à la partie du pylône située au-dessus de la section considérée ;

h) Dans le cas où les supports adjacents seraient à des niveaux différents, on pourrait avoir à envisager un effort vertical supplémentaire de compression du pylône dû à la dénivellation elle-même.

2° *Détermination des moments des forces horizontales.* — Les moments des forces horizontales ayant un point d'application bien défini s'obtiennent en multipliant chaque force par la distance verticale de ce point d'application à la section de base du tronçon. Le moment dû au vent sur le pylône s'obtient en multipliant la résultante des efforts répartis par la distance verticale du centre de gravité de la surface apparente supposée pleine S du tronçon. Nous rappelons que si l'on désigne par s la section des fers sur la face du pylône frappée par le vent, l'effort correspondant en kg. est égal à

$$120 \left[s + s \frac{S-s}{S} \right] = 120s \left(2 - \frac{s}{S} \right).$$

D'autre part, la hauteur du centre de gravité d'un trapèze ayant une hauteur h et deux côtés C et c , a pour expression

$$\frac{h}{3} \frac{C+2c}{C+c}.$$

3° *Détermination des contraintes dans les membrures.* — Le moment agissant dans la section de base du tronçon est égal à la somme des moments ci-dessus. Désignons cette valeur par M . Les membrures comprenant quatre cornières dont la distance des centres de gravité est égale à b' sont soumises sous l'influence de M à un effort de traction ou de compression égal pour chaque montant à

$$\frac{M}{2b'}.$$

Cet effort sur la membrure tendue sera rapporté à la section la plus faible, c'est-à-dire au droit du trou du rivet. La membrure comprimée subit un effort égal à l'effort de traction, mais augmenté du quart des efforts verticaux indiqués sous e , f , g et h). Cette membrure travaillant au flambage doit être vérifiée par la formule de Résal que nous avons donnée au chapitre précédent.

La longueur l à introduire dans cette formule est la longueur entre deux croisillons de la même face, comme on l'a indiqué sur la figure 177 qui montre schématiquement la disposition des croisillons sur les quatre faces du pylône. La membrure étant assujettie

dans une direction au point X milieu de l , le flambage doit se produire dans la direction d'une des faces du pylône ; c'est donc le moment d'inertie I parallèle à l'aile de la cornière qui doit être

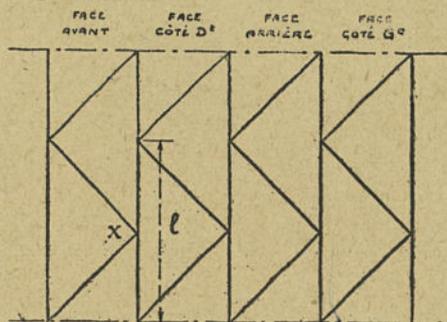


Fig. 177. — Disposition des croisillons sur les faces développées.

introduit dans la formule. D'autre part, la membrure étant prolongée au delà de la longueur l considérée, on doit faire dans la formule $m = 4$ correspondant au cas d'une pièce encastree.

La Compagnie des Chemins de fer du Midi a adopté pour les pylônes de ses lignes à 150.000 v. un autre dispositif de croisillonnement indiqué schématiquement sur la figure 178. Ce mode de construction augmente notablement la résistance à la torsion du pylône, ainsi qu'on l'indiquera plus loin.

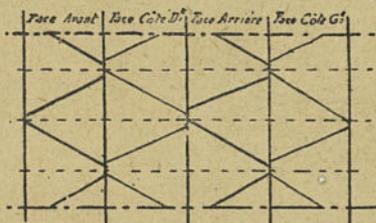


Fig. 178 — Disposition des croisillons adoptée par la Compagnie de Chemins de fer du Midi.

4° *Détermination des contraintes dans les croisillons.* — Désignons par α l'angle du croisillon par rapport à l'horizontale et par T la somme des forces horizontales appliquées au support au-dessus de la section intéressée ; l'effort supporté par un croisillon a pour expression :

$$\frac{T}{2 \cos \alpha}.$$

Le croisillon tendu est vérifié à la traction simple, trou de rivet déduit.

Le croisillon comprimé est vérifié à la compression compliquée du flambage en appliquant la formule de Résal dans laquelle on

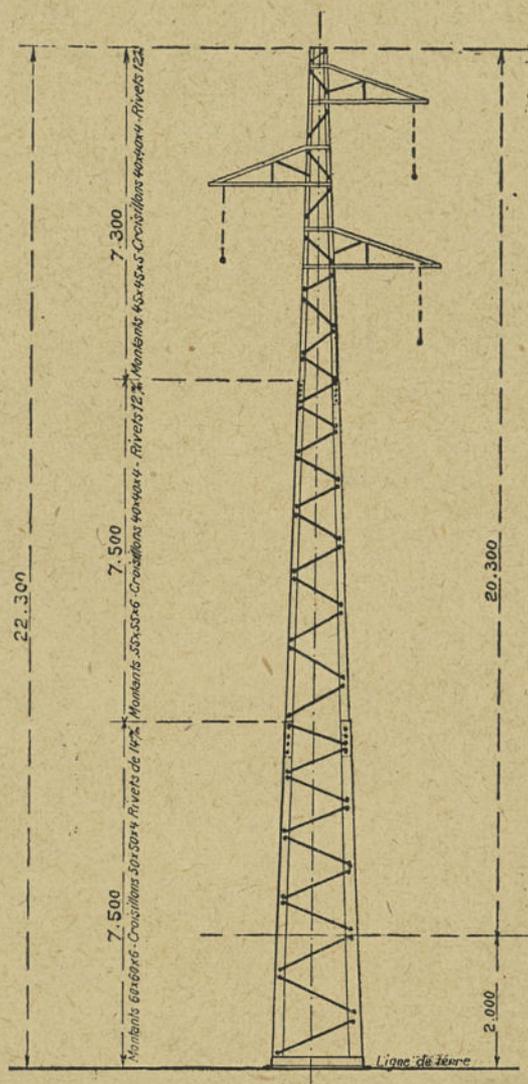


Fig. 179. — Croquis de pylône.

introduit le moment d'inertie minimum I_m , et en faisant $m=1$ correspondant à l'hypothèse d'une pièce non encastree.

Même si le calcul le permettait, il est recommandé de ne pas adopter des cornières inférieures au type $40 \times 40 \times 4$ pour les raisons suivantes : résistance aux efforts anormaux subis pendant le transport et le levage ; réduction possible de la section par la rouille ; enfin nécessité du contreventement même pour des efforts de torsion, dont le calcul est assez difficile, comme on l'exposera plus loin.

5° *Détermination des contraintes dans les rivets.* — Les rivets sont calculés au cisaillement ; la résistance du métal pour ces conditions de travail doit être réduite dans le rapport 4 à 5.

4. **Exemple de calcul d'un pylône en treillis.** — Considérons un pylône représenté sur le croquis de la figure 179.

Constitution de la ligne :

3 câbles aluminium-acier de 148 mm²,

1 câble de terre de 50 mm²,

Portée moyenne : 175 mètres.

Le pylône représenté est du type alignement et 2 degrés ; sa partie hors sol est composée de deux tronçons de 7,50 m. et un de 7,30 m.

a) *Calcul du tronçon I :*

Hauteur du tronçon : 7,30 m.,

Membres : L 45 × 45 × 5,

Croisillons : L 40 × 40 × 4,

Rivets : 12 mm.

Composante horizontale due au câble de terre	129 kg.
Composante horizontale due aux trois câbles al. ac.	789 kg.
Pression du vent sur le tronçon	229 kg.
Vent sur 3 chaînes et armement	36 kg.
Effort tranchant à la base du tronçon I	<u>1183 kg.</u>
Poids du tronçon I et des armements	312 kg.
Poids des câbles et isolateurs	569 kg.
Poids total	<u>881 kg.</u>
Moment du vent sur le câble de terre $129 \times 7,30 =$	941 mkg
Moment du vent sur les câbles al. ac. :	
$\frac{789}{3} (6,00 + 4,25 + 2,50) =$	3353 mkg.
Moment du vent sur le pylône, $229 \times 3,25 =$	744 mkg.
Moment du vent sur les isolateurs :	
$\frac{36}{3} (6,00 + 4,25 + 2,50) =$	153 mkg.
Moment total à la base du tronçon	<u>5 191 mkg.</u>

Montants. — Caractéristiques des montants :

Section : 430 mm²

Moment d'inertie : 7.84 cm⁴.

Longueur : 1,50 m.

Distance entre les centres de gravité des cornières à la base : 0,756 m.

Contrainte à la compression due au moment M,

$$\frac{5191}{2 \times 0,756 \times 430} = 8,00 \text{ kg : mm}^2.$$

Contrainte à la compression due au poids,

$$\frac{881}{4 \times 430} = 0,51 \text{ kg : mm}^2.$$

Contrainte totale à la compression

$$\underline{\underline{8,51 \text{ kg : mm}^2.}}$$

Contrainte au flambage (1)

$$8,51 \left(1 + \frac{0,011 \times 430 \times 1,50^2}{4 \times 7,84} \right) = 8,51 \times 1,34 = 11,40 \text{ kg : mm}^2.$$

La contrainte à la traction sera prise au droit de deux trous de 14 mm. prévus pour des boulons de 12 mm ; section nette 430—140 = 285 mm².

Effort de traction,

$$\frac{5191}{2 \times 0,756} - \frac{881}{4} = 3440 - 220 = 3220 \text{ kg.}$$

Contrainte à la traction,

$$\frac{3220}{285} = 11,3 \text{ kg : mm}^2.$$

Croisillons. — Caractéristiques des croisillons :

Section 308 mm²

Moment d'inertie minimum 1,86 cm⁴

Longueur 1 m.

Angle sur l'horizontale 52°.

Composante de l'effort suivant le croisillon,

$$\frac{1183}{2 \times 0,616} = 960 \text{ kg.}$$

Contrainte à la compression,

$$\frac{960}{308} = 3,1 \text{ kg : mm}^2.$$

(1) Nous introduisons dans la formule de Résal les unités pratiques suivantes : Sections, mm² ; longueur, m. ; moments d'inertie, cm⁴. Dans ces conditions, le coefficient *m* est égal à 0,011, comme on le vérifierait aisément.

Contrainte au flambage,

$$3,1 \left(1 + \frac{0,011 \times 308 \times \bar{1}^2}{1,86} \right) = 3,1 \times 2,82 = 8,74 \text{ kg} : \text{mm}^2$$

Rivets.

Diamètre : 12 mm.

Section : 113 mm².

$$\text{Contrainte} : \frac{960}{113} = 8,50 \text{ kg} : \text{mm}^2.$$

b) Calcul du tronçon II.

Hauteur du tronçon : 7,50 m.,

Membrures : L 55 × 55 × 6,

Croisillons : L 40 × 40 × 4,

Rivets : 12 mm.

Pression du vent sur le tronçon II : 302 kg.

Effort tranchant à la base du tronçon II :

$$1183 + 302 = 1485 \text{ kg.}$$

Poids du tronçon I (compris isolateurs armements et câbles). 881 kg.

Poids du tronçon II et de la jonction. 266 kg.

Poids total des tronçons I et II 1147 kg.

Moment des efforts horizontaux du tronçon I reportés à la base du tronçon II :

$$1183 \left(\frac{5191}{1183} + 7,50 \right) = 14000 \text{ mkg.}$$

Hauteur du centre de gravité pour le vent : 3,49 m.

Moment dû au vent, 302 × 3,49 = 1054 mkg.

Moment total à la base du tronçon : 15054 mkg.

Montants. — Caractéristiques des montants :

Section : 631 mm²

Moment d'inertie : 17,3 cm⁴

Longueur : 1,10 m.

Distance entre les centres de gravité des cornières à la base : 1,168 m.

Contrainte à la compression due au moment M :

$$\frac{15.054}{2 \times 1.168 \times 631} = 10,21 \text{ kg} : \text{mm}^2$$

Contrainte à la compression due au poids :

$$\frac{1.147}{4 \times 631} = \underline{0,45 \text{ kg} : \text{mm}^2}$$

Contrainte totale à la compression : 10,66 kg : mm²

Contrainte au flambage :

$$10,66 \left(1 + \frac{0,011 \times 631 \times 1,10^2}{4 \times 17,3} \right) = 10,66 \times 1,121 = 11,94 \text{ kg} : \text{mm}^2.$$

La contrainte à la traction sera prise au droit de 2 trous de 14 mm. pour boulons de 12 mm., section nette

$$631 - 140 = 491 \text{ mm}^2.$$

Effort de traction :

$$\frac{15054}{2 \times 1,168} - \frac{1,147}{4} = 6444 - 287 = 6157 \text{ kg}.$$

Contrainte à la traction :

$$\frac{6157}{491} = 12,5 \text{ kg} : \text{mm}^2.$$

Croisillons. — Caractéristiques des croisillons

Section 308 mm²

Moment d'inertie minimum. 1,86 cm⁴

Longueur 1,300 m.

Angle sur l'horizontale 31°

Composante de l'effort suivant le croisillon :

$$\frac{1485}{2 \times 0,857} = 866 \text{ kg}.$$

Contrainte à la compression :

$$\frac{866}{308} = 2,82 \text{ kg} : \text{mm}^2$$

Contrainte au flambage :

$$2,82 \left(\frac{0,011 \times 308 \times 1,3^2}{1,86} \right) = 2,82 \times 4,07 = 11,47 \text{ kg} : \text{mm}^2.$$

Rivets :

Diamètre : 12 mm.

Section : 113 mm²

$$\text{Contrainte} : \frac{866}{113} = 7,66 \text{ kg} : \text{mm}^2.$$

c) *Calcul du tronçon III :*

Hauteur du tronçon. 7,500 m.

Hauteur hors sol du tronçon 5,500 m.

Membrure L 60 × 60 × 6

Croisillons L 50 × 50 × 4

Rivets de 14 mm.

Pression du vent sur le tronçon III : 290 kg.

Effort tranchant à la base du tronçon :

$$1485 + 290 = 1775 \text{ kg}.$$

Poids du tronçon III	339 kg.
Poids des tronçons I et II	1147 kg.
Poids total des tronçons	<u>1486 kg.</u>

Moment des efforts horizontaux des tronçon I et II reportés à la base du tronçon III

$$1183 \left(\frac{15054}{1183} + 5,50 \right) = 21560 \text{ mkg.}$$

Hauteur du centre de gravité pour le vent: 2,648 m.

Moment dû au vent $290 \times 2,648 =$ 768 mkg.

Moment total à la base du tronçon : 22320 mkg.

Montants. — Caractéristiques des montants :

Section : 691

Moment d'inertie : 22,8 cm⁴

Longueur : 1,38 m.

Distance entre les centres de gravité des cornières à la base : 1,464 m.

Contrainte à la compression due au moment M

$$\frac{22.328}{1 \times 1,464 \times 691} = 11,03 \text{ kg : mm}^2$$

Contrainte à la compression due au poids :

$$\frac{1.486}{4 \times 691} = 0,53 \text{ kg : mm}^2$$

$$\underline{\underline{11,56 \text{ kg : mm}^2}}$$

Contrainte au flambage :

$$11,56 \left(1 + \frac{0,011 \times 691 = 1,5^2}{4 \times 22,8} \right) = 11,56 \times 1,187 = 13,72 \text{ kg : mm}^2.$$

La contrainte à la traction est prise au droit de 2 trous de 14 mm. pour boulons de 12 mm., section nette 491 mm².

Effort de traction :

$$\frac{22.328}{2 \times 1,464} = 7.625 \text{ kg.}$$

Contrainte à la traction :

$$\frac{7.625}{491} = 11,03 \text{ kg : mm}^2.$$

Croisillons. — Caractéristiques des croisillons :

Section 389 mm².

Moment d'inertie minimum : 4,01 cm⁴.

Longueur 1,54 m.

Angle sur l'horizontale 22° 30'.

Composante de l'effort suivant le croisillon :

$$\frac{1.775}{2 \times 0,924} = 960 \text{ kg}$$

Contrainte à la compression:

$$\frac{960}{389} = 2,46 \text{ kg: mm}^2.$$

Contrainte au flambage:

$$2,46 \left(1 + \frac{0,011 \times 389 \times 1,54^2}{4,01} \right) = 2,46 \times 3,47 = 8,53 \text{ kg : mm}^2$$

Rivets :

Diamètre : 14 mm.

Section : 153 mm².

$$\text{Contrainte : } \frac{960}{153} = 6,22 \text{ kg : mm}^2 .$$

La jonction des tronçons I et II sera assurée par des couvre-joints de 600×55×8 et par 40 boulons de 14×40 ; la jonction des tronçons II et III par des couvre-joints de 600×60×8 et par 48 boulons de 14×45.

Poids de la partie du pylône hors sol :

$$1486 - 569 = 917 \text{ kg.}$$

Poids de la partie encastrée, couvre-joints et boulons :

$$170 \text{ kg.}$$

Poids total du pylône :

$$\underline{1.087 \text{ kg.}}$$

L'effort tranchant et le moment des forces horizontales au niveau du sol étant égaux respectivement à 1.775 kg. et à 22.328 mkg. la hauteur hors sol d'application de la résultante des efforts horizontaux est de

$$\frac{22.328}{1.775} = 12,60 \text{ m.}$$

Remarque. — Il faut observer que les pylônes de cette importance, dont les montants sont inférieurs à 50×50×5 se comportent très mal au transport et au levage, de sorte qu'il n'est pas conseillé de descendre en dessous de ce profil. Aussi conviendrait-il de remplacer le pylône calculé ci-dessus par un pylône constitué par les profilés suivants :

Tronçon I :

Montants L 50×50×5.

Croisillons L 40×40×4.

Tronçon II :

Montants L 60×60×6.

Croisillons L 40×40×4.

Tronçon III

Montants L 70×70×7.

Croisillons L 50×50×5.

Le poids théorique de ce pylône serait de 1.220 kg.

5. Exemple de calcul d'un pylône flexible. — Le pylône est représenté sur la figure 180. On vérifiera les conditions de travail au niveau du sol pour un effort utile en tête de 400 kg.

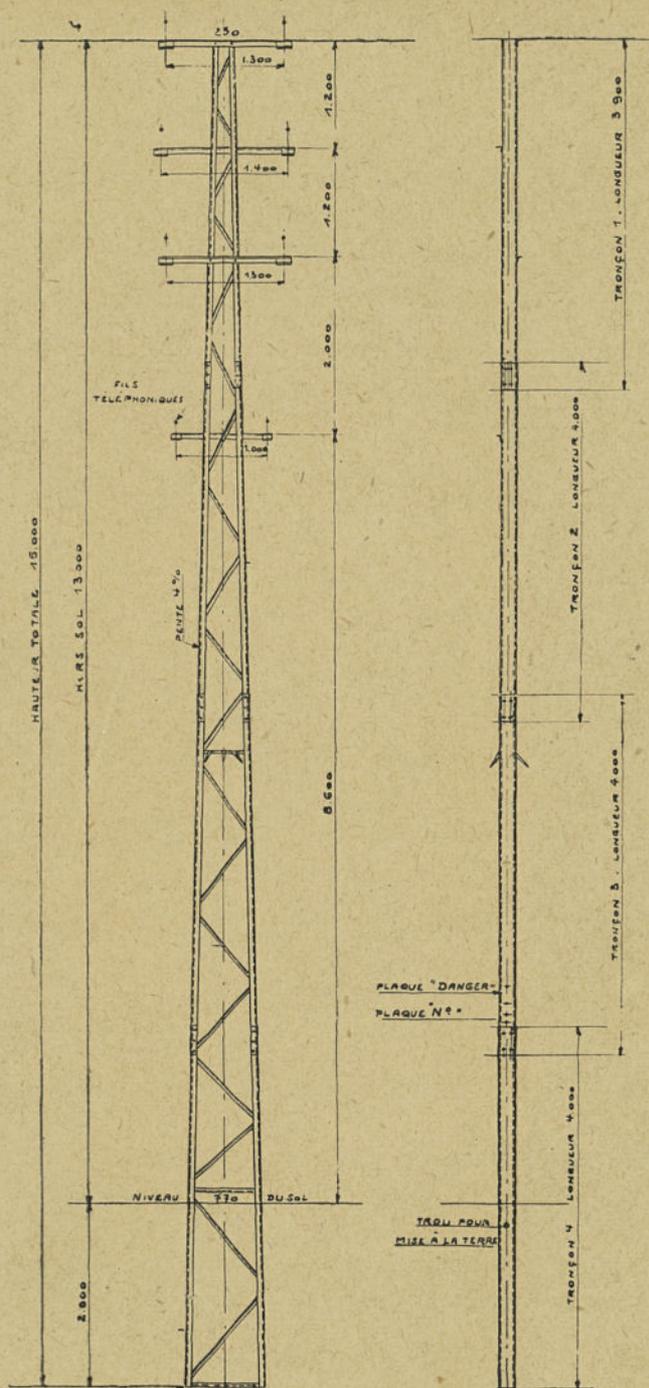


Figure 180. — Croquis de pylône flexible.

Membrures :

□ 100×45×4, section 725 mm².

□ 110×50×4, section 805 mm².

□ 122×55×5, section 1.110 mm².

□ 134×60×5, section 1.220 mm²,

Moment d'inertie minimum de la membrure inférieure 41 cm⁴ :

Longueur libre: 1,40 m.

Vent sur le pylône:

$$120 (0,10 \times 3,60 + 0,11 \times 3,70 + 0,122 \times 3,70 + 0,134 \times 2) = 178 \text{ kg.}$$

$$\text{Effort tranchant total } 178 + 400 = 578 \text{ kg.}$$

Moment total au sol:

$$400 \times 13 + 178 \times 6,5 = 6.350 \text{ mkg.}$$

Distance entre les centres de gravité des montants : 0,738 m.

Compression résultante dans un montant :

$$\frac{6.350}{0,738} = 8.650 \text{ kg.}$$

Compression due aux charges verticales, environ $\frac{1000}{2} = 500 \text{ kg.}$

Compression totale 9.150 kg.

Contrainte à la compression :

$$\frac{9.150}{1.220} = 7,6 \text{ kg/mm}^2.$$

Contrainte au flambage:

$$7,6 \left(1 + \frac{0,011 \times 1.220 \times 1,40^2}{4 \times 41} \right) = 8,8 \text{ kg/mm}^2.$$

Treillis :

└ 35×35×4, section 267 mm².

Moment d'inertie minimum 1,24 cm⁴.

Longueur libre 0,95 m.

Inclinaison du treillis $\alpha = 40^\circ$

$$\cos \alpha = 0,766.$$

Effort dans un croisillon :

$$\frac{578}{0,766} = 750 \text{ kg.}$$

Contrainte à la compression:

$$\frac{750}{267} = 2,8 \text{ kg/mm}^2.$$

Contrainte au flambage :

$$2,8 \left(1 + \frac{0,011 \times 267 \times 0,95^2}{1,24} \right) = 2,8 \times 3,14 = 8,8 \text{ kg/mm}^2.$$

Les membrures et les croisillons pourraient être aussi calculés à la traction, en appliquant les mêmes développements que dans l'étude des pylônes à treillis.

Le calcul de la flèche d'un pylône peut être effectué soit par le procédé exposé au chapitre IV, soit en déterminant pour chaque maille la déformation des montants en négligeant encore l'influence du treillis. On fait, ensuite, la somme des déplacements Δz de la ligne élastique.

En désignant par :

\mathfrak{R} la contrainte du métal supposée la même à la traction qu'à la compression ;

E le module d'élasticité de l'acier ;

l la longueur d'une barre de montant de la maille considérée ;

Δl la déformation verticale entre le côté comprimé et le côté tendu, on a

$$(1) \quad \Delta l = 2l \frac{\mathfrak{R}}{E}.$$

Si a est le côté du pylône, on a pour le déplacement de la ligne élastique,

$$(2) \quad \Delta z = \frac{\Delta l}{2a} = \frac{l \mathfrak{R}}{a E}.$$

Il suffit de calculer l'expression suivante :

$$(3) \quad y = l_1 \Delta \alpha_1 + l_2 (\Delta \alpha_1 + \Delta \alpha_2) + l_3 (\Delta \alpha_1 + \Delta \alpha_2 + \Delta \alpha_3) + \dots$$

pour connaître la flèche avec une suffisante exactitude (1).

Cette sommation peut aussi se faire pratiquement, en construisant directement, connaissant les angles $\Delta \alpha$, le polygone de l'axe de la ligne élastique.

6. Principe du calcul graphique des pylônes. — Dans la méthode algébrique développée ci-dessus, on s'est limité à la détermination des contraintes des éléments (montants et croisillons) situés à la base de chaque tronçon, constitué par des profilés de mêmes dimensions. Ces calculs sont généralement suffisants; mais pour

(1) Cette formule tient compte de ce que la somme des angles Δz est assez petite pour que le sinus puisse être confondu avec l'arc.

Enfin, la résultante F de tous les efforts horizontaux s'obtient immédiatement en menant sur le graphique de Crémona az résultante des efforts 16' et 17' et par le dernier nœud sur le tracé des barres du pylône la parallèle à az. Le point d'intersection de cette parallèle avec la face avant du pylône donne la hauteur d'application de cette résultante, dont la grandeur est donnée elle-même par ax.

Cette dernière construction se justifie immédiatement, si l'on remarque qu'elle revient à remplacer le pylône par la barre 18 et par une barre fictive exerçant sur le nœud (16, 17) même réaction que les barres 16 et 17, l'effort total appliqué à la rencontre de ces barres étant égal à ax, c'est-à-dire à la résultante F des forces appliquées.

La connaissance de F et de la hauteur de son point d'application permet de calculer le moment de renversement du support soit au niveau du sol soit au point de rotation du massif qui, ainsi qu'on le verra, est différent suivant la théorie adoptée.

Si le pylône est soumis à d'autres efforts dans un sens perpendiculaire au sens que nous avons admis, il faut tracer une nouvelle épure de Crémona dans laquelle on fera entrer les nouveaux efforts et les faces du pylône parallèles à ceux-ci.

On peut déduire de ce qui précède des règles générales à appliquer pour la construction du tracé de Crémona, qui se résument comme suit :

a) Partir du sommet du pylône, où le premier nœud sur lequel est appliquée la force F_1 sera considéré comme constitué par la rencontre de deux barres seulement; les autres barres aboutissant à ce nœud étant supposées ne supporter aucun effort.

b) Construire pour ce nœud le polygone des forces abc ayant pour résultante F_1 , en menant des parallèles aux barres 1 et 2.

c) Passer aux nœuds suivants pour chacun desquels on connaît toujours par des calculs faits de proche en proche la résultante des efforts dans $n-2$ barres aboutissant au nœud; décomposer cette résultante en deux composantes dirigées suivant les deux barres dont les efforts sont inconnus.

d) Déterminer la hauteur h de la résultante R des efforts horizontaux en menant par le dernier nœud la parallèle à la droite az .

Du tracé de Crémone, on déduit l'effort correspondant dans chaque élément, montant ou croisillon. Les valeurs obtenues sont à diviser par 2 pour tenir compte que les montants et les croisillons sont doublés.

Il est aisé de reconnaître le sens de ces efforts par simple interprétation de l'épure, en parcourant les polygones fermés correspondant à chaque nœud. Par exemple, le nœud sur lequel est appliqué F_1 comprend une barre comprimée (barre 1) et une barre tendue 2; pour le nœud N_2 la barre 4 est comprimée et la barre 3 est tendue.

Aux efforts ainsi obtenus, il y a lieu d'ajouter pour les montants ceux qui proviennent du poids du support lui-même.

On calcule enfin la contrainte des barres tendues par la formule habituelle basée sur la section nette, et la contrainte des barres comprimées par la formule de Résal.

Si le pylône supporte des efforts dans deux sens perpendiculaires, les contraintes doivent être ajoutées algébriquement.

Remarque. — On complète souvent l'épure de Crémone par une épure des moments des forces appliquées; nous avons préféré ici déterminer la hauteur h d'application de la résultante R de ces forces, le moment s'en déduisant par la multiplication $R \times h$. Il entre, en effet, dans la représentation graphique des moments, des questions d'échelles qui compliquent inutilement ces calculs sans avantage par rapport aux calculs algébriques.

7. — Calcul rapide des pylônes au moyen d'abaques. — Le calcul complet de vérification des éléments d'un pylône doit être précédé d'une étude plus sommaire permettant de déterminer approximativement les profilés à adopter. Cette étude est exécutée avantageusement par des procédés graphiques au moyen d'abaques dont les plus connus sont dus à M. R. Valensi, et dont nous donnons des variantes.

a) *Abaque pour le calcul des montants.* — Désignons par M le

moment dans une section du pylône, b la largeur du pylône dans cette section, S la section de l'un des montants et \mathcal{R} la contrainte à la compression correspondante dans ces montants. Le moment M des forces horizontales appliquées au-dessus de cette section a pour expression

$$(1) \quad M = 2bS\mathcal{R}.$$

Comme, d'autre part, la contrainte \mathcal{R}' correspondante déduite

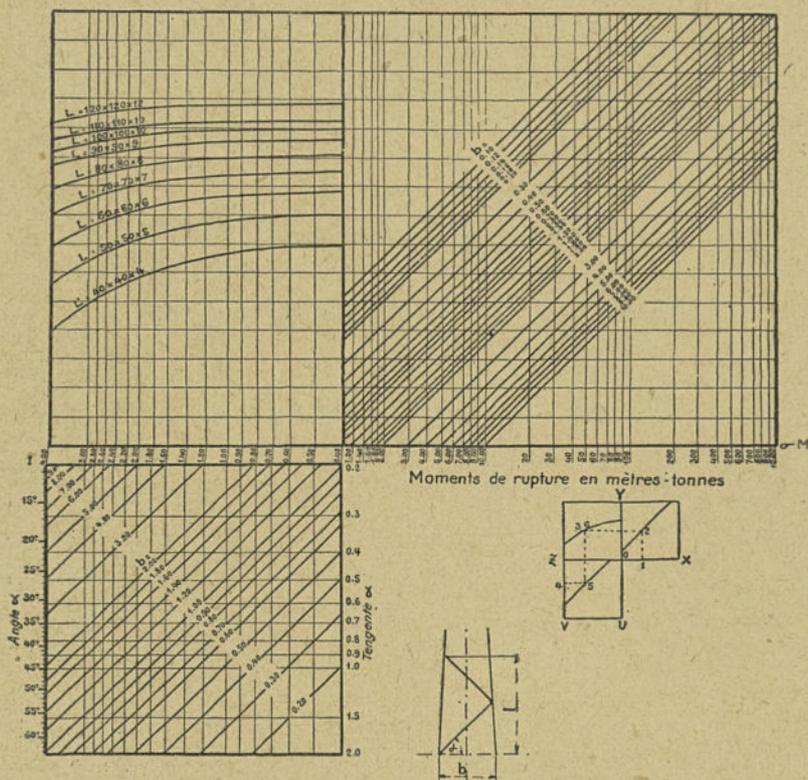


Fig. 182. — Abaque pour le calcul des montants des pylônes.

de la formule de Résal est pour une hauteur libre du montant égal à l , et pour un moment d'inertie normal I ,

$$(2) \quad \mathcal{R}' = \mathcal{R} \left(1 + \frac{m l^2 S}{4 I} \right);$$

d'où en substituant (2) dans (1),

$$(3) \quad M = 2bR' \frac{S}{1 + \frac{m^2 S}{4I}}.$$

Désignons par σ le coefficient de sécurité au flambage, le moment de flambage du montant sera égal à σM et la contrainte au flambage sera égale à $\sigma R'$. Si l'on admet que cette dernière est égale à 42 kg : mm², le moment de flambage σM a pour expression

$$(4) \quad \sigma M = 84b \frac{S}{1 + \frac{m^2 S}{4I}}.$$

Enfin, désignons par α l'angle d'inclinaison d'un croisillon, la longueur l est liée à la largeur b par la relation suivante (fig. 182),

$$(5) \quad l = 2b \tan \alpha.$$

Ce sont ces deux expressions que nous avons représentées graphiquement sur l'abaque de la même figure.

Dans ce but nous portons sur l'axe horizontal ox à graduation logarithmique les moments de flambage σM , et dans le quadrant correspondant ox , oy une série de droites inclinées correspondant à la largeur b . L'axe oy portera une graduation non représentée parce qu'inutile qui correspondra à

$$\frac{\sigma M}{84b} \text{ ou à } \frac{S}{1 + \frac{m^2 S}{4I}}.$$

Cette dernière expression n'est fonction que de la longueur libre et des caractéristiques du profilé. Pour une cornière déterminée, on peut tracer dans le quadrant oy , oz une courbe donnant la valeur de cette expression (portée suivant oy) en fonction de la longueur libre l (portée suivant oz). Enfin, l'équation (5) a été représentée graphiquement dans le quadrant (oz , ou) qui permet de déterminer l en fonction de b et de α , ou de b et de $\tan \alpha$.

L'emploi de l'abaque est le suivant. Connaissant σM , b et α , déterminer la cornière à utiliser pour le montant correspondant. On mène à partir de la valeur σM la verticale 1-2, jusqu'à la droite inclinée correspondant à b ; puis de 2 une horizontale 2-3. Partant de l'axe zv correspondant à l'angle α donné, on mène l'horizontale 4-5 jusqu'à la rencontre avec la droite inclinée correspondant à b , enfin la verticale 5-6. L'intersection des droites 2-3 et 5-6 donne le profil à adopter.

Par exemple pour $M=10,000$ mkg, $\alpha=35^\circ$, et $b=1,50$ mètre, on trouve pour l'hypothèse d'un coefficient de sécurité au flambage égal à 3 que l'intersection des droites 2-3 et 5-6 se trouve entre les courbes correspondant aux cornières $40 \times 40 \times 4$ et $50 \times 50 \times 5$. C'est ce dernier profil qu'on adoptera.

b) *Abaque pour le calcul des croisillons.* — Désignons par T l'effort tranchant dans la section du pylône de côté b ; la contrainte \mathcal{R} dans le croisillon incliné de l'angle α se déduit de l'expression

$$(1) \quad T = 2S\mathcal{R} \cos \alpha$$

ou, en remplaçant \mathcal{R} par \mathcal{R}' ,

$$(2) \quad T = 2\mathcal{R}' \cos \alpha \frac{S}{1 + \frac{m^2 S}{I_m}}$$

Désignons encore par σ le coefficient de sécurité au flambage, on a, en admettant encore que $\sigma\mathcal{R}' = 42$ kg : mm²,

$$(3) \quad \sigma T = 84 \cos \alpha \frac{S}{1 + \frac{m^2 S}{I_m}}$$

D'autre part, la longueur l du croisillon est liée au côté b par la relation

$$(4) \quad l = \frac{b}{\cos \alpha}$$

Ces deux expressions ont été représentées sur l'abaque de la figure 183 dont l'emploi est presque identique à celui de la figure précédente correspondant au calcul des montants. On porte sur ox les efforts tranchants T , puis on trace dans le quadrant ox, oy

le réseau de droites $\cos \alpha = \text{cte}$. On réalise ainsi sur l'axe oy une échelle (non graduée) des expressions

$$\frac{\sigma T}{\cos \alpha} \text{ ou } \frac{84 S}{1 + \frac{m^2 S}{I_m}}$$

Les axes zv et ou étant gradués en α et $\cos \alpha$, on peut détermi-

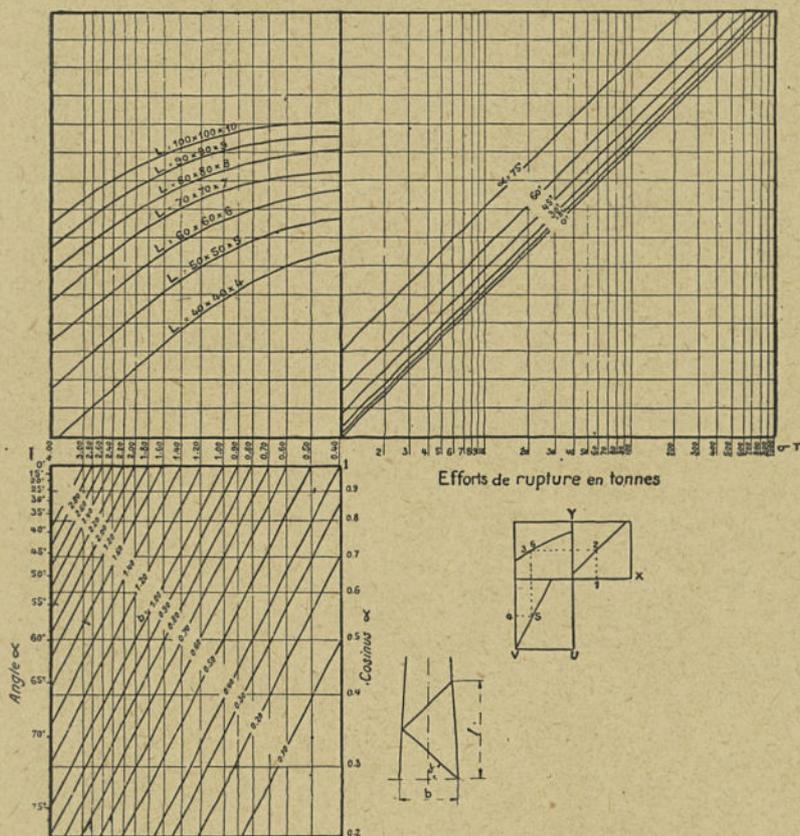


Fig. 183. — Abaque pour le calcul des croisillons des pylônes.

ner sur l'axe oz les longueurs l en fonction de $\cos \alpha$ ou de l'angle α , au moyen du réseau de droites inclinées $b = \text{cte}$. Enfin, le quadrant oy, oz porte des courbes correspondant à chaque profilé en fonction de l et de $\frac{\sigma T}{\cos \alpha}$.

Pour les applications, on mène de la valeur σT donnée la verticale 1-2 arrêtée à la droite inclinée correspondant à l'angle α , puis l'horizontale 2-3. On part ensuite de la valeur de l'angle α

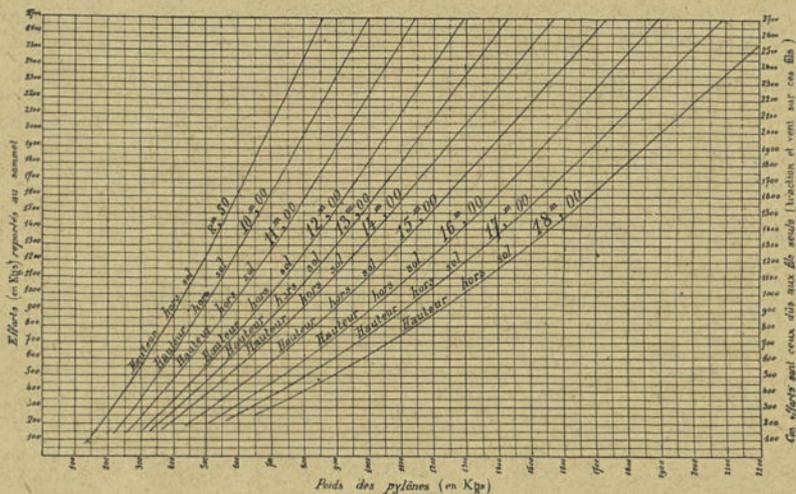


Fig. 184. — Abaque pour le calcul des poids des pylônes en fonction de la hauteur et des efforts rapportés au sommet. Coefficient de sécurité : 3.

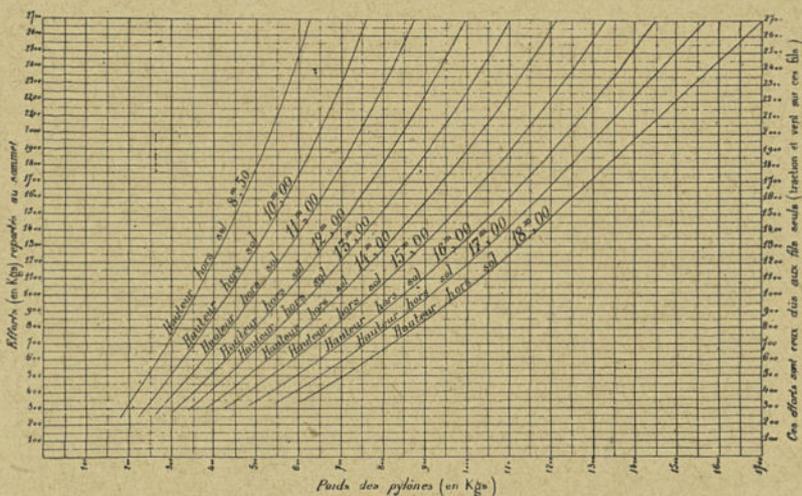


Fig. 185. — Même abaque que pour la figure précédente, mais pour des aciers spéciaux

en 4, mène l'horizontale 4-5 jusqu'à la rencontre en 5 avec la droite inclinée correspondant à b , enfin la verticale 5-6. L'intersection des droites 2-3 et 5-6 donne sur le réseau des courbes des profilés les dimensions des cornières à adopter.

Soit, par exemple, $T=2000$ kg, $\alpha=35^\circ$ et $b=1,50$ mètre; on trouve, pour un coefficient de sécurité au flambage égal à 3, qu'il faut adopter pour le croisillon une cornière de $50 \times 50 \times 5$.

Certains constructeurs ont établi des graphiques qui donnent les poids des pylônes courants correspondant à un effort déterminé en tête. Les figures 184 et 185 donnent deux exemples de semblables graphiques pour des pylônes calculés au coefficient de sécurité 3. Les valeurs ainsi obtenues, qui donnent donc le poids des supports sans aucun calcul, sont généralement suffisantes pour l'établissement d'un avant-projet.

Enfin, le poids des pylônes, en fonction de leur *effort utile* en tête peut aussi être déterminé par comparaison avec le tableau ci-dessous établi par une firme allemande; les calculs sont faits d'après les règles du V.D.E., c'est-à-dire :

- Contrainte maximum de l'acier : 15 kg : mm² ;
- Contrainte au flambage : Tetmayer et Euler ;
- Vent de 125 kg. : m² perpendiculaire aux faces ;
- Réduction de l'effort sur la face arrière : 50 % .

Le poids ne comprend pas celui des armements, mais uniquement celui du fût.

VOIR TABLEAU PAGE SUIVANTE

Effort utile en tet :	Hauteur hors sol	Profondeur d'implantation	Longueur au sommet	Largeur à la ba-e	Poids approximatif (plutôt fort)
kg.	m.	m.	m.	m.	kg.
400	6	1,4	0,40	0,578	210
»	7	1,4	0,40	0,602	240
»	8	1,5	0,40	0,628	270
»	9	1,5	0,40	0,652	300
»	10	1,6	0,40	0,678	320
»	11	1,6	0,40	0,702	350
»	12	1,7	0,40	0,729	380
600	6	1,4	0,41	0,617	215
»	7	1,5	0,41	0,648	245
»	8	1,5	0,41	0,676	270
»	9	1,6	0,41	0,707	335
»	10	1,6	0,41	0,735	365
»	11	1,7	0,41	0,778	390
»	12	1,8	0,41	0,808	435
800	6	1,5	0,41	0,635	225
»	7	1,5	0,41	0,665	280
»	8	1,6	0,41	0,698	315
»	9	1,6	0,41	0,740	345
»	10	1,7	0,41	0,773	390
»	11	1,8	0,41	0,806	435
»	12	1,8	0,41	0,838	495
1.000	6	1,6	0,43	0,673	255
»	7	1,6	0,43	0,705	285
»	8	1,7	0,43	0,752	350
»	9	1,7	0,43	0,784	380
»	10	1,8	0,43	0,822	450
»	11	1,9	0,43	0,857	495
»	12	2,0	0,43	0,892	540
1.250	6	1,7	0,45	0,627	275
»	7	1,8	0,45	0,767	340
»	8	1,9	0,45	0,818	365
»	9	1,9	0,45	0,858	425
»	10	2,0	0,45	0,896	490
»	11	2,0	0,45	0,932	530
»	12	2,0	0,45	0,968	600
1.500	6	1,7	0,47	0,747	300
»	7	1,8	0,47	0,787	370
»	8	1,9	0,47	0,840	395
»	9	2,0	0,47	0,880	460
»	10	2,0	0,47	0,916	525
»	11	2,0	0,47	0,952	565
»	12	2,0	0,47	0,990	655
1.750	6	1,8	0,47	0,751	340
»	7	1,8	0,47	0,787	410
»	8	2,0	0,47	0,844	435
»	9	2,0	0,47	0,880	490
»	10	2,0	0,47	0,918	580
»	11	2,0	0,47	0,954	630
»	12	2,0	0,47	0,990	710
2.000	6	1,8	0,48	0,776	375
»	7	1,8	0,48	0,814	440
»	8	2,0	0,48	0,876	500
»	9	2,0	0,48	0,914	550
»	10	2,0	0,48	0,952	630
»	11	2,0	0,48	0,990	690
»	12	2,0	0,48	1,028	765

8. Principe du calcul des pylônes à la torsion. — Les pylônes subissent dans certaines conditions des efforts de torsion dont on n'a pas tenu compte dans les calculs précédents. Si les efforts dyssymétriques appliqués au pylône sont relativement faciles à déterminer, il n'en est pas de même du calcul de la contrainte correspondante dans chaque élément du treillis du support.

Plutôt que d'effectuer ce calcul par des hypothèses plus ou moins exactes, on se contente parfois de renforcer les pylônes, ou au moins un certain nombre d'entre eux. L'observation des pylônes soumis à des efforts de torsion, ou l'étude de pylônes de modèle réduit, conduit à la conclusion que ce sont surtout les croisillons qui travaillent sous ces efforts. On arrive donc à de bons résultats, en les renforçant par rapport aux profilés qui seraient suffisants pour supporter les efforts de flexion seuls.

On a cherché aussi à réduire, comme nous l'avons déjà signalé, les efforts de traction eux-mêmes. Par exemple un procédé dû à l'A. E. G. consiste à monter les bras sur le fût du pylône par articulation et non d'une façon rigide, comme on le fait habituel-

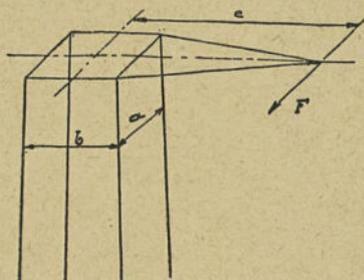


Fig. 186. — Tête de pylône travaillant à la torsion.

lement. Dans le pylône Chevalet étudié par M. Darrieus c'est le support entier qui est articulé et qui supporte ainsi aisément de grands efforts de torsion.

Les isolateurs suspendus donnent eux-mêmes une certaine élasticité à l'ensemble du support et permettent en particulier une détente notable des conducteurs.

Ces conclusions pratiques se déduisent aussi d'une étude récente

faite par M. Bachet sur la torsion (1). Considérons un pylône ayant la forme représentée sur la figure 186 et soit T l'effort de torsion d'un conducteur; le moment de torsion M a pour expression

$$(1) \quad M = Te.$$

L'auteur remarque que, en première approximation, les croisillons seuls subissent les efforts de torsion qui produisent dans la section $a \times b$ du fût des efforts tranchants T_a et T_b s'ajoutant à ceux qui sont produits par les forces horizontales et qui ont respectivement pour expressions,

$$(2) \quad T_a = \frac{M}{2a},$$

$$(3) \quad T_b = \frac{M}{2b}.$$

Il est donc nécessaire de renforcer les croisillons ou de relier ceux-ci aux membrures du pylône par l'intermédiaire de goussets permettant d'augmenter le nombre des rivets et de diminuer le facteur de Résal. L'auteur préconise aussi le contreventement des sections du fût au droit des bras, mesure qui a pour effet de mieux répartir les efforts de torsion sur les quatre faces du pylône.

9. Mode de fixation des pylônes dans leurs massifs de fondation.

— Les pylônes, quel que soit leur type, sont généralement scellés à leur base dans un massif de fondation.

Le procédé de scellement le plus simple consiste à prolonger le treillis d'une longueur sensiblement égale à la profondeur du massif, et le massif, fabriqué après le levage du pylône, enrobe les fers de cette partie encastrée.

Un autre procédé consiste à séparer le treillis du pylône en deux parties; la partie destinée à être encastrée peut alors être scellée seule au moment de la confection du massif, le pylône venant

(1) N. BACHET. — Recherche des efforts dus à la torsion dans les pylônes métalliques à treillis. *R. G. E.* du 4 mars 1925, t. XVII, p. 403. Voir aussi B. JOBIN et G. SULZBERGER : Le calcul des pylônes à la torsion, *Bulletin de l'Association Suisse des Électriciens*, mai 1930, t. XXI, p. 289.

simplement se fixer par boulons sur ce socle. Ce procédé a l'avantage de permettre un levage plus facile du pylône proprement dit, ainsi que nous l'exposerons dans un autre chapitre.

Enfin, on a cherché à réduire le poids de la partie encastrée que l'on peut remplacer même par de simples boulons scellés.

Quel que soit le mode adopté, les barres du pylône encastrées dans le massif de fondation doivent avoir une surface d'adhérence suffisante pour que l'effort moyen par unité de surface ne dépasse pas les valeurs limites suivantes :

Béton de ciment : 6 à 12 kg : cm² ;

Béton de chaux : 4 à 5 kg : cm².

Plus rarement, on supprime les massifs, que l'on remplace par des dalles métalliques ou de béton, ainsi qu'on l'exposera au chapitre traitant des fondations et de leur calcul.

10. Procédés de protection contre la rouille des fers des pylônes.

— Les pylônes métalliques doivent être protégés contre la rouille qui, sans cela, les détruirait d'autant plus rapidement que les profils adoptés sont de section plus faible. Les modes de protection adoptés peuvent être classés en deux groupes :

a) Protection au moyen d'une ou plusieurs couches de peinture ou d'enduit bitumineux ;

b) Protection par métallisation ; recouvrant les fers d'une couche de métal inoxydable.

Le premier procédé a été longtemps le seul employé ; il est encore de beaucoup le plus utilisé ; le second, en général plus coûteux, présente cependant l'avantage d'une plus longue durée.

Une peinture se compose essentiellement d'un liquide, qui est généralement de l'huile de lin, renfermant en suspension une matière minérale finement pulvérisée ou pigment. L'huile de lin s'oxyde à l'air, en donnant une pellicule solide, imperméable qui fixe par dessiccation les grains de pigment ; le rôle de ce dernier est d'assurer à la pellicule d'huile oxydée une plus grande résistance mécanique et une imperméabilité plus parfaite. Les peintures contiennent, en outre, un diluant, généralement de

l'essence de térébenthine, qui a pour but d'en faciliter l'application. Les pigments industriels sont des composés de plomb, de zinc, d'antimoine, de titane, de fer, ou d'aluminium ; généralement, une peinture industrielle anti-rouille est composée de plusieurs pigments sans action réciproque l'un sur l'autre.

Les peintures à base d'oxyde de zinc ne donnent que des résultats médiocres ; au contraire, celles à base de minium de fer, d'alumine ou oxyde d'aluminium et de graphite donnent de bons résultats.

Il faut se méfier des falsifications des peintures qui sont toujours faciles, et qui peuvent porter soit sur l'huile soit sur le pigment. L'huile de lin peut être falsifiée par l'addition d'huiles minérales, d'huiles de résine, de colza et de chènevis. Les pigments sont falsifiés par l'addition de sulfate de baryte, carbonate de chaux, talc, silicate d'alumine naturel. Les miniums de fer et de plomb qui sont de couleur rouge sont falsifiés par l'addition d'ocre ou terre jaune contenant une forte proportion d'argile.

Le goudron quelquefois employé pour remplacer la peinture est un produit hydrofuge, insoluble dans l'eau. Ce procédé paraît donner de bons résultats, mais est cependant peu répandu, probablement en raison des inconvénients de manipulation par le personnel.

L'application de la peinture doit être précédée d'une préparation des fers qui seront soigneusement décapés par brossage ; en outre, aux points d'assemblage, ce brossage sera complété par un grattage au couteau de peintre. Il est d'usage d'appliquer trois couches de peinture : une première couche est donnée à l'atelier de construction après montage, les deux autres couches après mise en place du pylône. On doit éviter de peindre les surfaces mouillées par la pluie.

La peinture avec une couche de minium de plomb à l'huile de lin, et une couche de couleur à l'huile de lin se conserve, semble-t-il, à peu près cinq ans en moyenne. Avec deux couches de chaque espèce, la durée de protection peut atteindre dix ans environ, à condition que l'application ait été faite par des gens de

métier et dans des conditions atmosphériques favorables. Les peintures au goudron ont une durée sensiblement équivalente.

L'obligation de repeindre les pylônes périodiquement a conduit à la recherche et à la mise au point de procédés de métallisation qui consistent à recouvrir le fer d'une couche de métal inoxydable, soit par galvanisation électrolytique, soit par galvanisation à chaud, soit enfin par projection de zinc en fusion (procédé Shoop).

La galvanisation doit être précédée d'un décapage dans un bain d'une solution légère d'acide sulfurique, puis d'un lavage à l'eau claire pour éviter toute trace d'impureté sur les fers.

La galvanisation à chaud passe pour être plus avantageuse que les autres procédés aux points de vue technique et économique. On considère que des pylônes galvanisés sont protégés pour une très longue durée (50 ans environ). Toutefois cette durée est réduite au voisinage de la mer à cause des particules salées apportées par le vent.

La durée de la galvanisation peut être réduite dans ces cas, d'ailleurs exceptionnels, à environ 5 ou 6 ans, de sorte qu'il est préférable, dans ces conditions, de remplacer la galvanisation par la peinture. Il en est de même dans certaines régions industrielles où l'air contient en suspension des gaz et des vapeurs acides.

Enfin, on a parfois préconisé l'emploi des deux procédés de protection ; on réserve la galvanisation aux têtes de pylônes, que l'ouvrier ne pourrait repeindre sans entrer en contact avec les conducteurs sous tension, tandis que les fûts des pylônes sont peints. Dans ce cas, on peut ainsi renouveler la peinture sans interruption de la ligne. Cette solution mixte entraîne à des frais de premier établissement moins élevés ; et, au point de vue des frais d'entretien, on peut compter que pour les prix actuels de main-d'œuvre l'on peut peindre un pylône quatre ou cinq fois pour le prix de la galvanisation. La galvanisation complète est, au contraire, plus avantageuse dans les pays où la main-d'œuvre est très élevée, comme par exemple en Californie.

La quantité de peinture à utiliser dépend naturellement de la

surface couvrante de celle-ci (variable de 4 à 8 m² par kg). En première approximation, on peut admettre par couche un poids de 0,500 à 0,700 kg. de peinture par 100 kg. de fers pour les profils habituels.

On peut aussi faire emploi d'*aciers spéciaux* à oxydation plus lente. Nous citerons notamment l'acier au cuivre (0,3 à 0,6 % de cuivre) qui résiste particulièrement bien à la destruction par la rouille (1).

(1) Voir à ce sujet diverses études publiées dans la revue : *Cuivre et Laiton*.

CHAPITRE VIII

SUPPORTS EN BÉTON ARMÉ

1. **Généralités.** — Dans le but de remplacer les supports de bois, soit implantés directement dans le sol, soit munis de socles impu-
trescibles, on utilise fréquemment les poteaux en béton armé qui
donnent de bons résultats et dont la durée est pratiquement illi-
mitée.

Le poteau en béton armé présente aussi sur le support métal-
lique le grand avantage de n'exiger que des frais d'entretien extrê-
mement faibles, limités, ainsi qu'on l'exposera, à un simple repi-
quage des points où se produirait un léger fendillement du béton ;
ces frais d'entretien sont beaucoup moins importants que ceux qui
sont nécessités par la peinture périodique des supports métal-
liques.

Il existe actuellement de nombreuses lignes installées sur sup-
ports en béton armé qui donnent entière satisfaction ; il semble du
reste que la généralisation d'emploi de ce type de support est un
peu une question de mode et qu'on l'a même adopté dans des cas
où son emploi était sensiblement plus onéreux que le support
métallique.

Il est nécessaire, en effet, dans le choix des supports de tenir
compte de la configuration de la ligne en projet, afin d'éviter de
transporter ces supports lourds et relativement fragiles dans des
régions difficiles, au risque de les endommager, et de construire
ainsi une ligne sur poteaux en ciment armé ne présentant
pas toutes les garanties de bonne exécution sans lesquelles
l'économie d'entretien cherchée deviendrait illusoire. D'ailleurs le
poteau en ciment doit être exécuté et transporté par des spécialistes
et c'est peut-être pour cela que dans certains cas il a pu donner lieu

à des mécomptes ; mais on peut affirmer que s'il est exécuté et mis en place avec tout le soin nécessaire, il constitue le support parfait.

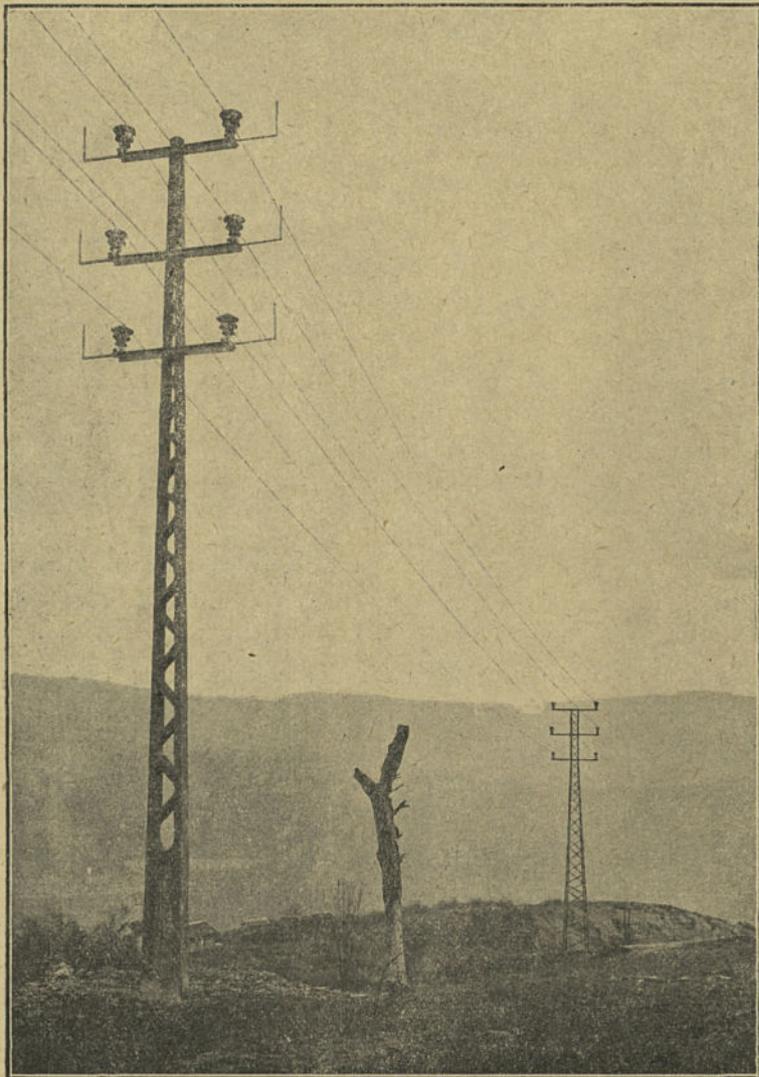


Fig. 187. — Poteau type Excelsior de 15 m. de hauteur totale pour ligne à 60.000 volts à 6 conducteurs ; par suite des accidents de terrain, le support voisin est un pylône métallique.

Jusqu'à ces dernières années, on n'avait fabriqué le poteau en béton armé que par le procédé de moulage ordinaire en usine ou sur chantier, mais depuis peu, on exécute aussi le poteau en béton armé par le procédé de centrifugation, qui donne au

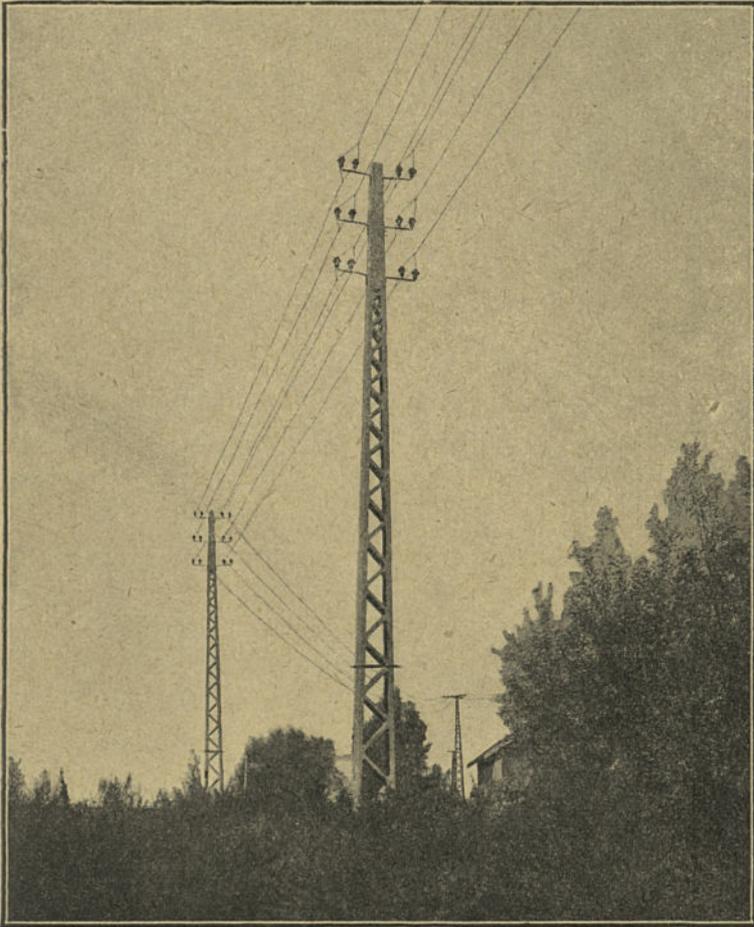


Fig. 188. — Poteau type Zig-Zag.

produit ainsi obtenu des propriétés spéciales sur lesquelles nous aurons l'occasion de revenir.

Quel que soit le procédé de fabrication, la forme et la section

du poteau important peu, pourvu qu'une note de calcul bien établie prouve qu'il résistera aux efforts pour lesquels il a été construit.

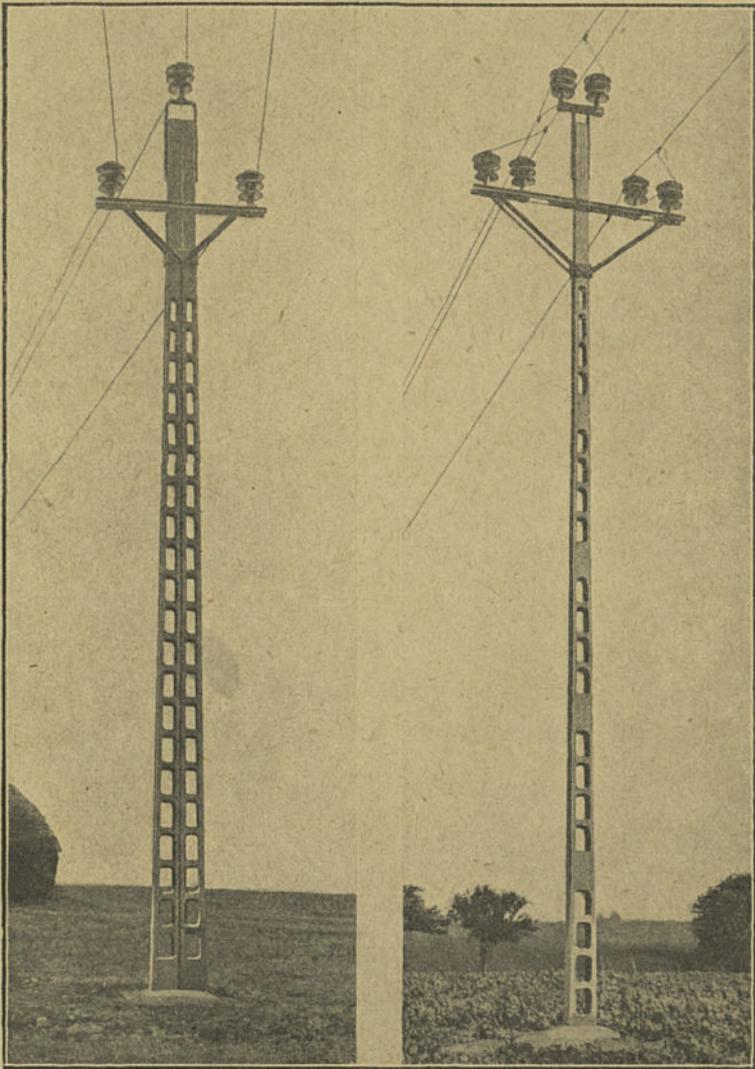


Fig. 189. — Poteaux type Forclum.

Il y a lieu néanmoins de s'attacher à obtenir un ensemble, sinon élégant, du moins esthétique.

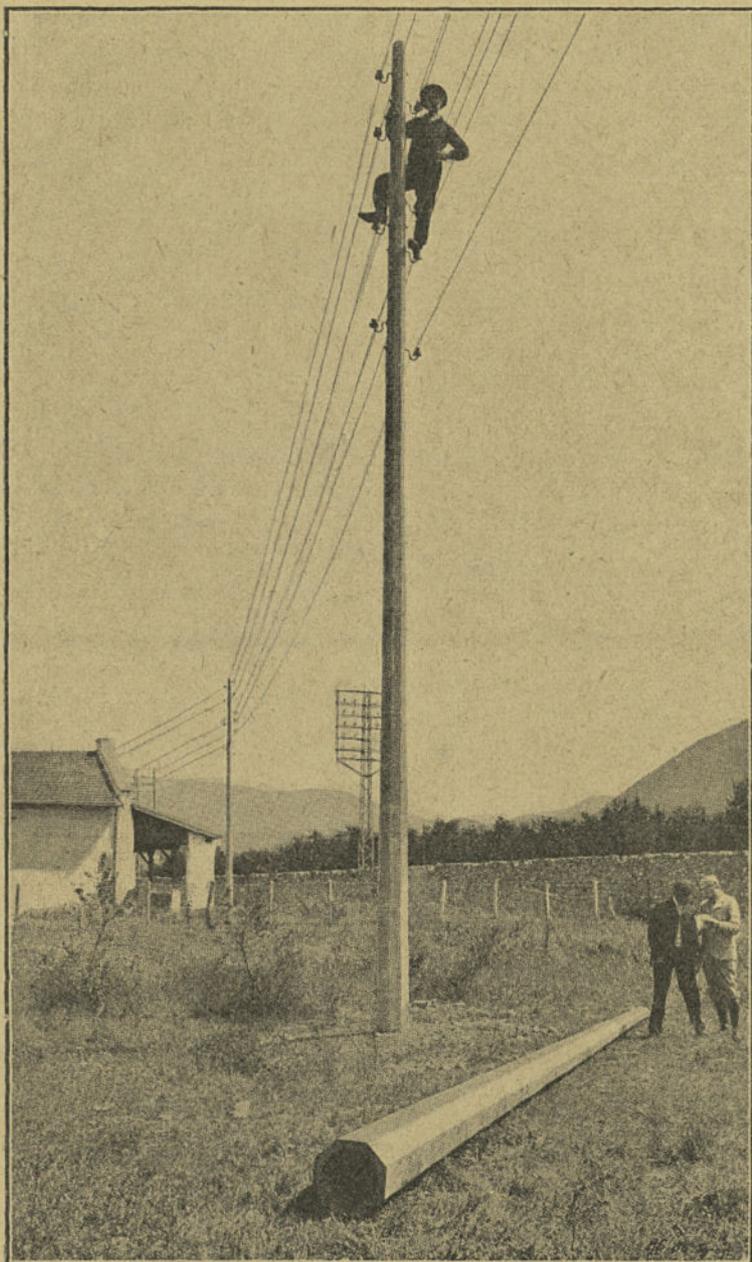


Fig. 190. — Poteaux creux.

Les poteaux non centrifugés, que nous désignerons sous le nom de *poteaux moulés*, pour les distinguer des *poteaux centrifugés*,

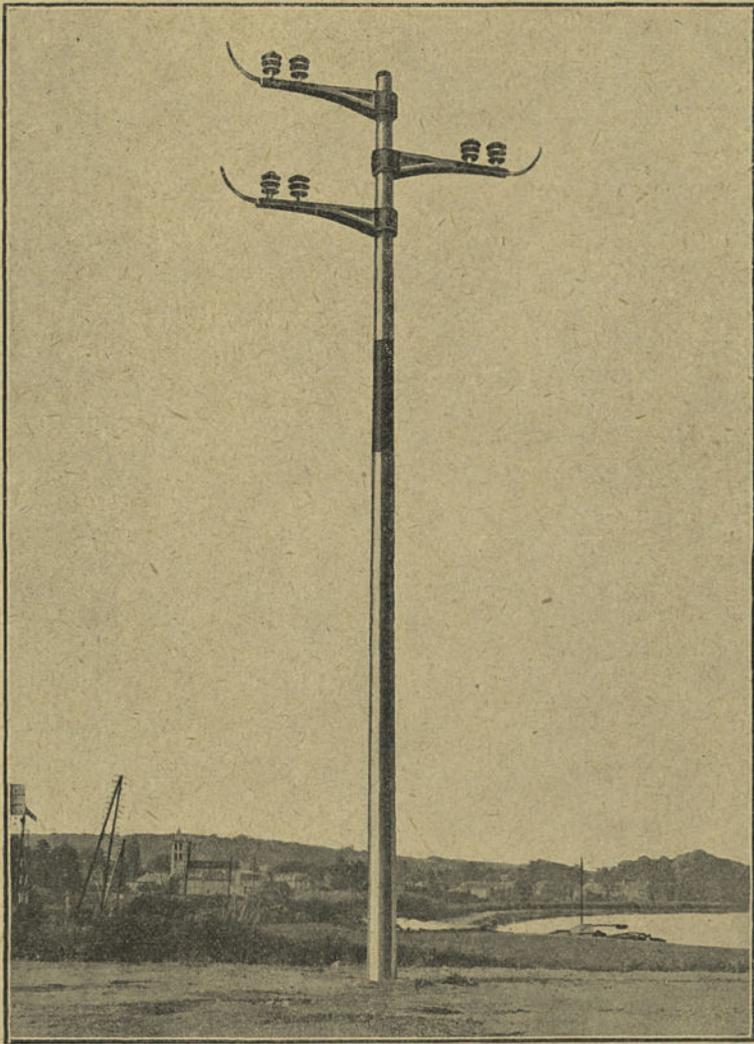


Fig. 191. — Poteau centrifugé rond.

sont généralement pourvus d'ajouements dont la disposition et la forme sont secondaires ; mais, pour être en même temps pratique,

ces ajouements devront être assez grands et disposés de façon à permettre à l'ouvrier une ascension facile du support, soit pour la construction de la ligne, soit par la suite pour son entretien.

Ces ajouements de formes diverses : circulaire, rectangulaire, triangulaire, ovoïde, etc. . . doivent être prévus pour conserver au poteau un croisillonnage rationnel des armatures, pour éviter des changements brusques de sections qui constituent des points faibles, et pour réaliser un support ne se détériorant pas pendant la manutention et le transport, opérations qui font subir aux poteaux des efforts anormaux et parfois considérables.

Enfin, au point de vue sécurité, il y a intérêt à ce que les ajouements ne commencent qu'à 1 m. 80 environ de la section d'encastrement ; ce dispositif empêche, en effet, de grimper facilement aux poteaux et réduit, en même temps que des accidents graves, la responsabilité des exploitants.

Les figures 187, 188 et 189 donnent quelques exemples d'ajouements ou de sections. La figure 190 est la reproduction photographique d'un poteau moulé creux et sans évidemment, type à peu près abandonné actuellement.

Les poteaux centrifugés, contrairement aux poteaux moulés, n'ont pas d'ajouement ; mais, par le fait même du principe de fabrication, ils sont creux à l'intérieur. Ils présentent une section limitée à l'extérieur soit par un cercle, soit par une figure plus complexe permettant une meilleure utilisation de la matière.

La figure 191 représente un support constitué par un poteau centrifugé rond et la figure 192 un poteau centrifugé du type *cyclone*, à section plus rationnelle.

La fabrication des poteaux en béton, qu'elle soit obtenue par moulage ou par centrifugation, exige la connaissance des propriétés physiques du béton et certaines précautions que nous allons résumer.

2. Nature des matériaux employés dans la construction des poteaux en béton armé. — a) *Métal*. — Le métal joue un rôle très important puisqu'il doit résister, en somme, aux efforts de traction et de cisaillement, le béton étant considéré comme ne résistant qu'aux efforts de compression.

Les armatures sont constituées ainsi par des aciers marchands en barres rondes, qui sont de l'une des qualités suivantes : aciers doux, demi-durs, durs ou extra-durs. Le tableau ci-dessous résume les propriétés de chacune de ces qualités de fers.

Caractéristiques des fers ronds pour poteaux

TYPES	Doux	Demi-durs	Durs	Extra-durs
Contrainte de rupture kg : mm ² .	42 à 45	55 à 65	65 à 70	75 à 85
Limite d'élasticité kg : mm ² . .	23	32	38	43
Coefficient d'allongement % . .	20 à 25	18 à 22	14 à 18	8 à 12

Etant donné les irrégularités de fabrication des aciers, il est d'usage de considérer dans les calculs le taux de contrainte le plus faible indiqué ci-dessus pour chaque nature des aciers.

On s'assurera d'ailleurs que le métal est de texture bien homogène, exempt de criques, soufflures, flaches ou autres défauts. Il est souvent utile de prélever des éprouvettes sur les aciers approvisionnés sur chantier et de faire des essais sur celles-ci pour renforcer éventuellement les sections qui ont été déterminées par le calcul si l'acier n'a pas la résistance voulue.

Les aciers constituant les armatures sont généralement commandés de longueur de façon à n'avoir à réaliser ni soudures, ni ligatures.

Les armatures sont construites sur des gabarits parfaitement calibrés, de façon qu'au moulage l'épaisseur de ciment qui les enrobe soit partout uniforme. S'il n'en était pas ainsi, des barres d'acier pourraient affleurer le ciment sur l'une des faces du poteau et, par suite, pourraient s'oxyder, ce qui risquerait de compromettre, au bout d'un certain temps, la solidité du poteau. La couche de béton doit avoir environ 15 mm. d'épaisseur sur toutes les parties métalliques de manière à les bien préserver de la rouille.

Les aciers utilisés pour les croisillons seront des aciers doux facilitant le ferrailage. Pour la même raison, le fil de fer qui sert pour les ligatures sera du fil recuit.

Dans le poteau, le béton adhère fortement à l'acier de sorte que l'on pourrait éviter toute solution de continuité dans l'armature par la superposition des deux extrémités des barres qui se prolongent mutuellement, simplement en faisant le recouvrement des deux barres sur une longueur égale à environ 60 fois le diamètre; toutefois, il est nécessaire dans ce cas que les deux bouts des barres ainsi juxtaposées, qui doivent se prolonger mutuellement, soient séparés par un petit espace de ciment de l'ordre du centimètre. Comme on manque souvent d'espace à l'intérieur du poteau pour effectuer la juxtaposition d'après cette règle, et dans le but de pouvoir effectuer le ferrailage sur un même gabarit, quand il est nécessaire de rajouter deux barres on préfère les ligaturer; cette ligature se fera sur une longueur égale à 80 fois le diamètre des fers réunis. La soudure n'est pas à conseiller à cause de l'incertitude de la résistance réalisée dans la section soudée.

Le tableau suivant donne la section et le poids par mètre courant des fers les plus employés dans la fabrication des poteaux en béton armé.

Les sections jusqu'à 4 ou 5 mm. sont utilisées pour les ligatures; les sections de 5 à 8 mm. sont utilisées pour les croisillons; les sections supérieures à 5 mm. sont utilisées pour les barres maîtresses.

**Sections et Poids par mètre courant des fers ronds employés
dans la fabrication des poteaux :**

DIAMÈTRE	SECTION	POIDS DE 1 MÈTRE
mm.	mm ²	kg.
2	3	0,024
3	7	0,055
4	12	0,077
5	19	0,152
6	28	0,220
7	38	0,300
8	50	0,391
9	63	0,496
10	78	0,612
11	95	0,742
12	113	0,880
13	132	1,035
14	153	1,200
15	176	1,378
16	201	1,566
17	242	1,891
18	254	1,984
19	283	2,207
20	314	2,450
21	346	2,699
22	380	2,971
23	415	3,237
24	452	3,522
25	490	3,822
26	531	4,140
27	572	4,462
28	615	4,803
29	660	5,148
30	706	5,573

b) *Béton de ciment* — Les ciments les plus employés pour la fabrication des poteaux sont :

Le ciment artificiel à prise lente ;

Le ciment artificiel à prise rapide ;

Le ciment fondu.

Quelle que soit la catégorie de ciment, celui-ci doit avoir toutes les qualités exigées pour les travaux publics ; son volume

doit être très stable, sa prise très régulière et son adhérence au métal très grande.

Le *ciment artificiel* est obtenu par la cuisson d'un mélange de carbonates de chaux et d'argiles en proportions définies. Sa prise varie de 84 jours pour le Portland à prise lente à 30 jours environ pour le ciment à prise rapide.

Le *ciment fondu* est un ciment alumineux à prise extrêmement rapide, de sorte que sa résistance ne paraît pas croître après 7 jours. Ce n'est d'ailleurs pas un ciment prompt ; la réaction de prise ne commence qu'entre 1 h. $\frac{1}{2}$ et 2 h. $\frac{1}{2}$, ce qui permet de le gâcher comme du ciment lent. Cette réaction est tellement énergique que dans un cube de pâte pure de 0,20 m. d'arête, la température intérieure atteint et même dépasse 150° C. à la fin du durcissement.

Le *meilleur sable* est celui qui est de provenance de rivière, propre, à grains anguleux et qui crie à la main, le plus gros grain ne dépassant pas 10 mm. Il devra être exempt de tout mélange terreux et surtout argileux. Il est mélangé à du gravier qui devra passer à l'anneau de 30 mm.

Le dosage du ciment a une importance capitale dans la qualité du béton.

Pour la fabrication des poteaux en ciment artificiel à prise lente le dosage sera le suivant par mètre cube :

Ciment.....	400 kg,
Sable.....	400 litres,
Gravier.....	800 litres.

Le béton de ciment ne doit pas travailler à la compression à une contrainte supérieure aux 28 pour 100 de la résistance à l'écrasement du béton non armé de même composition après 90 jours de confection, cette résistance étant mesurée sur un cube de 0,20 m. de côté. Par exemple, les essais effectués par la Commission du béton instituée par le Ministère des Travaux Publics ont porté sur des bétons composés de :

250 à 600 kg. de ciment ;
400 litres de sable ;
800 litres de gravier.

Les résistances à l'écrasement trouvées par la Commission pour les dosages à 300, 350 et 400 kg. sont résumées dans le tableau suivant :

DOSAGES	RÉSISTANCES EN kg : cm ²		CONTRAINTES MAXIMA pour le béton armé en kg : cm ²
	à 28 jours	à 90 jours	
300	107	160	45
350	120	180	50
400	133	200	56

On a porté dans le même tableau les valeurs correspondantes de contrainte maximum dans le béton armé déduites de la règle de la Commission du béton.

Cette règle donne donc un coefficient de sécurité égal à $\frac{1}{0,28}$ soit voisin de 3,5. En pratique, on adopte le coefficient 3, mais on force les dosages pour tenir compte des conditions de la dite Commission, ainsi que des mécomptes qui pourraient résulter soit d'un mélange imparfait du sable, du gravier ou du ciment, soit de l'emploi possible de sacs de ciment éventé.

La résistance du béton non armé à la traction est de l'ordre du dixième ou du douzième de la résistance à l'écrasement. On n'en tient pas compte dans le calcul des poteaux, où l'on admet que les fers supportent toute la charge de traction.

On peut, en général, avec les dosages indiqués adopter pour les ciments artificiels lents une contrainte au cisaillement de 5 kg : cm².

Le module d'élasticité du béton E_b est égal à 200.000 kg : cm², celui de l'acier doux E_a à 2.000.000 kg : cm², de sorte que le rapport $E_a : E_b$ de ces deux coefficients que l'on désigne par m est 10. Dans les poteaux, ce rapport varie de 8 à 15, le rapport minimum 8 est adopté dans les calculs quand les barres maitresses ont un diamètre égal à un dixième de la plus petite dimension de la pièce, et le rapport maximum 15 est adopté quand le diamètre des barres maitresses est inférieur au vingtième de la plus petite dimension de la section.

D'une façon générale, un béton bien préparé doit, lorsqu'il est pétri en petite boule, laisser monter l'eau à sa surface, et la boule ne doit pas se déformer quand on la met sur la main plate.

Les caractéristiques du béton obtenu avec l'un des trois types de ciment Portland, ciment à prise rapide ou super-ciment et ciment fondu sont résumées dans le tableau suivant :

Caractéristiques des bétons (I).

TYPES	Portland	Super-ciment	Fondu
Résistance à la compression kg : cm ²	160	428	366
Temps de prise : jours	90	30	7
Fers employés pour les arma- tures.	doux	1/2 dur ou dur	1/2 dur ou dur
Rapport <i>m</i>	15	8	8
Durée de séchage des poteaux avant le transport : jours . .	30 à 40	15 à 20	2

Ces valeurs de *m*, indiquées dans ce tableau, sont quelque peu arbitraires et la circulaire ministérielle elle-même prévoit que dans le cas de Portland artificiel on peut faire varier *m* de 8 à 15. D'autre part, les expériences faites au Laboratoire de l'École des Ponts et Chaussées ont montré qu'au dosage de 300 kg. de ciment fondu pour 800 litres de gravier et 400 litres de sable, la valeur de *m* était de :

- 5,5 pour du béton pilonné à 28 jours ;
- 6,5 — — coulé à 28 jours ;
- 5 — — pilonné à 90 jours ;
- 6,5 — — coulé à 90 jours.

(1) Les résistances indiquées s'entendent pour des essais faits après prise complète sur des cubes de béton dosé à 300 kg. de ciment par m³ de béton fini, pour 400 litres de sable et 800 litres de gravier.

La résistance à la compression du ciment Portland artificiel est donnée par la Circulaire Ministérielle du 20 Octobre 1906. Les résistances à la compression des super-ciment et du ciment fondu résultent d'essais faits en laboratoire.

On peut adopter en pratique les valeurs suivantes $m=15$ pour ciment Portland artificiel et les aciers doux ; $m=8$ pour le superciment et pour le ciment fondu, et les aciers demi-durs ou durs.

Quel que soit le type de ciment ou de fers adopté, il est indispensable que les matériaux soient de toute première qualité, et que le travail soit exécuté avec beaucoup de soin et une grande régularité. Les matières constituant le béton seront tout d'abord bien mélangées à sec après avoir été rigoureusement dosées, et l'eau ne sera ajoutée qu'après ce travail réalisable et par petites quantités (1).

La proportion d'eau employée, sa température, la température ambiante, la durée du gâchage, le temps qui s'écoule entre la fin du gâchage et la mise en place définitive du béton ont une très grande importance.

La température de l'eau influe, en effet, directement sur la durée de prise du liant, qu'elle retarde ou accélère selon qu'elle est basse ou élevée.

La température ambiante a, elle aussi, une influence considérable sur la prise des mortiers et sur leur durcissement. En été, il convient de gâcher rapidement et de ne pas laisser s'écouler trop de temps entre la fin du gâchage et la mise en place du béton, sous peine de compromettre son durcissement.

En hiver, il vaut mieux s'abstenir de maçonner quand il gèle. On peut toutefois continuer à confectionner des mortiers même par le gel, en ayant soin d'employer comme eau de gâchage une eau dont la température sera de 12 à 15° C. environ et dans laquelle on aura fait dissoudre à chaud (30° C. environ), 1 kg. de carbonate de soude anhydre par 10 litres d'eau. On peut aussi ajouter à l'eau 4 pour 100 de chlorure de calcium (2).

Il y a toujours grand avantage à employer les mortiers et les bétons aussitôt après leur confection. Les mortiers qui ont déjà fait un commencement de prise ne doivent jamais être arrosés à

(1) Voir à ce sujet EDMOND MARCOTTE. Les progrès récents dans la fabrication des ciments hydrauliques. *Le Génie Civil* du 31 mai 1930, t. XCII, p. 530.

(2) G. MAGNÉL. — Peut-on bétonner quand il gèle, *La Technique des Travaux*, février 1930, p. 117.

nouveau et regâchés ; on constate en effet, une différence considérable de résistance entre les mortiers rebattus et ceux gâchés et employés normalement.

La quantité d'eau à employer pour le gâchage doit être surveillée soigneusement, car elle a une influence considérable sur la résistance mécanique du béton. Si l'on s'écarte de la quantité convenable, soit en plus, soit en moins, on diminue notablement les résistances, ainsi que le montre le graphique de la figure 193. Sur ce graphique,

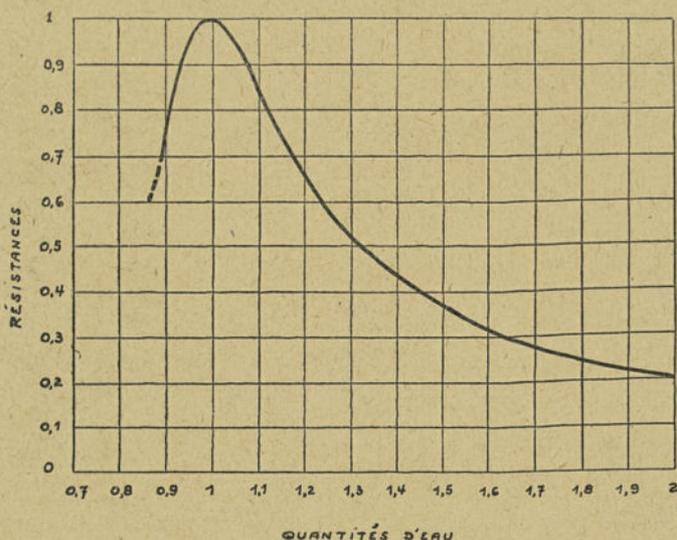


Fig. 193. — Variation de résistance du béton en fonction de l'eau de gâchage.

la quantité d'eau la plus favorable est représentée par le nombre 1 en abscisses et la résistance la plus élevée par le nombre 1 en ordonnées. On voit immédiatement sur la courbe les fractions du maximum de résistance auxquelles on peut s'attendre pour chaque quantité d'eau en plus ou en moins de la quantité la plus favorable. Si, par exemple, on gâche avec une quantité d'eau deux fois trop grande, on ne peut plus compter que sur les 20% de la meilleure résistance.

Tout cela est d'ailleurs facile à comprendre, puisque la prise du ciment est une combinaison chimique entre l'eau et ce dernier. Pour que cette combinaison s'opère dans les meilleures conditions

possibles, il faut mettre en présence des poids de chaque constituant qui se correspondent.

En résumé, le béton armé vaut surtout par la manière dont il est confectionné et mis en œuvre.

3. Fabrication des poteaux en ciment obtenus par moulage. — La construction des poteaux moulés peut se faire :

soit en usine ;

soit sur des chantiers convenablement répartis le long du tracé ;

soit à pied d'œuvre.

Les poteaux moulés en usine doivent être transportés par chemin de fer jusqu'à la gare la plus rapprochée du lieu d'emploi ; leur prix est donc majoré des frais de transport, ainsi que d'un certain pourcentage pour casse au transport.

Pour que le moulage sur chantier soit économique, il faut que l'on puisse fabriquer sur le même emplacement au minimum 100 à 150 poteaux.

Enfin, le moulage à pied d'œuvre n'est indiqué que pour les cas où les transports sont particulièrement difficiles. On peut d'ailleurs avoir intérêt alors à remplacer les supports en béton par des supports métalliques moins lourds et d'un transport en définitive moins délicat.

Nous nous occuperons spécialement du moulage sur chantier, le moulage en usine pouvant s'effectuer avec des moyens de mise en œuvre plus importants, puisqu'ils sont amortis sur un très grand nombre de poteaux ; au contraire, le chantier volant doit pouvoir fonctionner avec un minimum de matériel.

Un chantier doit comprendre une baraque assez vaste pour mettre les ciments à l'abri des intempéries ainsi qu'un gâchoir permettant d'éviter de faire les mélanges à même le sol. Enfin, le personnel doit disposer de caisses ou de brouettes à dosages, afin d'éviter des erreurs de dosage. Si le chantier est très important on peut le munir d'une bétonnière permettant un malaxage parfait du béton.

La fabrication débute par l'assemblage des fers constituant l'armature. Les barres maitresses montées sur un gabarit sont reliées aux croisillons au moyen de fil d'acier doux à ligature.

Cette armature est ensuite placée dans le moule préparé à l'avance.

Les moules doivent être, de préférence, métalliques. Ils permettent ainsi de damer le béton au maximum et d'obtenir au démoulage des surfaces absolument lisses. Il importe à ce sujet d'interdire qu'après le démoulage le poteau soit badigeonné avec un lait de ciment, ce procédé n'ayant pour but que de masquer les imperfections du moulage, et notamment les fissures qui peuvent s'aggraver lors des manutentions du poteau.

La distribution du béton doit être faite avec beaucoup de soin afin d'éviter les espaces vides qui pourraient subsister.

Après un repos d'une durée variable suivant le type de ciment utilisé,

qui est de l'ordre de 24 heures pour le ciment Portland à prise lente, de 6 à 8 heures pour les ciments Portland à prise rapide ou pour les ciments fondus, on procède à l'enlèvement des flasques du moule et des boîtes correspondant aux évidements.

Un jour plus tard, le poteau offre assez de résistance pour être tourné de quatre vingt-dix degrés ; on en profite pour l'enlever de sa sole qui devient ainsi libre pour un nouveau moulage. Au fur et à mesure que de nouveaux poteaux sont fabriqués sur la même sole, les anciens sont retournés pour faire de la place aux nouveaux de sorte que de part et d'autre de chaque sole les poteaux se répartissent en éventail par ordre d'âge, les plus anciens se trouvant les plus éloignés de la sole.

Quand l'état de prise est suffisant, les poteaux sont sortis du chantier, par remorque ou par triqueballe et sont transportés à pied d'œuvre.

Les poteaux fabriqués avec du ciment Portland à prise lente doivent

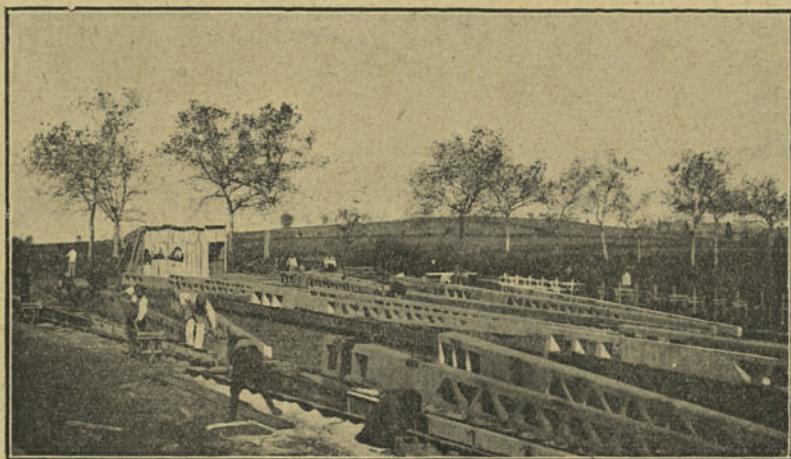


Fig. 194. — Vue d'ensemble d'un chantier de moulage de poteaux.

rester 40 jours sur le chantier avant de pouvoir subir les manutentions nécessaires au transport et à l'implantation. Ce délai est réduit à 15 jours environ pour des poteaux fabriqués avec du super-ciment et à quelques jours seulement pour les poteaux fabriqués avec du ciment fondu. Ces durées n'ont d'ailleurs rien d'absolu, et dépendent de la saison et de l'état de l'atmosphère.

D'après le procédé de fabrication résumé ci-dessus, il faut trois soles par moule pour obtenir sur un chantier une fabrication ininterrompue.

La figure 194 donne la vue d'ensemble d'un chantier de moulage de poteaux.

Les opérations de transport et de levage font subir aux poteaux en béton armé des efforts qui peuvent être supérieurs aux efforts qu'ils auront à

subir du fait du vent et de la traction des conducteurs ; ces opérations doivent donc être exécutées avec le plus grand soin, par un personnel exercé et muni d'un outillage approprié.

4. — Caractéristiques particulières des poteaux en ciment armé centrifugé. — Le procédé de fabrication par centrifugation est relativement nouveau, aussi croyons-nous utile de donner ici quelques détails complémentaires sur les propriétés du béton centrifugé (1) et sur la fabrication des poteaux qui se fait toujours en usine.

Ainsi que l'indique leur appellation générique de « centrifugés », leur fabrication relève de l'utilisation de la force centrifuge, qui permet d'enrober dans du béton, d'une épaisseur uniforme de masse et de texture très homogènes, une armature métallique tronconique préparée à l'avance.

La caractéristique principale des éléments centrifugés est la grande homogénéité donnant une résistance remarquable du matériau constitutif, dépourvu presque complètement de pores, de par la fabrication centrifugée, qui élimine automatiquement l'eau en excès dans le mélange du béton par le jeu de la force centripète ; cette eau est en effet refoulée à l'intérieur du vide central du poteau, d'où elle est facilement évacuée.

Le dosage automatique de l'hydratation, ou mouillage, du béton ainsi réglé par la centrifugation contribue à la réalisation de ces caractéristiques exceptionnelles de dureté et d'homogénéité en même temps que d'élasticité que présente le poteau, après centrifugation (2).

En ce qui concerne les autres caractéristiques, on peut se reporter aux études publiées sur la question, de Guidi, Danusso Gehler, Foerster, Spangenberg.

Le poteau centrifugé se distingue ainsi nettement des autres éléments en béton armé par les caractéristiques suivantes :

1° *Par son procédé de fabrication*, le béton, plastique au sortir de la bétonnière, est réparti le long des parois d'un moule à ossature métallique revêtue de bois, qui tourne dans une machine spéciale à environ 800 t : min ; il est, jusque dans ses particules les plus ténues, à la fois projeté et comprimé contre les parois du moule de telle sorte qu'il y constitue une masse homogène, dépourvue presque entièrement de pores, pendant que l'eau en excès, séparée des autres matériaux (que le mouvement de rotation rapide groupe dans la masse par ordre de densité), parce que plus légère, est rassemblée à l'intérieur du poteau dont elle assure, avant de sortir, un lissage absolument parfait des parois. Comme cette eau sort, pendant la centrifugation, le béton se trouve, après quelques minutes,

(1) CIRO MONTAGNI. — Les pylônes en béton armé « centrifugé ». *Conférence Internationale des Grands Réseaux Electriques à haute tension* 1925 ; BOUDET. *Nouvelles Annales de la Construction*, avril-mai, octobre-novembre 1924.

(2) Par exemple un élément de 20 mètres de longueur peut prendre au sommet une flèche de 2 mètres, sans rupture, ni altération de sa résistance : les légères fissures de la partie tendue se refermant d'elles-mêmes après suppression de l'effort.

débarrassé de l'excès d'humidité non indispensable à la prise, alors que dans les bétons ordinaires, cet excès met pour disparaître un temps beaucoup plus long.

Pendant le second stade du durcissement, le béton s'assèche par évaporation progressive mais permanente de l'eau demeurée dans la masse, jusqu'à complète pétrification du conglomérat.

2° *Par sa structure homogène et sensiblement dépourvue de trous* qui résulte de l'énorme compression provoquée par la force centrifuge, alors que, dans le béton armé, en raison de la forte proportion d'eau de mouillage, de multiples trous subsistent dans la texture, occasionnés tant par les bulles d'air que par les gouttes d'eau en suspension dans sa masse.

3° *Par son haut degré de dureté et de résistance initiale*, généralement atteint lorsque l'évaporation de l'eau en excès est terminée.

Il est arrivé que des éprouvettes d'essais en béton plastique, en raison précisément de l'excès d'eau qu'elles contenaient, fournissaient après vingt-huit jours seulement, à peine un tiers de la résistance fournie par des éprouvettes semblables en béton pilonné; et cependant, avec le temps, elles atteignaient les mêmes coefficients de résistance.

Dans le béton centrifugé, la résistance et la dureté initiales sont immédiatement très élevées, par suite de cette élimination de toute l'eau en excès pendant la centrifugation.

4° *Par sa grande résistance à la traction*, résultant également de la centrifugation, qui détermine entre les divers éléments constitutifs une agglomération et une cohésion qu'il est impossible d'obtenir avec les autres procédés de fabrication.

5° *Par son faible retrait*. Les expériences faites pour déterminer le coefficient de contraction du béton ont démontré que ce coefficient varie en raison directe de la proportion d'eau de gâchage du produit. Il s'ensuit qu'en raison même de sa faible proportion d'eau, le béton centrifugé est fort peu sujet au « fendillement » par action du retrait. Les poteaux centrifugés ne présentent, en effet, que des traces infimes de fissuration superficielle, localisées dans les couches extérieures du béton, plus « grasses » et plus dures, et n'affectent ainsi pas autre chose que l'épiderme du poteau.

6° *Par la faible oxydation des aciers*. La plupart des cas de rouille des aciers sont dus à la présence d'eau de précipitation sulfureuse, et aussi à une mise en œuvre défectueuse du béton.

Les fissures capillaires de la superficie « épidermique » du poteau ne s'étendant pas en profondeur, empêchent, ainsi toute pénétration d'eau.

D'ailleurs le volume des pores du béton centrifugé est si infime, que les eaux pluviales n'arrivent jamais à le pénétrer; il en résulte que tout danger d'oxydation des aciers enrobés dans la masse est écarté.

7° *Par la réduction du temps de séchage*. — Le temps employé par le béton pour atteindre son état de pétrification définitive varie en raison directe de la plasticité du mélange et de la lenteur de prise du ciment. Or, dans le béton centrifugé, la seule eau demeurant dans la masse étant celle

nécessaire à l'hydratation du ciment, le produit atteint cet état de pétrification beaucoup plus rapidement que dans n'importe quel autre béton.

En résumé les caractéristiques essentielles du béton armé centrifugé, par rapport au béton ordinaire, sont : grande compacité ; grande homogénéité de la structure presque entièrement dépourvue de pores ; résistance initiale élevée ; coefficient de contraction minimum ; grande résistance à la traction ; protection très grande contre la rouille des armatures.

5. Hypothèses sur lesquelles sont basées le calcul des supports en béton armé. — Le calcul des ouvrages en béton armé est basé sur les hypothèses suivantes :

- a) Absence de tensions initiales ;
- b) Solidarité du béton et du métal ;
- c) Invariabilité des sections planes ;
- d) Invariabilité du coefficient d'élasticité du béton à la compression ;
- e) Résistance nulle du béton soumis à la traction.

Nous allons exposer brièvement les considérations qui justifient l'adoption de ces hypothèses simplificatrices ;

a) *Absence de tensions initiales.* — En réalité il existe bien des tensions initiales qui proviennent de la température, de la prise du ciment, de l'état hygrométrique et des déformations permanentes du ciment ; mais les efforts internes qui en résultent sont relativement peu importants ainsi que l'ont montré de nombreuses expériences, c'est pourquoi on peut les négliger en pratique.

b) *Solidarité du béton et du métal.* — On admet dans les calculs que le ciment est associé aux déformations du métal ; en désignant par E_a le coefficient d'élasticité de l'acier et par E_b celui du béton, on admet donc que les tensions élastiques de l'armature et celles du ciment directement en contact avec elle sont entre elles dans le rapport $E_a : E_b$. Le glissement de l'armature est dû d'après Harel de la Noë, soit à un allongement du métal sous un effort dépassant la limite d'élasticité, soit à un cisaillement du ciment. Ce glissement se produit aussi pour des efforts de traction inférieurs au précédent, mais les différences constatées entre les valeurs des allongements réels et celles calculées dans l'hypothèse de la solidarité absolue sont peu importantes. Ces différences seront d'au-

tant plus faibles que la matière sera rendue plus homogène, c'est-à-dire que l'armature sera constituée par un plus grand nombre de barres de petite section réparties régulièrement dans le béton à de faibles intervalles, plutôt que d'être constituée seulement par quelques barres espacées et de forts diamètres.

c) *Invariabilité des sections planes.* — Tous les auteurs admettent l'hypothèse habituelle suivante servant de base à la théorie de la résistance des matériaux : une section transversale quelconque d'un corps prismatique soumis à l'action de forces extérieures reste plane et identique à elle-même pendant la déformation.

d) *Invariabilité du coefficient d'élasticité du béton à la compression.* — Considérons une section AB d'une pièce (fig. 195) qui, sous l'action de forces extérieures, prend la position A'B'.

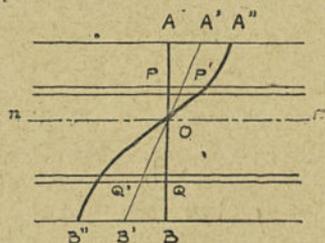


Fig. 195 — Déformation générale d'une section d'une pièce en béton armé.

Les contraintes correspondantes dans le ciment de part et d'autre de l'axe neutre n o n sont fonctions des déformations uniformément croissantes de part et d'autre de o ; on les a représentées par la courbe A'' o B''.

Les déformations des aciers PP' et QQ' permettent de déterminer la contrainte correspondante.

Connaissant les relations liant les contraintes aux déformations, on pourrait déterminer les forces élastiques qui se transmettent entre les deux tronçons de la pièce que sépare la section A à B, à l'aide de deux conditions, l'une des moments des forces, l'autre de leurs projections. Tout revient donc à connaître la courbe A'' o B''. De nombreuses hypothèses ont été faites à ce sujet, mais on admet en général la plus simple et la plus sûre qui consiste à ne pas tenir compte de la résistance du béton dans la partie tendue, et à remplacer la courbe A'' o de la partie comprimée par une droite, c'est-à-dire à considérer comme invariable le coefficient d'élasticité à la compression. La déformation de la section et les contraintes dans le béton sont ainsi représentées sur la figure 195 bis par les droites A' O B'' et A'' O B''.

e) *Rupture du béton soumis à la traction.* — Cette hypothèse est prise en considération sur la figure précédente en supposant que la partie tendue du béton située en dessous de l'axe neutre $n o n$ ne supporte aucune contrainte.

L'hypothèse de la déformation plane d'une section travaillant à la flexion conduit à la conclusion qu'à une même distance de l'axe, les travaux des fibres des deux matières sont proportionnelles aux coefficients d'élasticité. Désignons par m le rapport $E_s : E_b$ des coefficients d'élasticité respectifs de l'acier et du béton, on pourra donc remplacer la section hétérogène par une *section fictive* homogène ayant même masse que la section hétérogène réelle, en attribuant aux parties de la section formées par le béton une densité égale à 1, et aux parties formées par les armatures longitudinales une densité m .

Dans ces conditions, la section fictive Ω aura pour valeur en désignant par Ω_a la section des armatures et par Ω_b la section comprimée du béton,

$$(1) \quad \Omega = \Omega_b + m\Omega_a.$$

La densité m varie, ainsi que nous l'avons vu, de 6 à 15.

Le *minimum* s'appliquera lorsque les barres longitudinales auront :

- a) Un diamètre égal au 1/10 de la plus petite dimension de la pièce ;
- b) Des ligatures ou entretoises transversales espacés de cette dernière dimension ;
- c) Des abouts peu éloignés des surfaces libres du béton.

Le *maximum* s'appliquera lorsque les barres longitudinales auront :

- a) Un diamètre égal au 1/20 de la plus petite dimension de la pièce ;
- b) Des ligatures ou armatures transversales espacées du tiers de cette même dimension.

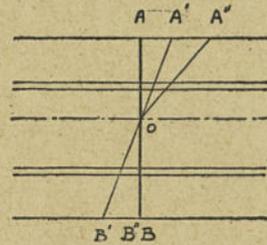


Fig. 195 bis. — Déformation plane d'une section en béton armé.

6. Principe du calcul basé sur la Circulaire Ministérielle du 20 octobre 1906. — Le calcul est basé sur la considération de la section fictive dont il faut déterminer le centre de gravité et le moment d'inertie fictif. On applique ensuite à la section fictive le principe général de la résistance des matériaux. Représentons cette section fictive sur la figure 196.

Le centre de gravité G de la section fictive situé à l'intersection des axes ZZ et nn est donné par la formule :

$$(2) \quad \Omega Y = \Omega_b Y_b + m \Omega_a Y_a,$$

dans laquelle Ω , Ω_b et Ω_a ont les désignations connues et Y , Y_b et Y_a sont les distances à un axe XX perpendiculaire à l'axe de symétrie

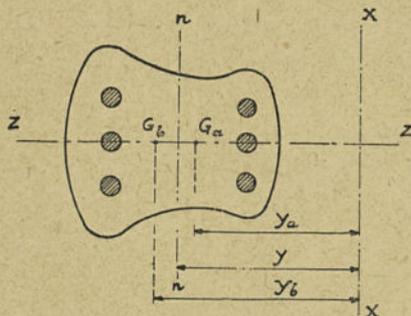


Fig. 196. — Section générale d'une poutre armée.

de la section des centres de gravité G_b et G_a correspondant à la section fictive Ω et aux sections hétérogènes Ω_b et Ω_a ; ces diverses distances sont représentées sur la figure 196.

Le moment d'inertie I est alors donné par la formule :

$$(3) \quad I = I_b + m I_a,$$

dans laquelle I_b et I_a sont les moments d'inertie des sections géométriques du béton et des armatures par rapport à l'axe neutre fictif n .

Dans les applications, on choisit l'axe XX de façon à simplifier les calculs, par exemple en le confondant avec l'arête comprimée du béton.

La formule (1) du paragraphe précédent donne la section fictive Ω , la formule (2) l'ordonnée Y du centre de gravité G de la section fictive, enfin la formule (3) le moment d'inertie fictif I .

Il suffit ensuite d'appliquer les principes de la résistance des matériaux aux diverses conditions de travail de la pièce.

a) *Compression simple*. — Si N est la compression totale agissant normalement à la section, la contrainte \mathfrak{R}_b du béton et la contrainte \mathfrak{R}_a du métal ont pour valeur :

$$(4) \left\{ \begin{array}{l} \mathfrak{R}_b = \frac{N}{\Omega}, \\ \mathfrak{R}_a = m \frac{N}{\Omega}. \end{array} \right.$$

Si la contrainte \mathfrak{R}_a est connue, on peut à l'aide de ces formules déterminer Ω , puis à l'aide de la formule (1) la section totale Ω_a des armatures ou le rapport $\frac{\Omega_a}{\Omega_b}$ des sections des aciers et du béton.

b) *Compression avec flexion*. — Si N est la compression totale et M le moment de flexion agissant sur la section considérée par rapport au centre de gravité G de la section fictive, la contrainte \mathfrak{R}_b sur le béton la distance v de l'axe neutre n est

$$(5) \quad \mathfrak{R}_b = \frac{N}{\Omega} + \frac{M}{I} v.$$

Dans cette formule, v est compté positivement du côté où la flexion produit une compression, et négativement du côté opposé.

Si les armatures sont à des distances v_a et v'_a de l'axe neutre, les contraintes correspondantes \mathfrak{R}_a et \mathfrak{R}'_a seront :

$$(6) \left\{ \begin{array}{l} \mathfrak{R}_a = m \left[\frac{N}{\Omega} + \frac{M}{I} v_a \right] \\ \mathfrak{R}'_a = m \left[\frac{N}{\Omega} - \frac{M}{I} v'_a \right]. \end{array} \right.$$

On doit s'assurer, en outre, de l'*adhérence* entre le béton et l'armature tendue, par exemple où il y a le plus à craindre, en examinant si l'inégalité ci-dessous est satisfaite

$$\frac{\omega \Delta \mathfrak{R}'_a}{\lambda \Delta y} \leq 0,10 \alpha_b.$$

Dans cette inégalité,

ω est la section tendue de l'armature ;

$\Delta \mathcal{R}''_a$ la différence des contraintes \mathcal{R}''_a de l'armature dans deux sections espacées de Δy ;

χ le périmètre total des armatures tendues ;

\mathcal{R}_b la contrainte du béton à la compression.

Enfin, la contrainte due à l'effort de *glissement longitudinal* ou de cisaillement est donnée par la formule :

$$\frac{\omega}{\omega_b} \Delta \mathcal{R}''_a,$$

dans laquelle

ω et $\Delta \mathcal{R}''_a$ ont les valeurs ci-dessus ;

ω_b est l'aire d'une section prise dans le béton près du plan des fibres neutres, parallèle à ce plan et sur la longueur Δy .

On doit avoir

$$\frac{\omega}{\omega_b} \Delta \mathcal{R}''_a < 0,10 \mathcal{R}_b.$$

L'effort *tranchant* en chaque point étant le même en grandeur que l'effort de glissement longitudinal, on peut évaluer la contrainte dans les mêmes conditions.

Ces principes généraux s'appliquent aisément aux diverses sections que l'on rencontre dans l'étude des poteaux en ciment.

A titre d'application, nous développerons les calculs pour le cas le plus fréquent d'une section rectangulaire pleine ou évidée.

7. Application au calcul d'un poteau de section rectangulaire. — Nous considérerons successivement le cas d'une section pleine et celui d'une section évidée.

a) *Cas d'une section rectangulaire pleine.* — Soit la section représentée sur la figure 197, et désignons par :

a , le côté de la section rectangulaire mesuré entre la face tendue et la face comprimée, exprimée en centimètres ;

b , le côté de la face tendue ou comprimée, exprimé en centimètres ;

d , la distance moyenne de la section d'armature au parement voisin, exprimée en centimètres ;

Y , la distance inconnue de l'axe neutre nn à l'axe xx , exprimée en centimètres ; cet axe xx est supposé confondu avec l'arête comprimée de la section ;

ω , la section des armatures comprimées, exprimée en cm^2 ;

ω , la section supposée égale des armatures tendues, exprimée en cm^2 .

La section fictive Ω a pour expression, en ne prenant en considération que la partie comprimée du béton,

$$(1) \quad \Omega = b Y + 2 m \omega.$$

La distance Y du *centre de gravité* de la section fictive à l'arête comprimée se déduit de l'expression générale (2) du paragraphe précédent qui prend ici la forme suivante,

$$(2) \quad b Y + 2 m \omega = \frac{b}{2} Y^2 + m \omega a,$$

ou en ordonnant cette expression par rapport aux puissances décroissantes de Y ,

$$(2 \text{ bis}) \quad \frac{b}{2} Y^2 + 2 m \omega Y - m \omega a = 0.$$

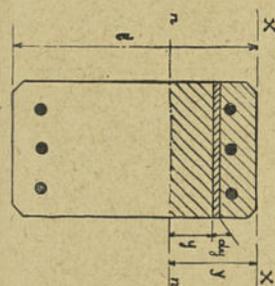


Fig. 198. — Recherche de l'axe neutre, cas d'une section pleine.

Enfin, le *moment d'inertie* I de la section fictive par rapport à l'axe neutre fictif s'obtient en calculant successivement les moments d'inertie I_b du béton comprimé et $m I_a$ des aciers.

On a, pour le calcul de I_b , en se reportant à la figure 198,

$$I_b = b \int_0^Y y^2 dy,$$

d'où en intégrant

$$(3) \quad I_b = \frac{b Y^3}{3}.$$

Le moment $m I_a$ de l'armature a pour expression, en se repor-

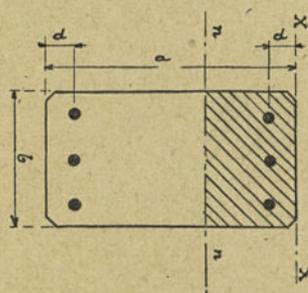


Fig. 197. — Section pleine d'un poteau en béton armé.

tant à la même figure, et en admettant que les sections ω comprimée et tendue sont aux distances moyennes respectives $Y-d$ et $a-Y-d=a'-Y$,

$$(4) \quad m I_a = m \omega (Y-d)^2 + m \omega (a'-Y)^2.$$

Le moment d'inertie total, égal à la somme de $I_b + m I_a$, a ainsi pour valeur,

$$(5) \quad I = \frac{b Y^3}{3} + m \omega (Y-d)^2 + m \omega (a'-Y)^2.$$

En définitive, dans le cas d'une flexion simple, on obtient pour la contrainte du béton \mathcal{R}_b , à l'arête comprimée

$$(6) \quad \mathcal{R}_b = \frac{M}{I} Y,$$

et pour les contraintes des barres comprimées \mathcal{R}_a et tendues \mathcal{R}'_a ,

$$(7) \quad \mathcal{R}_a = m \frac{M}{I} (Y-d)$$

$$(8) \quad \mathcal{R}'_a = m \frac{M}{I} (a'-Y).$$

L'unité choisie étant le centimètre, il faut exprimer le moment M en centimètres-kilogrammes pour obtenir les contraintes tant du fer que du ciment en $\text{kg} : \text{cm}^2$.

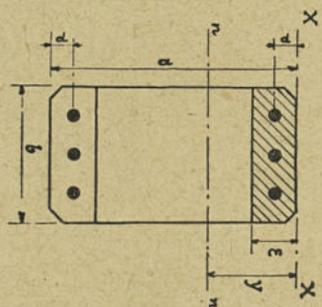


Fig. 199. — Recherche de l'axe neutre, cas d'une section évidée.

b) *Cas d'une section rectangulaire évidée.* — La section évidée est représentée sur la figure 199, où les notations sont identiques à celles de la figure 198, et où l'on désigne par ε l'épaisseur du béton de part et d'autre de l'évidement. Nous supposons, en outre, que la distance Y de l'axe neutre

à l'arête comprimée du béton est supérieure à l'épaisseur ε .

La *section fictive* Ω a pour valeur, en ne prenant encore en considération que la partie comprimée du béton,

$$(1) \quad \Omega = b \varepsilon + 2 m \omega.$$

La distance Y du centre de gravité de la section fictive à l'arête comprimée se déduit, dans ce cas, de l'expression

$$(2) \quad Y(b\varepsilon + 2m\omega) = \frac{b\varepsilon^2}{2} + m\omega a ;$$

d'où

$$(2 \text{ bis}) \quad Y = \frac{1}{2} \frac{b\varepsilon^2 + 2m\omega a}{b\varepsilon + 2m\omega} .$$

Enfin, le *moment d'inertie* I de la section fictive par rapport à l'axe neutre fictif s'obtient encore en calculant successivement I_b et mI_a .

On a, en intégrant l'expression de I_b entre les limites $Y-\varepsilon$ et Y ,

$$(3) \quad I_b = \frac{b}{3} [Y^3 - (Y-\varepsilon)^3] .$$

Le moment d'inertie des sections d'armature étant le même que dans le cas précédent, on a, en définitive,

$$(4) \quad I = \frac{b}{3} [Y^3 - (Y-\varepsilon)^3] + m\omega(Y-d)^2 + m\omega(a'-Y)^2 .$$

Le calcul se termine comme au cas précédent. Si la distance Y était inférieure à ε , on retomberait dans le cas *a*) traité plus haut.

Pour savoir quel est le cas qu'on doit considérer, il suffit de calculer Y par la formule (2 bis) ci-dessus ; si Y est inférieur à ε , on applique les formules du cas *a*) ; si Y est supérieur à ε , on applique les formules du cas *b*) ; enfin, si Y est égal à ε , on applique les formules de l'un ou l'autre des deux cas, qui deviennent alors identiques.

Remarque. — Les formules ci-dessus sont souvent données sous d'autres formes équivalentes, obtenues en introduisant dans l'expression du moment d'inertie fictif I celle de la distance Y de l'axe d'inertie. C'est ainsi que la Circulaire Ministérielle donne pour le cas *b*) l'expression suivante de I ,

$$I = \frac{bY^3}{6} + m\omega(aY - a'^2 - d^2) .$$

Pour le cas *a*), on obtient l'expression symétrique suivante de I ,

$$I = b z^2 \left(\frac{Y}{2} - \frac{\varepsilon}{3} \right) + m \omega (a Y^2 - a' - d^2).$$

A notre avis, il est préférable de conserver les formules que nous avons données, qui se vérifient immédiatement, puisqu'elles traduisent sans transformations le principe même du calcul.

c) *Cas de deux supports de sections pleines jumelés.* — Considérons, enfin, le cas de deux poteaux jumelés identiques, dont la section supposée pleine est représentée sur la figure 200. La sec-

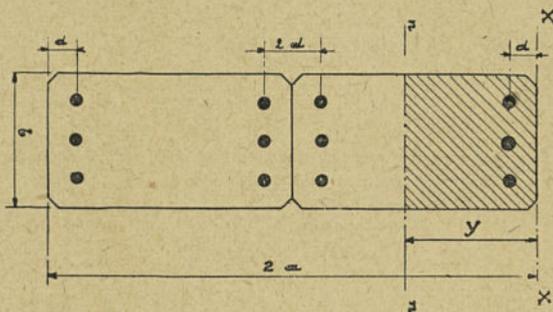


Fig. 200. — Recherche de l'axe neutre, cas de poteaux jumelés.

tion totale des fers étant égale à 4ω , la *section fictive* Ω a pour expression

$$(1) \quad \Omega = b Y + 4 m \omega.$$

La distance Y du *centre de gravité* de la section fictive à l'arête comprimée se déduit de l'expression suivante,

$$(2) \quad \Omega Y = \frac{b}{2} Y^2 + 4 m \omega a.$$

Enfin, le *moment d'inertie* I de la section fictive par rapport à l'axe neutre fictif s'obtient en calculant séparément les moments d'inertie I_b du béton comprimé et $m I_a$ des aciers ; on a ainsi :

$$(3) I = \frac{b Y^3}{3} + m \omega (Y - d)^2 + m \omega (a' - Y)^2 + m \omega (a'' - Y)^2 + m \omega (a''' - Y)^2$$

avec

$$a' = a - d ; a'' = a + d ; a''' = 2a - d.$$

Le calcul d'un poteau contrefiché s'établirait d'une façon analogue.

8. Exemple de calcul de la section d'un poteau en ciment moulé.

— Considérons un support ayant les caractéristiques suivantes :

Hauteur totale, 12 mètres.

Hauteur hors sol, 10 mètres.

Dimensions à la base, $a=23$ cm, $b=15$ cm².

Effort utile au sommet, 100 kg.

Effort dû au vent sur le poteau reporté au sommet, 70 kg.

Section des armatures $\omega=5,15$ cm².

Distance $d=2,5$ cm².

Rapport $m=8$.

Le béton employé étant dosé à 350 kg. de ciment fondu par m³ de sable et de gravier, sa contrainte de rupture est supérieure à 360 kg : cm².

L'acier est du type demi-dur dont la contrainte de rupture est comprise entre 55 et 65 kg. : mm².

En appliquant les formules pour la section d'encastrement pleine, on a successivement :

$$Y = -2 \frac{m\omega}{b} + \sqrt{4 \frac{m^2\omega^2}{b^2} + \frac{2m\omega a}{b}},$$

$$m=8, \quad \omega=5,15 \text{ cm}^2, \quad b=15 \text{ cm.}, \quad a=23 \text{ cm.},$$

d'où

$$Y=7 \text{ cm.},$$

$$I=10150 \text{ cm}^4,$$

$$M=(100+70) 10=1700 \text{ mkg.},$$

$$\mathcal{R}_b = \frac{M}{I} Y = \frac{170000}{10150} \times 7 = 117 \text{ kg : cm}^2,$$

$$\mathcal{R}_a = m \frac{M}{I} (Y-d) = 8 \frac{170000}{10150} \times 4,5 = 600 \text{ kg : cm}^2,$$

$$\mathcal{R}'_a = \frac{M}{I} (a'-Y) = 8 \frac{170000}{10150} \times 13,5 = 1800 \text{ kg : cm}^2.$$

Coefficient de sécurité du béton comprimé, $\frac{360}{117} = 3,1$.

Coefficient de sécurité des armatures tendues, $\frac{55}{18} = 3,05$.

En pratique, on cherche à se rapprocher d'un solide d'égale résistance, et, dans ce but, on calcule le poteau par sections successives. Nous allons donner un exemple complet de calcul d'après ce principe.

9. Calcul complet d'un poteau en ciment armé. — *a) Caractéristiques du poteau.* — Le poteau dont on se propose de vérifier les conditions de travail a les caractéristiques suivantes :

Effort utile en tête : 300 kg.

Coefficient de sécurité : 3

Hauteur totale : 12 m.

Profondeur d'implantation :

$$\frac{12}{10} + 0,60 = 1,80 \text{ m.}$$

Composition du béton par m³ : 400 kg. de super-ciment, 400 l. de sable, 800 de l. gravier.

La partie hors sol du poteau est divisée en 3 sections qui diffèrent par la composition des aciers.

La section I s'arrête à 1,50 m. du sommet.

La section II s'arrête à 4,40 m. du sommet.

La section III s'arrête au niveau du sol, c'est-à-dire à 10,20 m. du sommet.

b) Calcul des moments fléchissants. — Le moment fléchissant à la base de chaque section est la somme du moment fléchissant dû à l'effort utile appliqué en tête et à l'effort du vent sur le poteau appliqué à son centre de gravité.

SECTION I, à 1,50 m. du sommet,

$$M = 300 \times 1,50 + 120 \frac{0,12 + 0,146}{2} \times 1,50 \times 0,72 = 466 \text{ mkg.}$$

SECTION II, à 4,40 m. du sommet,

$$M = 300 \times 4,40 + 120 \frac{0,12 + 0,195}{2} \times 4,40 \times 2,02 = 1488 \text{ mkg.}$$

SECTION III, à 10,20 m. du sommet,

$$M = 300 \times 10,20 + 120 \frac{0,12 + 0,293}{2} \times 10,20 \times 4,38 = 4167 \text{ mkg.}$$

c) Composition de l'armature.

SECTIONS	ARMATURE	SECTION TOTALE
I	4 barres de 12 mm. de diamètre	226 mm ²
II	8 barres de 12 mm. de diamètre	452 mm ²
III	12 barres de 12 mm. de diamètre 2 barres de 8 mm. de diamètre	728 mm ²

d) Calcul de vérification.

SECTION I :

Section des barres $\omega = 2,26 \text{ cm}^2$.Distance de l'axe des armatures au bord $d = 2,6 \text{ cm}$.Hauteur de la section $a = 20 \text{ cm}$.Largeur de la section $b = 14,6 \text{ cm}$.Rapport des modules $m = 15$.La section étant pleine, la formule à appliquer pour déterminer la distance Y de l'axe neutre donne

$$Y = \frac{-2 \times 15 \times 2,26 + \sqrt{(2 \times 15 \times 2,26)^2 + 2 \times 15 \times 2,26 \times 14,6 \times 20}}{14,6}$$

$$= 6 \text{ cm.}$$

Module d'inertie de la section fictive,

$$I = \frac{14,6 \times 6^3}{3} + 15 \times 2,26 (6 - 2,6)^2 + 15 \times 2,26 (20 - 2,6 - 6)^2$$

$$= 5899 \text{ cm}^4.$$

Contrainte maximum du béton,

$$\mathcal{R}_b = \frac{46600}{5899} \times 7 = 47 \text{ kg} : \text{cm}^2.$$

Contrainte maximum des aciers tendus,

$$\mathcal{R}'_a = 15 \frac{46600}{5899} (17,4 - 6) = 1350 \text{ kg} : \text{cm}^2.$$

SECTION II.

Section des barres $\omega = 4,52 \text{ cm}^2$.Distance de l'axe des armatures au bord $d = 2,6 \text{ cm}$.Hauteur de la section $a = 29,6$.Largeur de la section $b = 19,5$.La section est évidée, et l'épaisseur du béton est $\varepsilon = 7 \text{ cm}$.

Distance de l'axe neutre à la face comprimée,

$$Y = \frac{119,5 \times 7^2 + 2 \times 15 \times 4,52 \times 29,6}{19,5 \times 7 + 2 \times 15 \times 4,52} = 9,13 \text{ cm.}$$

Module d'inertie de la section fictive,

$$I = \frac{19,5}{3} [9,13^2 - (9,13 - 7)^2] + 15 \times 4,52 (9,13 - 2,6)^2$$

$$+ 15 \times 4,52 (29,6 - 2,6 - 7)^2 = 29431 \text{ cm}^4.$$

Contrainte maximum du béton,

$$\mathcal{R}_b = \frac{148800}{29431} \times 9,13 = 46 \text{ kg} : \text{cm}^2.$$

Contrainte maximum des aciers tendus,

$$\mathcal{R}'_a = 15 \frac{148800}{29431} (27 - 9,13) = 1355 \text{ kg} : \text{cm}^2.$$

SECTION III.

Section des barres $\omega = 7,28 \text{ cm}^2$.

Distance de l'axe des armatures au bord $d = 2,8 \text{ cm}$.

Hauteur de la section $a = 48,8 \text{ cm}$.

Largeur de la section $b = 29,3 \text{ cm}$.

La section étant pleine, on a pour la distance Y ,

$$Y = \frac{-2 \times 15 \times 7,28 + \sqrt{(2 \times 15 \times 7,28)^2 + 2 \times 15 \times 7,28 \times 29,3 \times 48,8}}{29,3}$$

$$= 13,02 \text{ cm.},$$

et pour le moment d'inertie I ,

$$I = \frac{29,3 \times 13,02^3}{3} + 15 \times 7,28 (13,02 - 2,8)^2 + 15 \times 7,28 (48,8 - 2,8 - 13,02)^2$$

$$= 151.762 \text{ cm}^4.$$

Contrainte maximum du béton,

$$\sigma_b = \frac{416700}{151.762} \times 13,02 = 36 \text{ kg : cm}^2.$$

Contrainte maximum des aciers tendus,

$$\sigma'_a = 15 \frac{416700}{151.762} (46 - 13,02) = 1358 \text{ kg : cm}^2.$$

10. Calcul graphique des poteaux en ciment. Application à un poteau centrifugé de section circulaire. — Dans le cas où la section du ciment ou la répartition des aciers ne permettent pas un calcul algébrique facile de la position de l'axe neutre fictif et du moment d'inertie de la section fictive, on peut effectuer ce calcul graphiquement, en utilisant les propriétés du polygone des forces et du polygone funiculaire que nous ne faisons que résumer ici.

Supposons, par exemple, que l'on ait à déterminer le centre de gravité et le moment d'inertie d'une section dont la forme soit celle de la figure 201. Cette section étant symétrique par rapport à l'axe yy , le centre de gravité doit déjà se trouver sur cet axe. Décomposons la surface en trois rectangles, dont les surfaces ont leurs centres de gravité G_1 , G_2 et G_3 en leurs points milieux. Les forces correspondant à ces surfaces élémentaires peuvent être portées à la suite les unes des autres en $A_1 A_2$, $A_2 A_3$ et $A_3 A_4$. Si nous choisissons un pôle O et si nous menons les droites $A_1 k_2$, $k_2 k_3$, $k_3 k_4$ respectivement parallèles à $2'$, $3'$, $4'$ du polygone des

forces, le point d'intersection Q des droites $1'$ et $k_3 k_4$ du polygone funiculaire est un point de l'axe vertical passant par le centre de gravité G cherché et qui se trouve en même temps sur l'axe yy .

La valeur du moment d'inertie I par rapport à l'axe neutre GQ est donné par le produit

$$I = 2 b S'$$

en désignant par S' la surface du polygone funiculaire par b la distance du pôle O à l'axe $A_1 A_4$ du polygone des forces.

Si l'on prenait pour b la valeur $\frac{A_1 A_4}{2}$ égale à $\frac{S}{2}$, le moment d'inertie aurait pour expression simplifiée

$$I = SS',$$

de sorte que le rayon de giration de la surface serait simplement égal à $\sqrt{S'}$.

Dans les applications, on remplace les longueurs $A_1 A_2, A_2 A_3, A_3 A_4$ qui doivent représenter des surfaces par des longueurs proportionnelles, le facteur de proportionnalité ayant les dimensions d'une longueur, c'est-à-dire que l'on porte des segments

$$A_1 A_2 = \frac{S_1}{a}; A_2 A_3 = \frac{S_2}{a}; A_3 A_4 = \frac{S_3}{a},$$

a étant le coefficient de réduction.

Si les unités choisies sont le centimètre, la surface S' sera alors exprimée en cm^2 , et le moment d'inertie en cm^4 aura pour expression $I = 2 a b S'$.

Conformément au principe général du calcul des constructions en béton armé, la section des armatures doit être multipliée par le rapport m des coefficients d'Young.

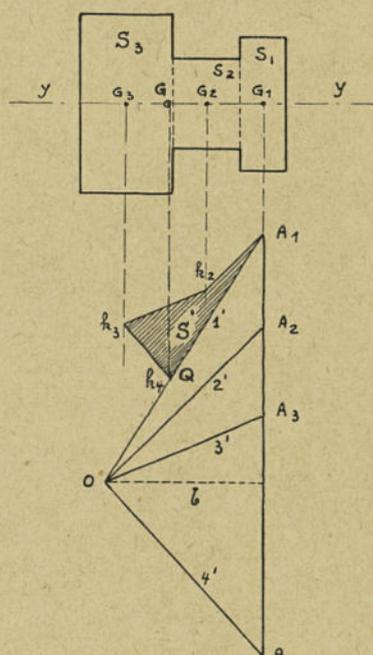


Fig. 201. — Recherche de l'axe neutre, procédé graphique.

L'ordre du report le long de A_1, A_2, \dots des longueurs proportionnelles aux sections est évidemment indifférent, de sorte que l'on peut reporter successivement les longueurs représentant les sections des fers, puis celles qui représentent la partie comprimée du béton.

Ces constructions graphiques ont été appliquées au poteau en ciment

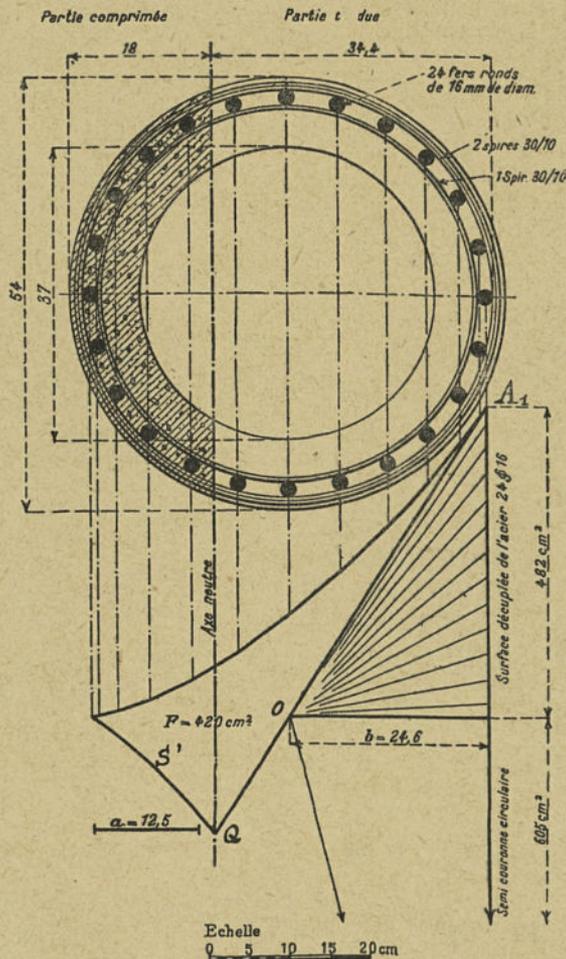


Fig. 202. — Section d'un poteau centrifugé, épure pour son calcul graphique.

centrifugé de section circulaire dont la section au niveau du sol est représentée sur la figure 202.

Ce poteau qui est du type S. C. A. C. a les caractéristiques suivantes (1) :

Hauteur totale	20 mètres
Hauteur hors sol	18 mètres
Diamètre à la base	0,57 cm.
Diamètre au sommet	0,31 cm.
Effort au sommet.	1.100 kg.
Moment à la section d'encastrement	16.400 mkg.

Le béton centrifugé employé au dosage de 1 : 3 en poids permet d'atteindre une charge de rupture de 450 kg : cm².

On a adopté pour ce type de poteau de l'acier dur Martin présentant une contrainte de rupture égale à 80-90 kg : mm², une contrainte limite d'élasticité de 65 kg : mm² et un allongement mesuré sur dix diamètres de 12 à 18 pour 100.

L'épure correspondante est représentée sur la même figure. La partie du polygone funiculaire correspondant à la section des fers a été établie conformément aux principes ci-dessus, en prenant pour m la valeur 10 ; la partie correspondant à la section comprimée du béton a été déterminée en la décomposant en surfaces élémentaires à partir du bord gauche le plus comprimé. L'axe neutre de la section fictive passe par l'intersection Q de la droite A₁O et de la partie du polygone tracée pour le béton.

Les 24 fers ronds de 16 mm. ont une surface fictive totale décuple de la section réelle et égale à 482 cm².

Base de réduction des longueurs pour les surfaces, $a = 12,5$ cm.

Distance du pôle du polygone des forces $b = 24,6$ cm.

Surface S' du polygone funiculaire $S' = 420$ cm².

Moment d'inertie I de la section fictive

$$I = 2 a b S' = 2 \times 12,5 \times 24,6 \times 420 = 260.000 \text{ cm}^4.$$

Contrainte maximum \mathcal{R}'_a dans l'acier tendu

$$\mathcal{R}'_a = 10 \frac{1.640.000}{260.000} 34,4 = 2170 \text{ kg : cm}^2, \text{ soit } 21,7 \text{ kg. : mm}^2.$$

Coefficient de sécurité correspondant

$$\frac{85}{21,7} = 3,9.$$

Contrainte maximum \mathcal{R}_b dans le béton comprimé,

$$\mathcal{R}_b = \frac{1.640.000}{260.000} 18 = 114 \text{ kg : cm}^2.$$

(1) C. MONTAGNI. La première ligne d'Europe à 240.000 volts sur pylônes en ciment armé centrifugé. Conférence internationale des Grands Réseaux Électriques 1927.

Coefficient de sécurité correspondant

$$450 : 114 = 3,9.$$

11. Conditions d'essais des poteaux en béton armé. — Il est utile de procéder à des essais afin de vérifier la bonne exécution des poteaux en béton armé. Ces essais doivent tenir compte des propriétés spéciales d'un ensemble hétérogène composé de deux matériaux se comportant dans des conditions différentes dès que l'on dépasse, pour les efforts, la limite d'élasticité de l'un de ces matériaux.

La déformation permanente qui apparaît quand la contrainte dépasse la valeur limite élastique n'apparaît pas en même temps pour le béton et pour le fer. Pour l'acier, la limite élastique est voisine de la valeur $\frac{1}{\sqrt{3}}$ de la contrainte de rupture c'est-à-dire que, pour le coefficient de sécurité 3, la limite élastique des fers est atteinte pour une charge égale à $\sqrt{3}$ fois la charge normale.

Sous un effort même inférieur à la charge normale, le béton se fissure ; cet effort, variable d'ailleurs avec le pourcentage des fers, est voisin de la moitié de la charge normale. Théoriquement il devrait être voisin de 0,20 de la charge normale, mais l'apparition des fissures est retardée par l'adhérence de l'acier au béton, adhérence qui est détruite quand on approche de la limite élastique.

Il résulte de ces observations que l'on doit adopter une méthode d'essai qui renseigne sur la qualité du poteau sans la détruire ; il faut donc envisager deux catégories d'essais :

- a) les essais de types ; b) les essais de réception.

Ces essais sont basés sur la mesure des flèches.

a) *Essai de type.* — On choisit un poteau de chaque type, préalablement ausculté au marteau et on l'essaie jusqu'à une charge égale à $\sqrt{3}$ fois la charge normale, après un premier essai à la charge normale destiné à assurer le tassement du massif.

On peut remarquer que cet essai est susceptible de décoller le béton de l'armature et de détruire les qualités du poteau essayé.

Durant l'essai on relèvera les flèches d'après la méthode que nous indiquons plus loin.

b) *Essai de réception.* — Cet essai pourra être réalisé sur un

Vue en plan du poteau pendant l'essai

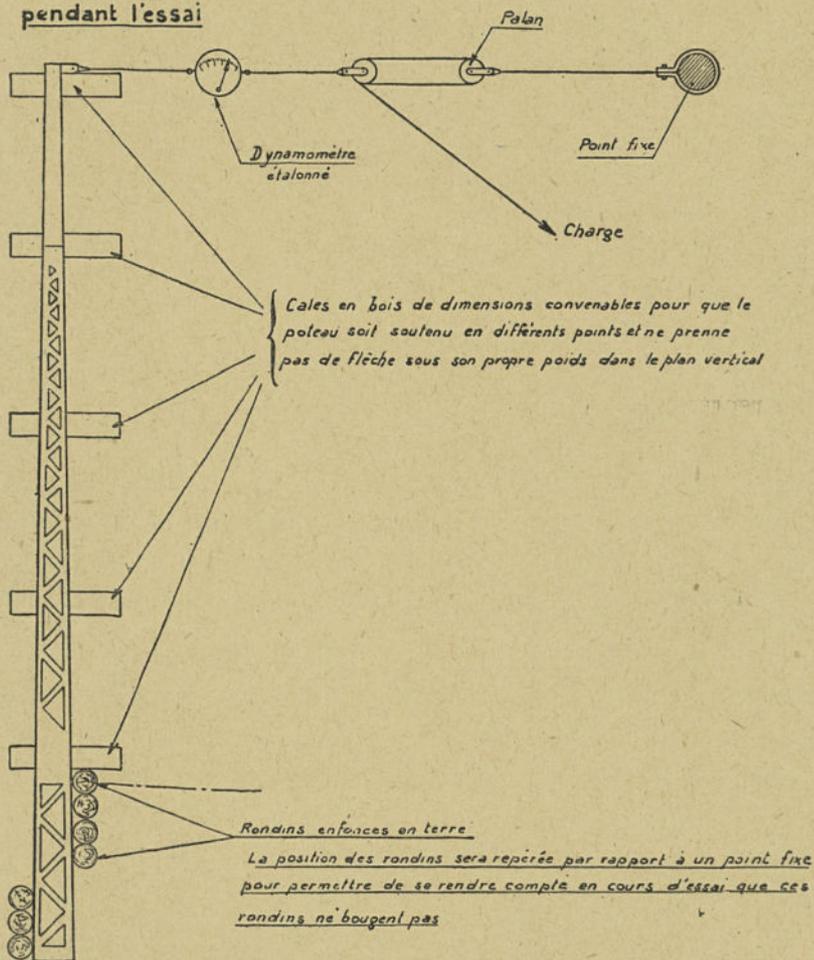


Fig. 203. — Essai des poteaux en béton armé.

certain nombre de poteaux, par exemple sur 2 pour 100 de la fourniture.

Dans les essais, on ne doit pas dépasser la charge normale de

plus de 10 pour 100 si l'on veut conserver leurs qualités aux poteaux essayés.

Si les flèches d'un poteau ne sont pas supérieures de plus de 10 pour 100 de celles du poteau type, le poteau est reconnu bon.

Si elles sont supérieures de plus de 10 pour 100 de celles du poteau type, on pousse l'essai à 50 pour 100 de surcharge et le poteau est reconnu bon s'il n'y a pas, après déchargement, de déformation permanente supérieure à 4 pour 100 de la déformation maximum infligée au poteau.

Méthode d'essai. — On peut essayer les poteaux sur le chantier de moulage ou les essayer après transport et mise en place définitive.

Si on les essaye sur chantier, ils sont placés horizontalement et maintenus à leur base par des pieux fichés en terre, ainsi qu'on l'a représenté sur la figure 203; la traction sera exercée au centre d'application des efforts au moyen d'un palan et d'un dynamomètre étalonné. On relève les flèches prises par l'axe des poteaux.

Si on les essaye après mise en place définitive, les essais de flèche doivent se faire après réparation des fissures qui peuvent résulter des transports et de l'implantation; la présence des fissures dans le poteau donne en effet des flèches notablement supérieures.

On ne peut comparer entre elles que les courbes de flèches à charges croissantes, la courbe correspondante à charge décroissante donne généralement des flèches plus élevées de 10 pour 100 environ.

Pour se rapprocher des conditions réelles, les efforts calculés ne doivent pas être appliqués exactement au sommet mais au centre d'application des efforts réels; sauf stipulation contraire, on les appliquera par exemple aux $9/10$ de la hauteur hors sol du support.

La traction sur le poteau doit être horizontale ou faire avec l'horizon un angle faible dont la tangente trigonométrique doit être inférieure à 0,2. Il est recommandé de mesurer cette traction par un dynamomètre taré et de l'accroître d'une façon continue par

treuil ou moufle, de préférence à l'accroissement par saccades dû aux poids ou aux palans à chaîne. Le point d'ancrage du câble de traction doit être bien fixe pour permettre une lecture convenable du dynamomètre. La lecture des efforts se fait pendant de petits arrêts dans la traction, en même temps qu'on mesure la flèche correspondante. C'est le lecteur du dynamomètre qui prévient le lecteur de la flèche du moment de la lecture.

La meilleure méthode pour relever les flèches est de les lire à la lunette sur une règle graduée fixée au sommet du poteau. La lunette doit être placée perpendiculairement à la direction des flèches et à une distance d'au moins 2 fois la hauteur du poteau.

CHAPITRE IX

FERRURES ET ARMEMENTS

1. Généralités. — Les *ferrures* de fixation des isolateurs sur les supports sont toujours en fer ; elles sont constituées soit par des tiges rondes droites ou courbes à l'extrémité desquelles vient se fixer l'isolateur quand celui-ci est rigide, soit par des anneaux ou par des pièces spéciales quand l'isolateur est du type à suspension.

Quand l'écartement des conducteurs entre eux ou par rapport au support ne peut être obtenu par les ferrures elles-mêmes, on a recours à des pièces métalliques en forme de bras, appelées *armements*.

Les ferrures et les armements sont généralement galvanisés soit à chaud, soit à froid et beaucoup plus rarement peints. On utilisera avantageusement, comme pour les pylônes eux-mêmes, des aciers au cuivre offrant une plus grande résistance à la corrosion.

Enfin, dans certains cas, les ferrures sont montées sur des assemblages métalliques plus ou moins complexes, scellés dans les murs des immeubles ; ces tiges, généralement tubulaires rondes ou carrées, sont désignées sous le nom de *ferrures murales*.

Nous développerons le calcul de ces divers types de ferrures dans l'ordre suivant : ferrures murales, armements (tiges et bras).

2. Ferrures murales. — L'emploi des ferrures murales est limité aux réseaux de télécommunication et aux réseaux électriques à basse tension.

La figure 204 se rapporte à une ferrure murale dans laquelle la tige supportant les isolateurs et les fils est retenue par des pattes scellées au-dessus et au-dessous d'une partie de la nappe des conducteurs. Les cotes correspondent à une installation pour un réseau à basse tension. Suivant les cas, les pattes sont renforcées par une ou par deux jambes de force. Dans la figure 205, au contraire, la nappe des conducteurs est tout entière au-dessus des pattes de scellement ; la tige verticale est alors appelée *potelet*.

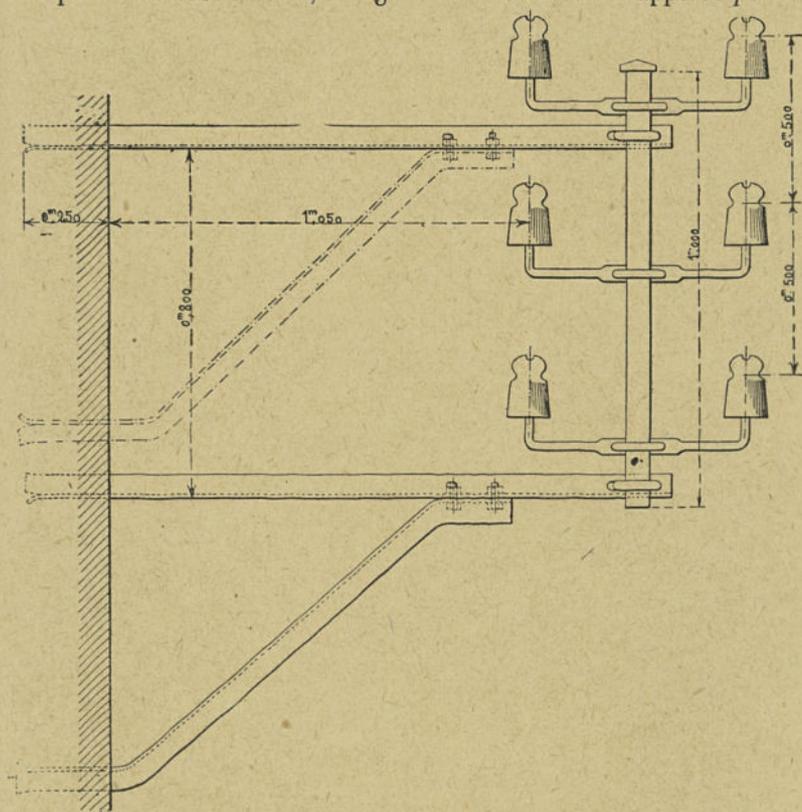


Fig. 204. — Ferrure murale à 2 pattes ; isolateurs entre les pattes.

On emploiera la disposition de la figure 204 toutes les fois que les conducteurs pourront sans danger passer au droit du mur de fixation ; dans tous les autres cas, on devra faire emploi du potelet. Suivant les cas, on peut adopter aussi les dispositions des

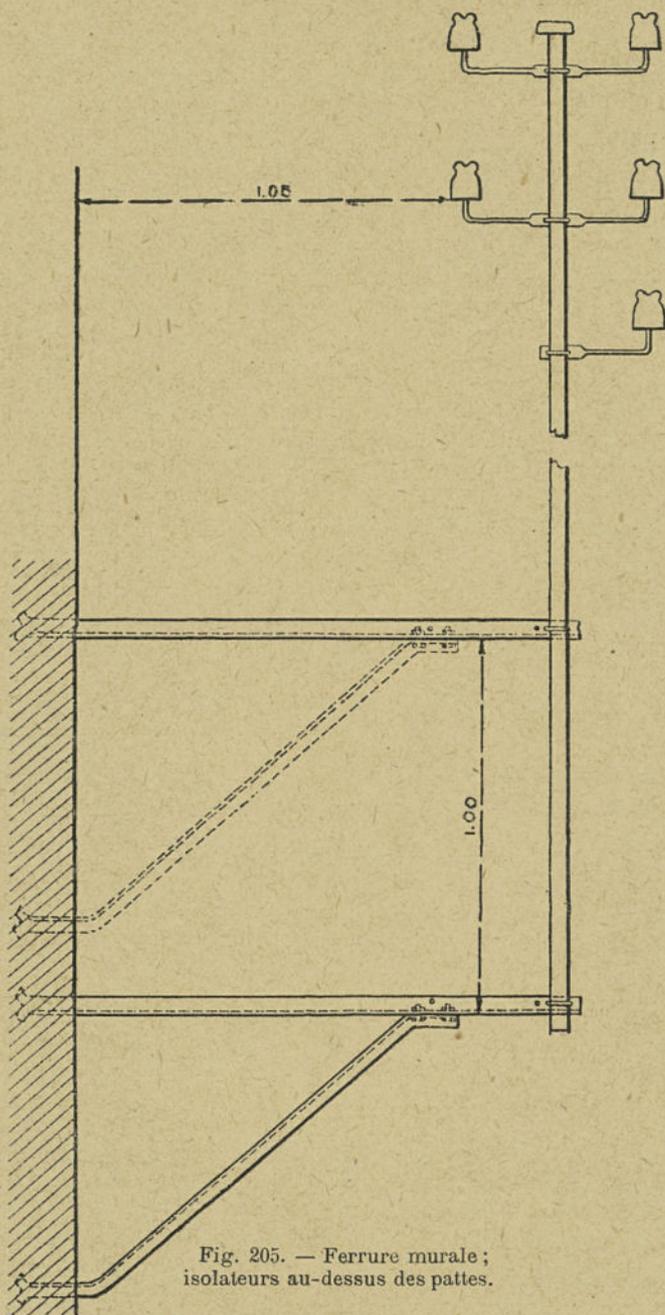


Fig. 205. — Ferrure murale ;
isolateurs au-dessus des pattes.

figures 206 ou 207. Le potelet est renforcé, si c'est nécessaire, par un ou plusieurs haubans.

Les pattes, au nombre de deux, seront simples pour les alignements, tandis que pour les angles elles seront composées chacune de deux profilés assemblés en V, l'un des profilés servant ainsi de poussart à l'autre.

Les ferrures murales en fers profilés sont généralement composées des fers à T, des cornières ou des U des types suivants :

Ferrures légères,

Montants : T de $80 \times 40 \times 5$

Pattes : L de $50 \times 50 \times 5$

Traverses : L de $50 \times 50 \times 5$.

Ferrures renforcées,

Montants : U de $80 \times 45 \times 5$

Pattes : U de $80 \times 45 \times 5$

Traverses : U de $53 \times 38 \times 5$.

Les ferrures d'angles sont renforcées par haubans poussarts ou des jambes de forces ; elles sont, en outre, fixées au bâtiment par des pattes assemblées en V, ainsi que nous l'avons dit. Les potelets sont exécutés soit en tubes ronds ou carrés soit en profilés, en U simples ou doubles. On trouve dans le commerce des tubes ronds de second choix, rebutés pour défaut de résistance aux pressions élevées (15 atmosphères, par exemple), qui conviennent très bien. Les ferrures pouvant être posées par simple serrage, ces tubes n'ont à subir aucune préparation mécanique avant leur pose. La Société de Louvroil s'est spécialisée dans la fabrication de tubes carrés dont le système de montage par brides est très rapide. Les profilés sont aussi fréquemment employés ; la disposition à deux U placés dos à dos à une certaine distance permet ainsi la fixation des ferrures par simple serrage à une hauteur quelconque.

Les branchements des particuliers se font aussi au moyen de

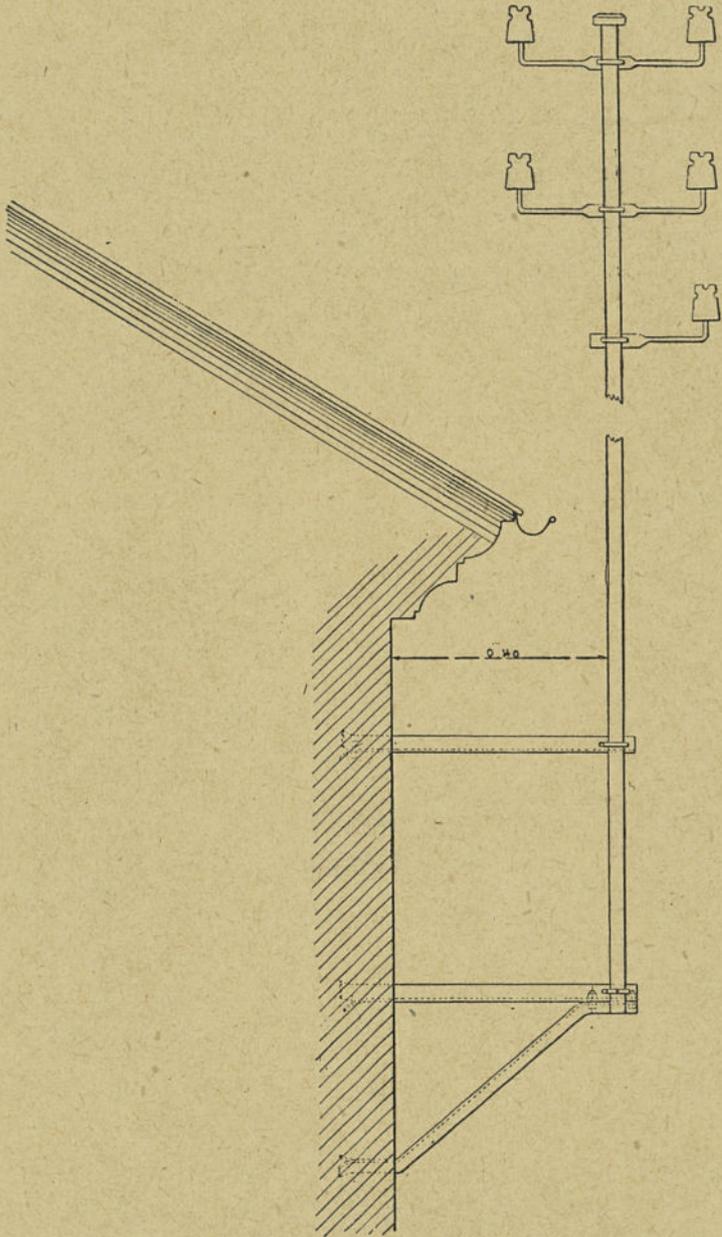


Fig. 206. — Potelet en façade.

ferrures en tubes ou en profilés placées soit verticalement, soit horizontalement ; dans certains cas, le tube sert aussi de passage aux fils isolés.

Le calcul des ferrures murales s'effectue en se basant sur les

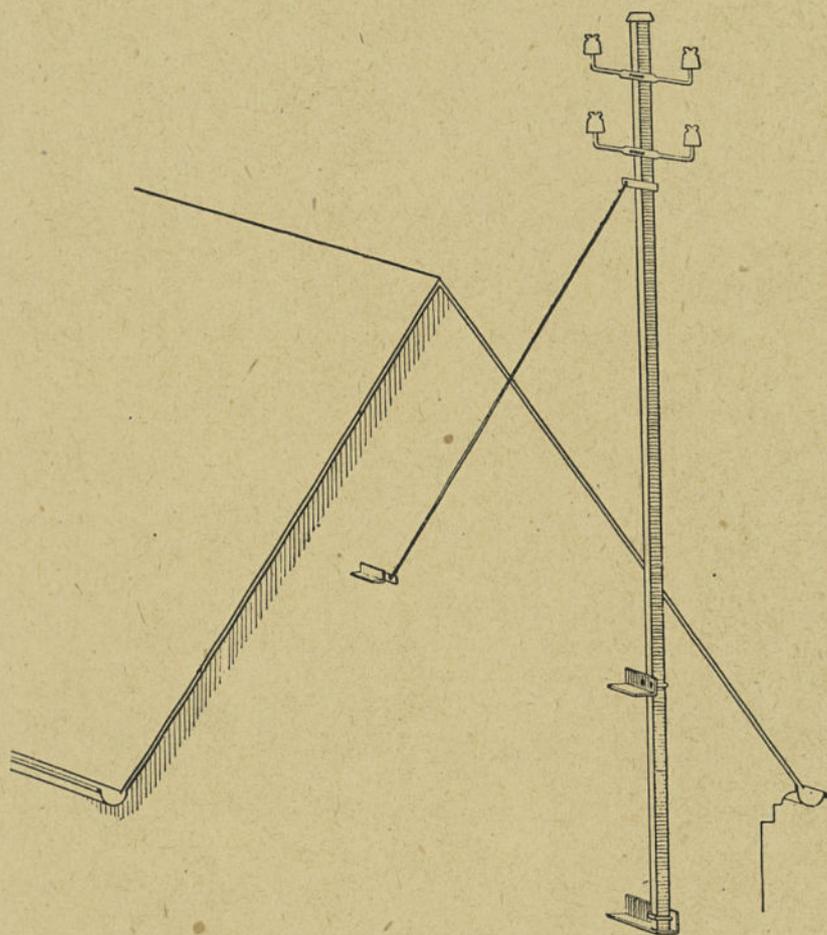


Fig. 207. — Potelet en pignon.

principes développés au sujet des supports en bois ou en fer. Ce calcul est facilité par les indications du tableau suivant qui résume les caractéristiques mécaniques des profilés utilisés habituellement pour former leurs montants.

TYPE DE MONTANT	DIMENSIONS		POIDS AU	$\frac{I}{\sqrt{V}}$
			mètre	
			kg. : m.	cm ³
T	80 × 45 × 6		5,7	3,24
U	80 × 45 × 6		6,8	26,5
tubes ronds	2', épaisseur 4,3 mm.		5,8	9,8
—	2 ¹ / ₂ '	— 4,7 —	7,7	16,5
—	3'	— 5 —	10	25
—	3 ¹ / ₂ '	— 5,3 —	11,5	35,6
—	4'	— 5,3 —	13,5	50
tubes carrés	55 mm.	5,5 mm.	8,5	16,5
—	70 —	4 —	8,25	19
—	70 —	6,5 —	13	32
—	90 —	8 —	20,5	64

Dans l'étude d'un potelet comme celui de la figure 208, on peut prendre pour bras de levier soit la hauteur h , soit la hau-

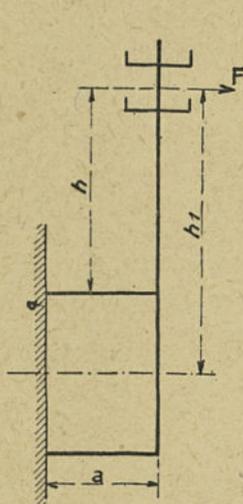


Fig. 208. — Représentation schématique d'un potelet.

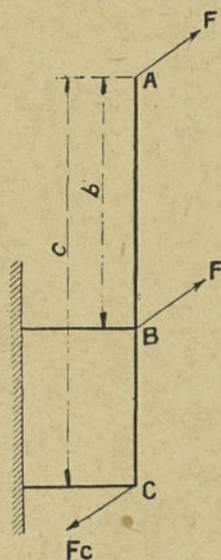


Fig. 209. — Décomposition des efforts dans une ferrure; isolateurs au-dessus des pattes.

teur h_1 ; dans le premier cas, on admet que la patte supérieure correspond à un encastrement, dans le second cas que cette patte

est un point d'appui. Il vaut mieux pour des raisons de sécurité adopter la hauteur h_1 .

Les bras de levier travaillent en alignement sous l'influence du poids P du potelet et des conducteurs qui donne un moment $a P$ de bras de levier a , et du moment $F h_1$; ce moment résultant se répartit par moitié sur chacune des deux pattes. En outre, chaque patte subit un effort d'allongement ou de compression dû à F .

Les pattes doivent aussi être calculées pour supporter les efforts susceptibles d'être appliqués parallèlement à la ligne en cas de rupture des fils. Par exemple, dans le cas de la figure 209, l'effort F produit aux points B et C des efforts respectivement égaux à F_c et à F_b et qui ont pour expressions :

$$F_b = F \frac{c}{c-b}; F_c = F \frac{b}{c-b}.$$

Dans le cas de la figure 210, on a :

$$F_b = F \frac{c}{b+c}; F_c = F \frac{b}{b+c}.$$

Sous l'action de la force F , la barre verticale BC travaille à la flexion. Si nous supposons que cette barre est simplement appuyée en B et C, la section la plus fatiguée sera au point C, d'application de l'effort résultant; le moment résultant sera égal à :

$$M = \frac{bc}{b+c} F.$$

C'est la valeur à introduire dans la formule générale de résistance :

$$\mathfrak{R} = M : \frac{I}{v}.$$

Il est facile d'étendre au calcul des haubans, des poussarts, ou des jambes de force des pattes de fixation les calculs que nous avons développés dans l'étude des poteaux de bois haubanés et contrefichés.

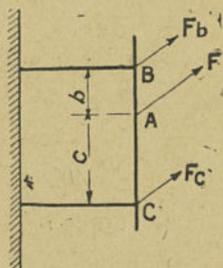


Fig. 210. — Décomposition des efforts dans une ferrure; isolateurs entre les pattes.

Le graphique de la figure 211 permet de déterminer rapidement le potelet à adopter, connaissant la hauteur h et l'effort F utile

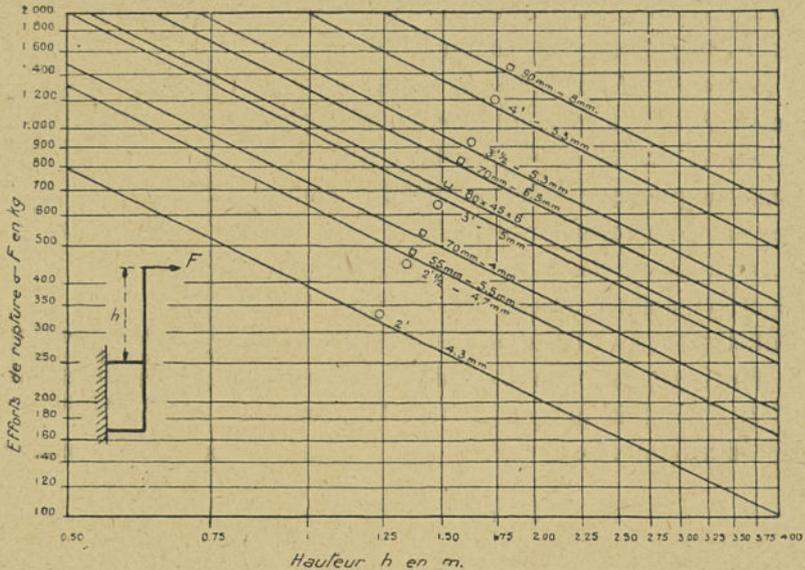


Fig. 211 — Graphique pour le calcul rapide des potelets.

auquel correspond un effort de rupture σF , en désignant par σ le coefficient de sécurité.

3. Armements pour supports en bois et en ciment armé. —

Quand l'écartement des conducteurs est peu important, on peut employer des ferrures dont l'une des extrémités est fixée au poteau et dont l'autre extrémité reçoit l'isolateur. La figure 212 donne une des dispositions souvent adoptées.

Si le nombre de conducteurs devient trop grand, il est impossible de conserver la même disposition sans utiliser des poteaux de très grande hauteur ; on adopte alors un armement en forme de herse. Les herses sont en général composées de traverses de fer cornière ou de fer U maintenues à une distance déterminée les unes des autres par des montants terminés en dessous par un V dont la pointe est fixée au poteau, ainsi qu'on l'a représenté schématiquement sur la figure 213.

Quand l'écartement des conducteurs doit être élevé, il est néces-

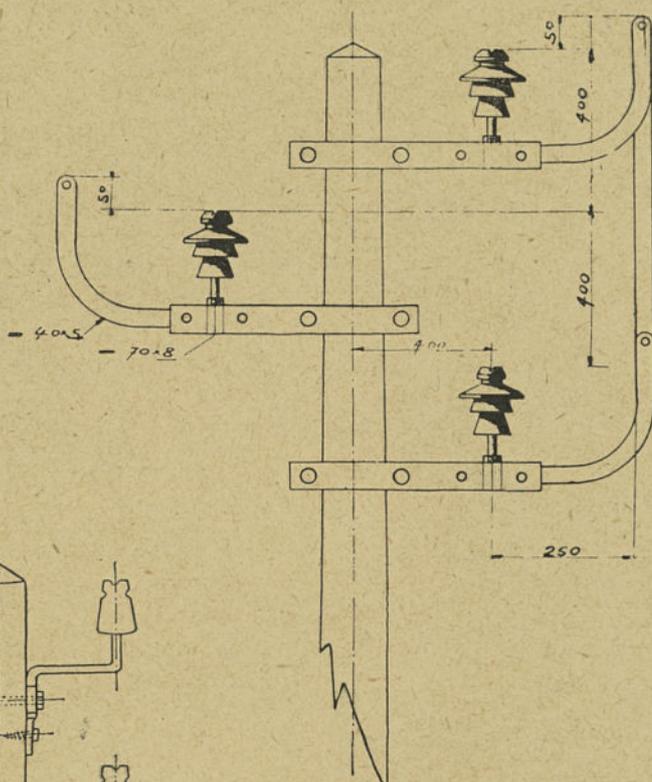


Fig. 214. — Armement pour poteaux de bois : 3 conducteurs.

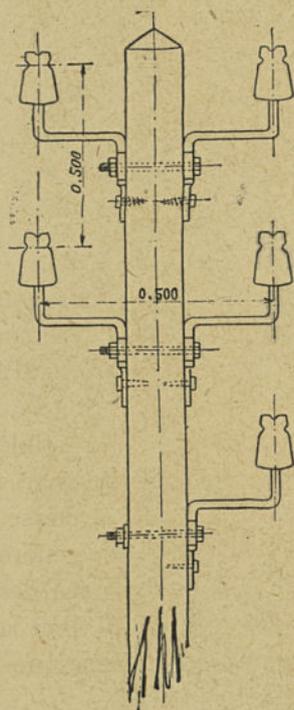


Fig. 212. — Ferrure simple fixée par boulons et tire-fonds.

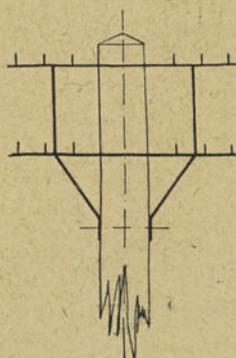


Fig. 213. — Armement en forme de herse.

saire de disposer des bras spéciaux supportant eux-mêmes les tiges sur lesquelles sont scellés les isolateurs. En général, on n'adopte ce dispositif qu'à partir de 15.000 V ; jusqu'à cette ten-

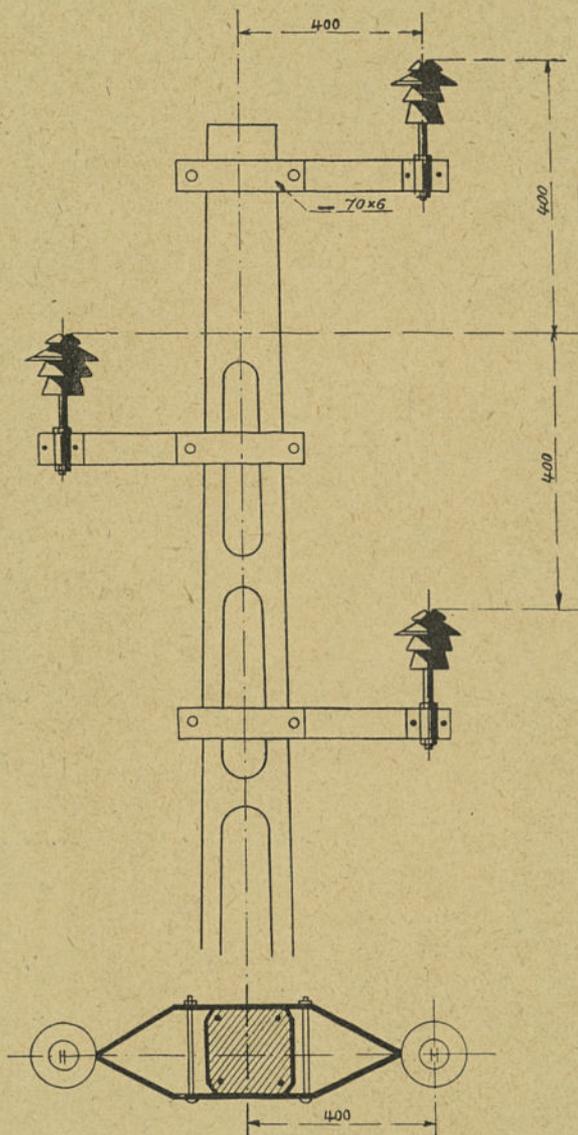


Fig .215. — Armement pour poteaux en ciment : 3 conducteurs.

sion, les dispositions analogues à celle indiquée à la figure 212 sont suffisantes pour assurer un écartement et une résistance mécanique convenables.

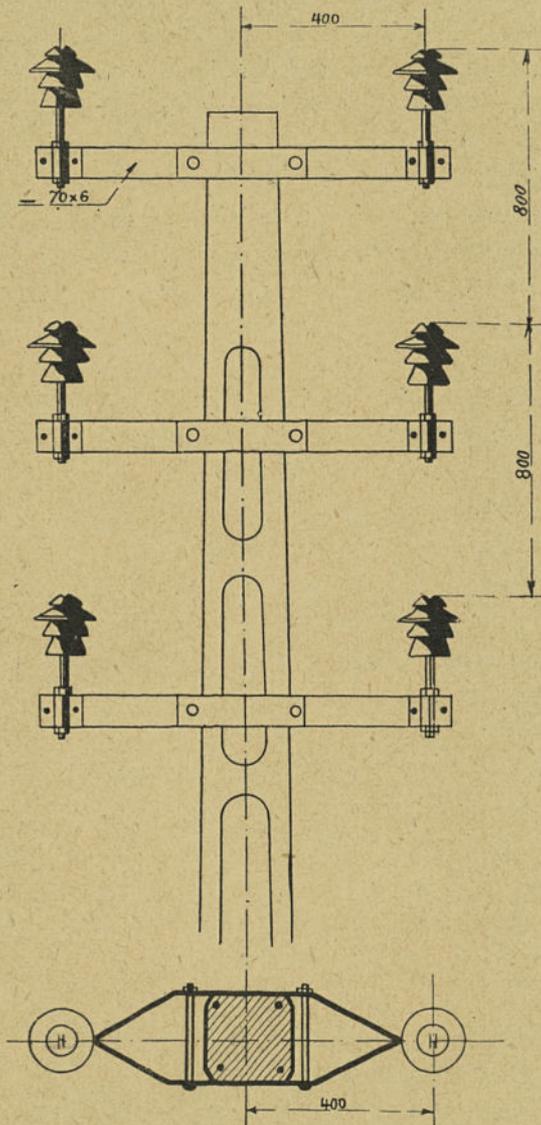


Fig. 216. — Armement pour poteaux en ciment : 6 conducteurs.

Les figures 214, 215, 216 donnent des exemples de dispositions adoptées en alignement.

Aux points spéciaux, angles ou traversées d'ouvrages divers, on doit prévoir des modifications d'armements. La Circulaire Ministérielle du 30 avril 1927 a donné un certain nombre de dispositions applicables aux traversées des lignes de chemins de fer des grands réseaux d'intérêt général, résumées sur la figure 217. Ces dispositifs qui paraissent présenter une bonne garantie au point de vue de la sécurité ont les caractéristiques suivantes :

Dispositif a : Deux isolateurs placés à la même hauteur et à côté l'un de l'autre, sur chaque support de la traversée. Le fil de ligne passe sur un des isolateurs. Un fil court est fixé à l'autre isolateur et relié au fil de ligne par deux ligatures soignées. De cette manière, le fil de ligne et son isolateur, d'une part, le fil court et le deuxième isolateur, d'autre part, travaillent en parallèle.

Dispositif b : Même dispositif, mais avec l'isolateur n° 2 placé au-dessus et non à côté de l'isolateur n° 1. Ce deuxième isolateur devrait être d'un type plus résistant et éprouvé au double de la tension des isolateurs normaux de la ligne.

Dispositif c : Avec trois isolateurs sur chaque support de la traversée. Les trois isolateurs sont placés à la même hauteur et à côté l'un de l'autre, dans le sens perpendiculaire au fil de ligne. L'isolateur du milieu supporte le fil de ligne qui est ininterrompu.

A droite, un fil court, fixé d'une part à l'isolateur de droite, d'autre part au fil de ligne par une ligature faite du côté de la traversée. A gauche, un deuxième fil court fixé de même à l'isolateur de gauche et au fil de ligne.

Dispositif d : Même dispositif, mais chaque fil court est fixé avec fil de ligne par deux ligatures, l'une du côté traversée, l'autre sur la portée contiguë, de façon à équilibrer la traction sur chaque isolateur.

Dispositif e : Trois isolateurs en triangle horizontal, le sommet du côté opposé à la traversée.

Le câble de ligne est fixé sur chaque support à deux de ces isolateurs en série. Un deuxième câble, dit câble porteur, de même

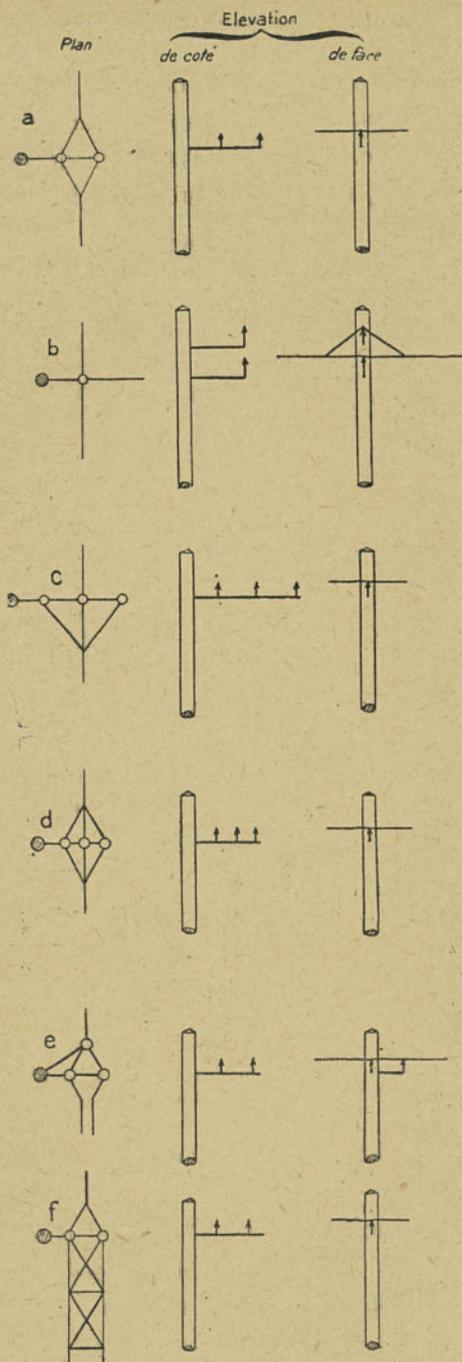


Fig. 217. — Armements spéciaux indiqués par l'Arrêté Technique.

section et de même métal que le câble de ligne, le double dans la traversée. Ce câble porteur est ligaturé au câble de ligne, juste avant le support de la traversée, s'attache à l'isolateur de ligne placé du côté opposé à la traversée, s'attache ensuite à un isolateur spécial à ce

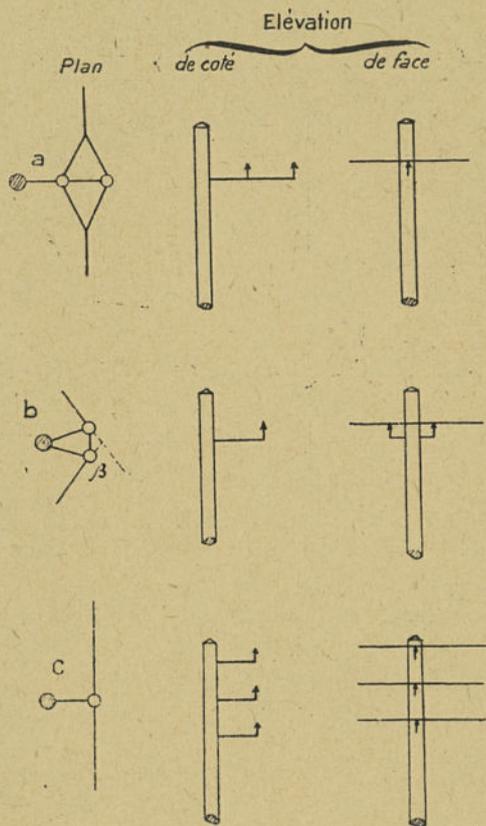


Fig. 218. — Représentation schématique des types principaux d'armements : a) armement en parallèle ; b) armement en série ; c) armement en drapeau.

câble, puis rejoint le câble de ligne auquel il est jonctionné tous les mètres.

La tension de chacun des deux câbles qui constituent la traversée est moitié de la tension du câble opposé à la traversée de manière à équilibrer les efforts sur le support.

Sur toute la longueur de la traversée, les jonctions sont de

simples ligatures en fil de bronze ; mais aux deux extrémités avant d'arriver aux supports, les deux câbles sont réunis par un joint spécial.

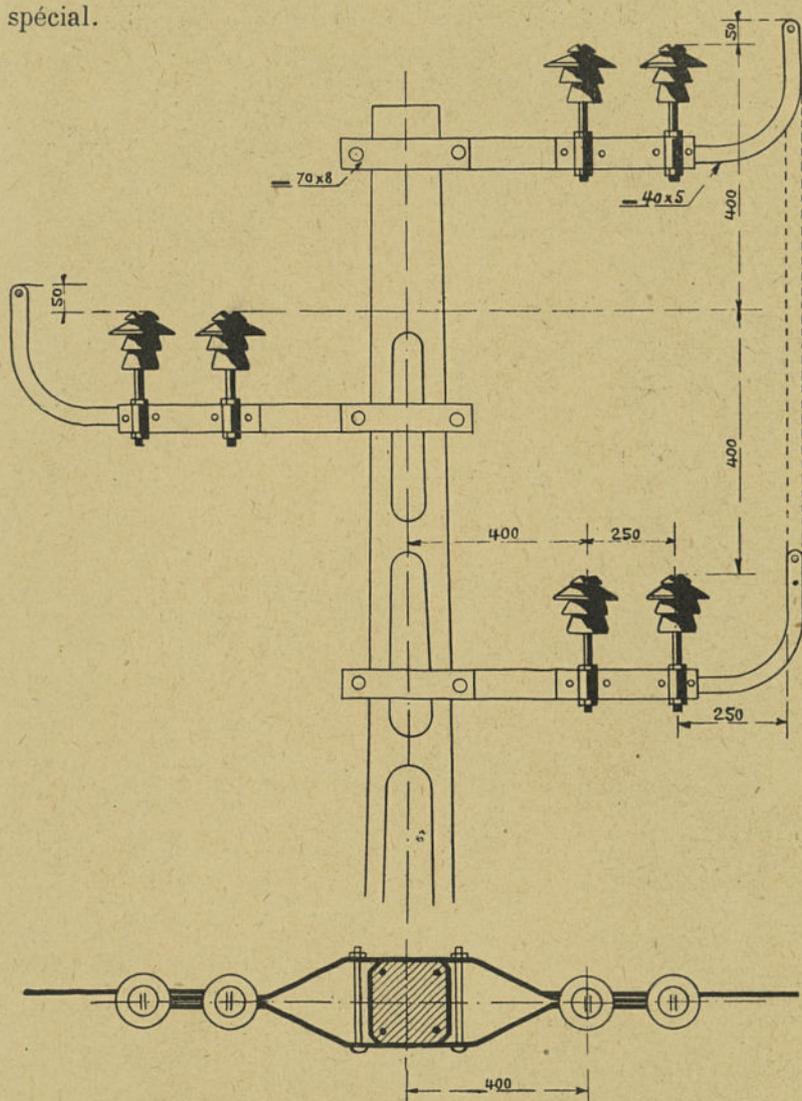


Fig. 219. — Armement en parallèle pour poteaux en ciment.

Ils sont également réunis par un joint spécial en dehors du support du côté opposé à la traversée.

Dispositif: Chaque conducteur est remplacé par un système de deux conducteurs câblés, fixés chacun sur un isolateur. Les deux conducteurs sont dans un même plan horizontal;

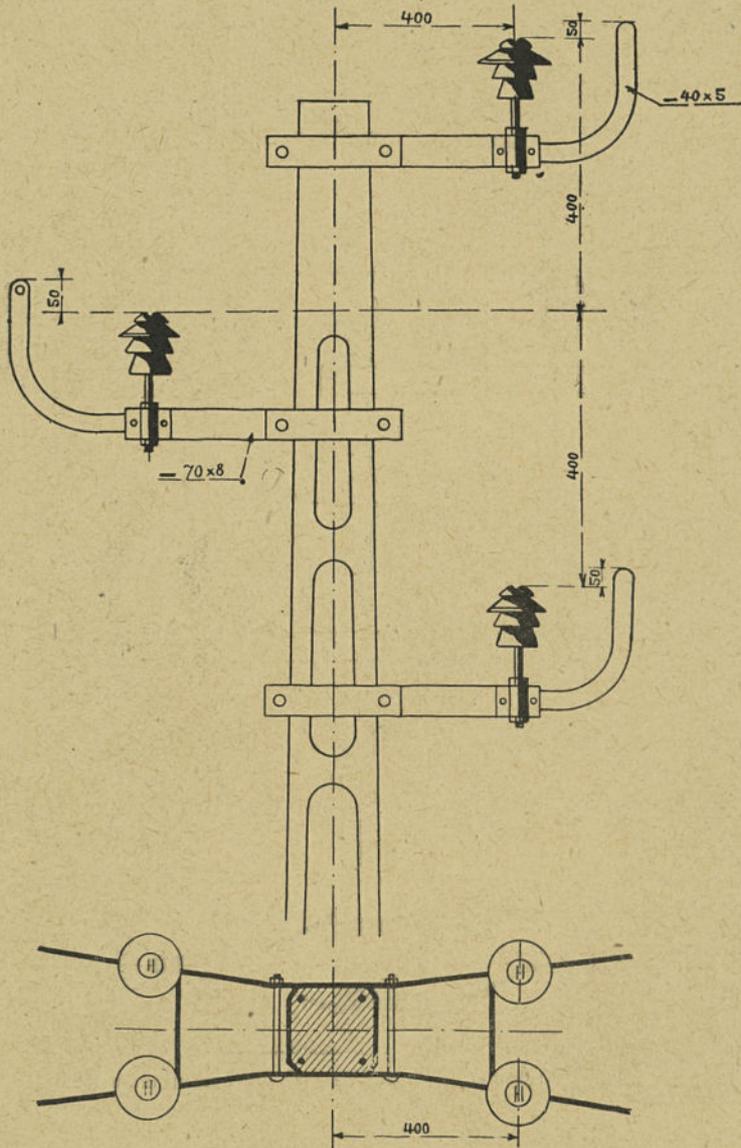


Fig. 220. — Armement en série pour poteaux en ciment.

ils sont reliés par des fils transversaux et diagonaux torsadés.
Si l'un des deux conducteurs vient à se rompre, il tombe et

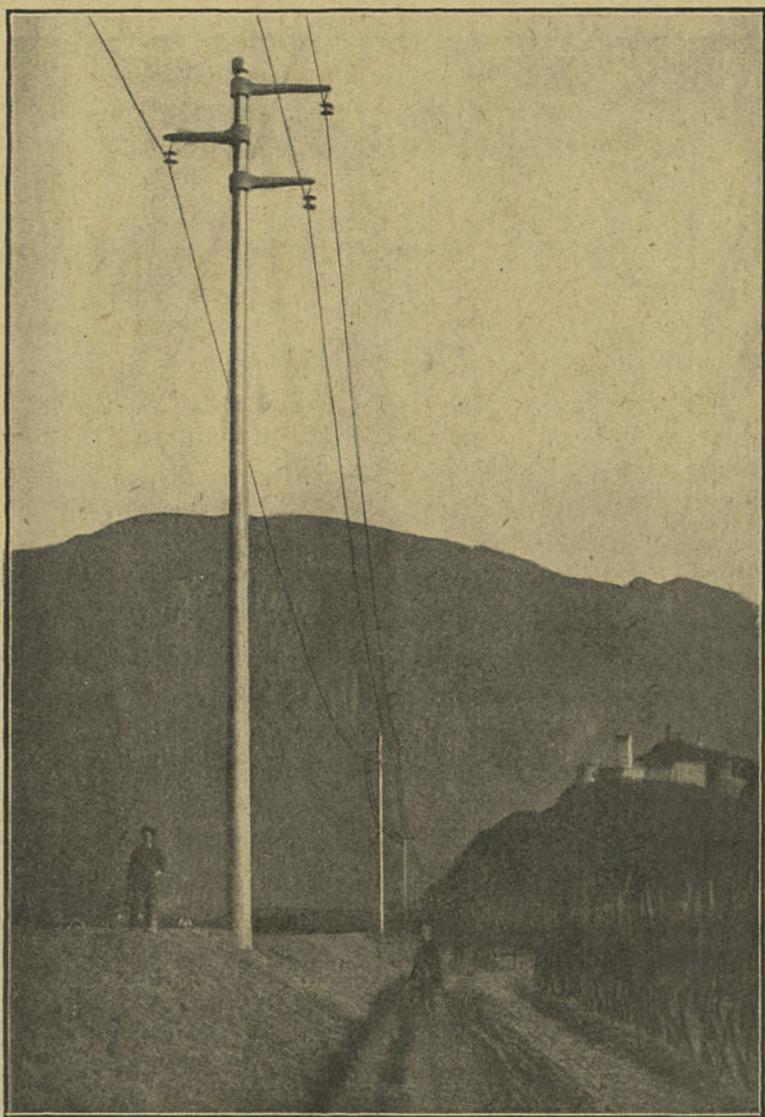


Fig. 221. — Poteau en ciment centrifugé avec bras en ciment armement en alignement.

pend dans un plan vertical, toujours retenu cependant par les fils transversaux et diagonaux. L'aspect de ceux-ci est modifié, le service de la voie s'en aperçoit et fait le nécessaire.

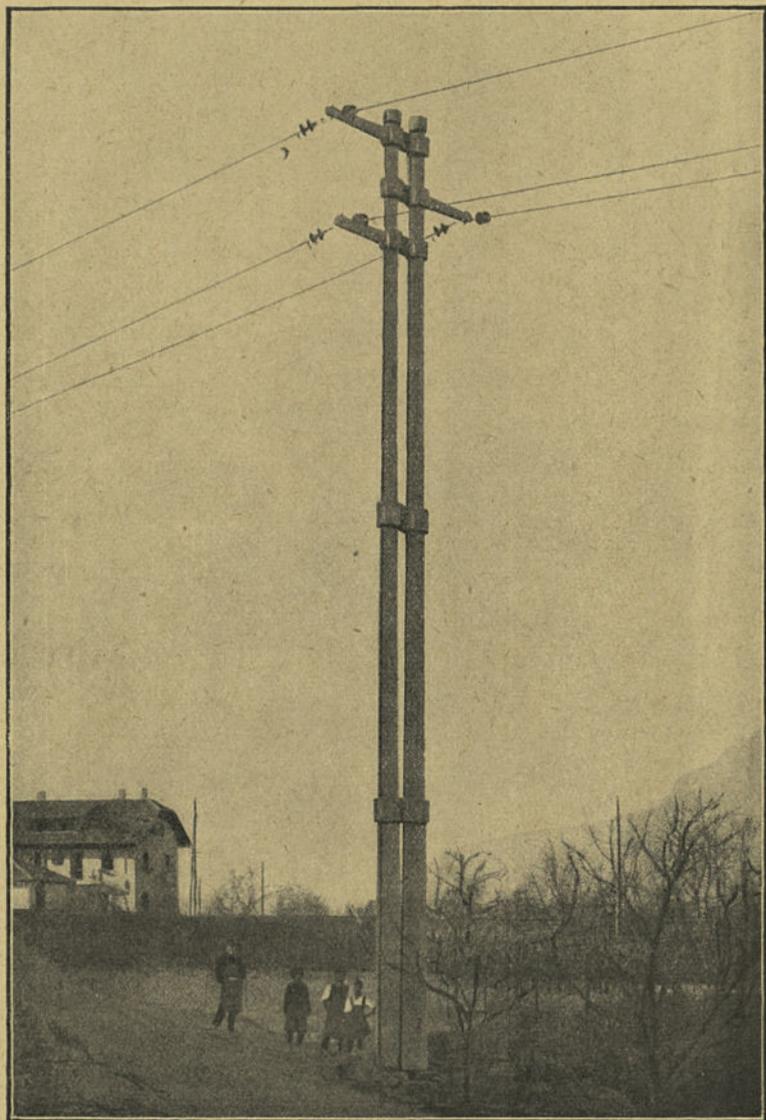


Fig. 222. — Poteau en ciment centrifugé avec bras en ciment : armement en angles.

Aux traversées de route, on adopte le dispositif a) désigné sous le nom *d'armement en parallèle*. Aux angles importants, on dispose au contraire deux isolateurs en série. Le calcul permet de déterminer à partir de quel angle on doit adopter cet *armement en série*. Enfin, en vue d'écarter la ligne d'un obstacle, il y a intérêt parfois à reporter tous les conducteurs du même côté du support ; l'armement est dit *en drapeau*. La figure 218 donne une représentation schématique de ces trois dispositions générales. Les bras des armements sont exécutés soit en fers plats, soit en fers U, soit même en fers cornières.

Les figures 219 et 220 représentent des exemples d'armements en parallèle et en série pour installation sur poteaux en ciment. Des cornes de garde arrêtent le fil dans le cas où il quitterait l'isolateur. Depuis peu, on a exécuté aussi des bras en béton armé, principalement pour l'équipement de poteaux en ciment armé. Les figures 221 et 222 donnent deux exemples de poteaux en ciment centrifugé équipés avec des bras également en béton armé.

4. Calcul des ferrures coudées. — Considérons une ferrure coudée ayant la forme générale représentée sur la figure 223. Soit F l'effort auquel elle peut être soumise.

La section la plus fatiguée se trouve en Y ; le moment par rapport à cette section a pour expression $M = Fh$.

Désignons par $\frac{I}{v}$ le module de cette section, on a la contrainte correspondante \mathcal{R}

$$\mathcal{R} = M : \frac{I}{v} = Fh : \frac{I}{v}.$$

Inversement, si la contrainte \mathcal{R} est donnée, on en déduit l'effort F admissible :

$$F = \frac{1}{h} \mathcal{R} \frac{I}{v}.$$

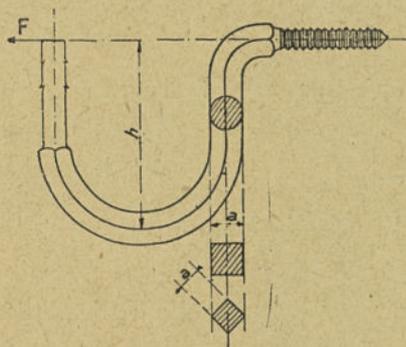


Fig. 223. — Ferrure coudée.

Les modules d'inertie pour les sections les plus habituellement utilisées sont les suivants :

Section circulaire de diamètre d , $\frac{I}{v} = \frac{\pi}{32} d^3$.

Section carrée de côté a , $\frac{I}{v} = \frac{a^3}{6}$.

Section en losange de côté a , $\frac{I}{v} = 0,1197 a^3$.

A titre d'exemple, si $h=150$ mm, $\mathcal{R}=15$ kg: mm², on aura pour une ferrure à section ronde de 20 mm

$$F = \frac{15}{150} \times \frac{\pi}{32} \overline{20^3} = 79 \text{ kg,}$$

pour une ferrure à section carrée de 20 mm

$$F = \frac{15}{150} \times \frac{\overline{20^3}}{6} = 133 \text{ kg,}$$

pour une ferrure à section en losange de 20 mm

$$F = \frac{15}{150} \times 0,1197 \times \overline{20^3} = 96 \text{ kg.}$$

Pour tout effort supérieur à ces valeurs, il faudra soit changer le type de tige, soit conserver ce même type, mais disposer deux isolateurs en série, chaque tige supportant alors la moitié de l'effort.

5. Calcul des ferrures à embase. — Soit une ferrure à embase représentée sur la figure 224 supposée tout d'abord encastrée à la base et chargée par une force horizontale F appliquée à une hauteur h au-dessus de son embase.

La contrainte \mathcal{R} dans toute section autre que celle de l'embase est encore donnée par la formule

$$(1) \quad \mathcal{R} = M : \frac{I}{v}$$

dans laquelle M est le moment fléchissant produit par la force F , I le moment d'inertie de la section considérée, et v la distance de la fibre la plus fatiguée à l'axe neutre.

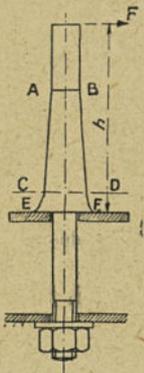


Fig. 224. — Ferrure à embase.

On doit effectuer le calcul indiqué par la formule (1) pour diverses sections dans le but de vérifier qu'en aucune section le taux de travail ne dépasse la valeur compatible avec le coefficient de sécurité admis.

La tige la plus économique aura un profil voisin du profil théorique d'un solide d'égale résistance; ce profil affecte comme on sait la forme d'une parabole cubique qui a pour équation, en désignant par x la distance de la section à partir du point d'application de la force F et par y le demi-diamètre de cette section,

$$x^3 = \frac{4F}{\pi R} y.$$

En pratique on effectue le calcul pour les sections AB et CD.

Cependant, le même calcul ne peut être exécuté pour la section EF qui sert d'assise à l'embase et dans laquelle la répartition des efforts se fait d'une façon toute particulière. M. Castex a donné la méthode de calcul suivante pour déterminer les efforts dans cette section (1).

Sous l'influence de l'effort F le plan de la section EF représentée sur la figure 225 tend à tourner autour d'un axe situé dans le plan de sec-

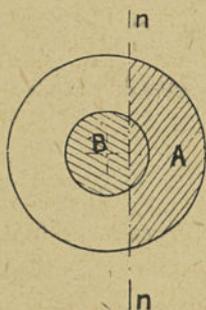


Fig. 225. — Représentation de la section de l'embase d'une ferrure.

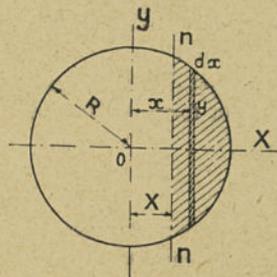


Fig. 226. — Recherche de l'axe neutre de la section de l'embase d'une ferrure.

tion et qui divise celle-ci en deux zones : une zone A comprimée et une zone B tendue.

Le problème consiste à déterminer la position de l'axe nn , puis le moment d'inertie de la section agissante ($A+B$); il suffit ensuite d'appliquer à la partie tendue et à la partie comprimée successivement la formule (1) dont on connaît ainsi tous les éléments.

(1) A. CASTEX. Calcul de la résistance mécanique des ferrures d'isolateurs. *La Technique Moderne*, juin 1919, t. XI, p. 270.

Recherche de l'axe neutre. — L'axe neutre est déterminé par la condition de passer par le centre de gravité de la section fatiguée, c'est-à-dire par la condition d'égalité des moments statiques de part et d'autre de cet axe.

Considérons un cercle de centre O (figure 226) et de rayon R . Le moment statique du segment circulaire couvert de hachures par rapport à l'axe neutre nn situé à la distance X cherchée de l'axe Oy a pour expression

$$(2) \quad M = \int (x-X)y \, dx;$$

d'où, en remplaçant y par $\sqrt{R^2-x^2}$ et en intégrant entre les limites X et R ,

$$(3) \quad M = R^3 \Phi\left(\frac{X}{R}\right),$$

en posant pour simplifier l'écriture

$$(4) \quad \Phi\left(\frac{X}{R}\right) = \frac{1}{3} \left(2 + \frac{X^2}{R^2}\right) \sqrt{1 - \frac{X^2}{R^2}} - \frac{X}{R} \arccos \frac{X}{R}.$$

Cette formule convient pour les valeurs de X comprises entre $+R$ et $-R$.

Si l'axe nn est déplacé vers la droite à une distance de l'axe Oy supérieure à R , le moment est constamment nul, la section du segment étant elle-même nulle.

Si cet axe est déplacé vers la gauche à une distance X de l'axe Oy supérieure à R , la formule (3) devient simplement

$$(5) \quad M = \pi R^3 \frac{X}{R}.$$

Désignons par R_1 le rayon de l'embase et par R_2 celui de la tige centrale supposée encastree, les moments des parties comprimées et tendues seront respectivement

$$(6) \quad M_1 = R_1^3 \Phi\left(\frac{X}{R_1}\right),$$

$$(7) \quad M_2 = R_2^3 \Phi\left(\frac{X}{R_2}\right).$$

Exprimons l'égalité de ces moments :

$$(8) \quad R_1^3 \Phi\left(\frac{X}{R_1}\right) = R_2^3 \Phi\left(\frac{X}{R_2}\right).$$

On déduit de cette relation la distance X de l'axe neutre. On y parviendrait par tâtonnements ; mais M. Castex a établi un graphique repré-

senté sur la figure 227 permettant d'obtenir cette distance instantanément, en remarquant que l'intersection des deux courbes d'ordonnées M_1 et M_2 en fonction de X se fait au point d'abscisse donnant la valeur X cherchée quand ces courbes sont tracées dans deux systèmes cartésiens symétriques, ou, ce qui revient, au même, quand elles sont tracées dans

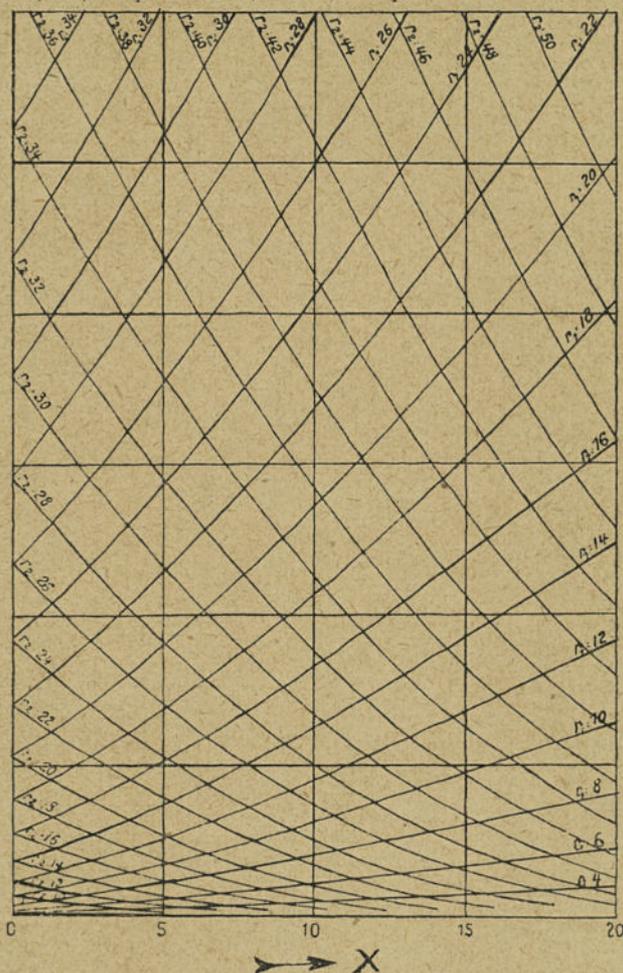


Fig. 227. — Graphique pour la détermination de l'axe neutre de la section de l'embase.

un même système où l'on a pris sur l'axe des abscisses des directions positives de sens inverse pour les deux fonctions. Le graphique de cette figure comprend ainsi deux familles de courbes indépendantes rapportées à des abscisses communes.

La famille des courbes désignées par r_2 correspond aux rayons de l'embase que nous désignons par r_1 ; la famille des courbes désignées par r_1 se rapporte, au contraire, aux rayons de la tige encas-

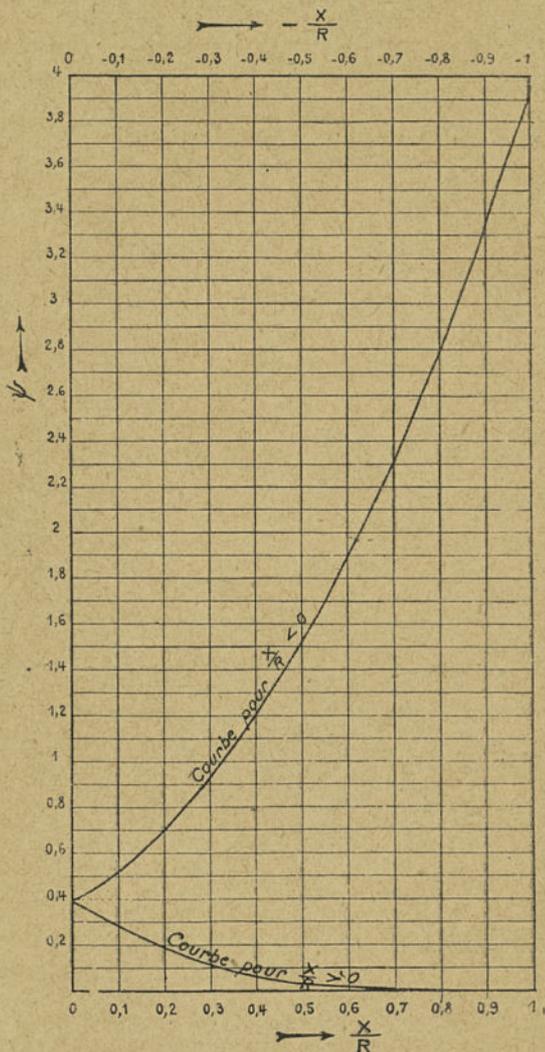


Fig. 228. — Graphique pour la détermination du moment d'inertie des ferrures à embase.

trée que nous désignons par R_2 . Il suffit ainsi de déterminer le point de rencontre des courbes correspondant à R_1 et R_2 et de lire l'abs-

cisse X de cette intersection pour connaître la distance de l'axe neutre au centre O des sections.

La distance à l'axe neutre de la fibre la plus fatiguée de chacune des parties comprimée et tendue s'en déduit immédiatement ; on a ainsi :

$$v_1 = R_1 - X \text{ pour la partie comprimée (surface A) ;}^4$$

$$v_2 = R_2 + X \text{ pour la partie tendue (surface B).}$$

Recherche du moment d'inertie de la section utile. — Le moment d'inertie de la section utile est égal à la somme des moments d'inertie I_1 et I_2 des sections A et B ; sa détermination revient donc à celle du moment d'inertie d'un segment de cercle.

En se reportant à la figure 226, le moment d'inertie par rapport à l'axe neutre de la section couverte de hachures a pour expression

$$(9) \quad I = 2 \int (x - X)^2 y dx.$$

Intégrons entre les limites X et R , on a

$$(10) \quad I = R^4 \Psi \left(\frac{X}{R} \right),$$

en posant

$$(11) \quad \Psi \left(\frac{X}{R} \right) = \left(\frac{1}{4} + \frac{X^2}{R^2} \right) \arccos \frac{X}{R} - \frac{X}{12R} \sqrt{1 - \frac{X^2}{R^2}} \left(2 \frac{X^2}{R^2} + 13 \right).$$

Cette dernière fonction est représentée graphiquement sur la figure 228, par une courbe à deux parties bien distinctes :

1° Une branche inférieure qui est relative aux valeurs positives de $\frac{X}{R}$ et qui correspond par conséquent à la partie comprimée de l'embase (surface A) ;

2° Une branche supérieure qui correspond aux valeurs négatives de $\frac{X}{R}$ et qui est relative à la partie tendue de la tige (surface B).

Les courbes des deux figures 227 et 228 permettent ainsi le calcul de la résistance de la section d'encastrement.

Si l'on préfère, la détermination graphique de Ψ peut être remplacée par l'emploi du tableau suivant donnant les valeurs de cette fonction Ψ pour une série de valeurs du rapport $\frac{X}{R}$.

TABLEAU DES FONCTIONS Φ et Ψ

$\frac{X}{R}$	Φ	Ψ	OBSERVATIONS
0	0,6667	0,3927	Section comprimée
0,1	0,5196	0,2748	
0,2	0,3929	0,1835	
0,3	0,2848	0,1261	
0,4	0,1978	0,0672	
0,5	0,1259	0,0365	
0,6	0,0729	0,0169	
0,7	0,0359	0,0062	
0,8	0,0135	0,0012	
0,9	0,0024	0,0001	
1	0	0	Section tendue
-0,1	0,0337	0,5425	
-0,2	1,0207	0,7275	
-0,3	1,2273	0,9520	
-0,4	1,4540	1,2208	
-0,5	1,6967	1,5343	
-0,6	1,9579	1,8995	
-0,7	2,3050	2,3926	
-0,8	2,6058	2,8839	
-0,9	2,8298	3,3298	
-1	3,1416	3,9270	

Considérons, par exemple, le cas d'une ferrure pour laquelle $R_1 = 34$ mm. $R_2 = 20$ mm. et $M = 120$ mkg. ou en prenant le mm. comme unité $M = 120.000$ mmkg.

L'intersection des courbes $R_1 = 34$ et $R_2 = 20$ sur la figure 227 donne $X = 9$ mm.

On a ainsi pour la partie comprimée

$$c_1 = R_1 - X = 34 - 9 = 25 \text{ mm.},$$

$$\frac{X}{R_1} = \frac{9}{34} = 0,265,$$

$$\Psi\left(\frac{X}{R_1}\right) = 0,147 \text{ (graphique de la figure 228),}$$

$$I_1 = R_1^3 \Psi\left(\frac{X}{R_1}\right) = 196.000 \text{ mm}^3 ;$$

et pour la partie tendue

$$c_2 = R_2 + X = 20 + 9 = 29 \text{ mm.},$$

$$\frac{X}{R_2} = 0,45,$$

$$\Psi\left(\frac{X}{R_2}\right) = 1,38 \text{ (graphique de la figure 228),}$$

$$I_2 = R_2^3 \Psi\left(\frac{X}{R_2}\right) = 220.000 \text{ mm}^3 .$$

Le moment d'inertie total est ainsi

$$I = I_1 + I_2 = 416.000 \text{ mm}^4.$$

Contrainte dans la partie comprimée :

$$\mathcal{R} = 120.000 : \frac{416000}{25} = 7,2 \text{ kg} : \text{mm}^2.$$

Contrainte dans la partie tendue

$$\mathcal{R} = 120.000 : \frac{416000}{29} = 8,35 \text{ kg} : \text{mm}^2.$$

Moment admissible pour une contrainte de 15 kg : mm².

$$120 \times \frac{15}{8,35} = 216 \text{ mkg.}$$

Dans ce calcul, nous n'avons tenu compte que de l'effort dû au moment de la force F . En réalité, la pièce est soumise aux efforts suivants :

- 1° A l'effort horizontal F dû à l'action des conducteurs (vent et traction) ;
- 2° A l'effort vertical dû à la charge verticale de l'isolateur, du câble et éventuellement du givre ;
- 3° Enfin à l'effort vertical dû au serrage initial de l'écrou.

On peut considérer, en première approximation, que l'effort en chaque point de la section est la résultante des efforts dûs séparément aux forces ci-dessus. En pratique, l'effort dû au moment de la force F est le plus important, de sorte qu'on peut en général se contenter du calcul développé plus haut.

6. Calcul des ferrures à cône. — Les ferrures à embase sont actuellement fréquemment remplacées par des ferrures à cône telles que celle de la figure 229 qui sont d'un poids inférieur quand le moment à la base est important. D'ailleurs, l'embase est obtenue souvent en repoussant la matière d'une tige cylindrique, de sorte qu'il subsiste à l'intérieur de la pièce après forgeage des tensions internes qui détruisent l'homogénéité du fer : cet effet se produit principalement dans les grosses tiges, de sorte que la résistance du métal peut être considérablement réduite par rapport aux valeurs admises dans les calculs. Les ferrures à cône présentent donc des avantages intéressants, et leur emploi tend à se généraliser ; il est nécessaire de pouvoir en faire le calcul.

Nous allons développer deux méthodes de calcul de ce type de tige.

a) *Première méthode.*

Les éléments de la pièce cône et tige sont soumis comme la précédente aux efforts suivants :

- 1° Moment dû à l'effort F appliqué à la ferrure provenant de l'action du conducteur ;
- 2° Effort vertical résultant du serrage initial de l'écrou ;
- 3° Charge verticale due aux conducteurs, à l'isolateur et aux surcharges éventuelles.

La contrainte en chaque point peut être considérée comme la somme des contraintes dues aux efforts ci-dessus, et que nous calculerons séparément.

Contrainte due au moment F à la base du cône.

La tige centrale est supposée travailler à l'extension sur toute sa section.

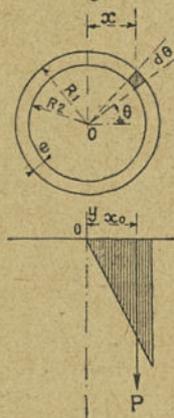
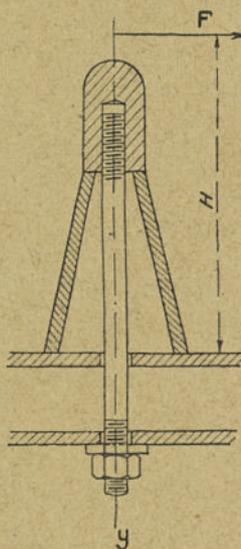


Fig. 229. — Ferrure à cône.

Le cône est supposé travailler à la compression sur la moitié de sa section; et nous admettons que la contrainte dans ce dernier est pour chaque élément de surface proportionnelle à la distance de cet élément au plan diamétral perpendiculaire à la force F .

On peut constater que cette méthode présente une certaine analogie avec celle qui a été appliquée à l'étude des poteaux contre-fichés.

Désignons par :

ds , un élément de section du cône ;

x , la distance de cet élément à l'axe YY ;

R_1 et R_2 et R_m les rayons extérieur, intérieur et moyen de la section annulaire du cône à sa base ;

\mathcal{R}_m la contrainte supportée par l'élément ds le plus éloigné de l'axe YY ;

F , la force horizontale appliquée à la pièce ;

h , la hauteur de F au-dessus de la section de base du cône.

Le moment M dû à la force F a pour expression

$$(1) \quad M = Fh.$$

Ce moment est équilibré par celui qui est dû à la réaction sur la base du cône, dont l'expression peut être obtenue en tenant compte de l'hypothèse simplificatrice de la loi de proportionnalité des pressions avec la distance à l'axe YY .

L'élément ds le plus éloigné étant supposé à la distance moyenne $R_m = \frac{R_1 + R_2}{2}$, la pression \mathcal{R} à une distance x de cet axe a pour expression

$$\frac{\mathcal{R}_m x}{R_m}$$

et le moment de cette réaction est

$$(2) \quad M = \frac{\mathcal{R}_m}{R_m} \int_0^{R_m} x^2 ds.$$

Il faut intégrer cette expression entre les limites 0 et R_m . Dans ce but, nous poserons, en designant par e l'épaisseur du cône toujours petite devant les rayons R_1 et R_2 .

$$(3) \quad \begin{aligned} x &= R_m \cos \theta, \\ ds &= e R_m \sin \theta. \end{aligned}$$

En tenant compte de ces relations, le moment M défini par (2) a pour expression

$$(4) \quad M = eR_m^2 \mathcal{R}_m \int_{-\frac{\pi}{2}}^{+\frac{\pi}{2}} \cos^2 \theta \, d\theta ;$$

d'où après intégration

$$(5) \quad M = \frac{\pi}{2} eR_m^2 \mathcal{R}_m .$$

On déduit de (5) l'expression de la contrainte maximum \mathcal{R}_m

$$(6) \quad \mathcal{R}_m = \frac{2}{\pi} \frac{M}{eR_m^2} .$$

La réaction résultante P due à l'ensemble de la section comprimée du cône a pour expression

$$(7) \quad P = \frac{\mathcal{R}_m}{R_m} \int_{-\frac{\pi}{2}}^{+\frac{\pi}{2}} x \, ds ,$$

qui donne après l'intégration, en tenant compte des hypothèses précédentes

$$(8) \quad P = 2 e R_m \mathcal{R}_m .$$

La distance x_0 au plan diamétral du cône du point d'application de P se déduit de la relation

$$P x_0 = M ;$$

d'où

$$(9) \quad x_0 = \frac{M}{P} = \frac{\pi}{4} \mathcal{R}_m = 0,7854 \mathcal{R}_m .$$

Contrainte due au moment Fh dans la tige centrale. — La tige centrale est soumise à une contrainte moyenne \mathcal{R} qui a pour expression, en désignant par S sa section à fond de filet, et par P la somme des réactions verticales du cône

$$(10) \quad \mathcal{R} = \frac{P}{S} .$$

Contrainte due à la force F agissant dans le plan de la section de base. — La force F donne lieu dans la section de base à un effort de cisaillement réparti sur la semi-section du cône ; la flexibilité de la tige centrale suffisant à elle seule à rendre négligeable l'effort de F dans celle-ci. Il en résulte donc une contrainte de cisaillement (qui est en réalité ici une résistance au frottement) ayant pour expression

$$(11) \quad \mathcal{R} = \frac{F}{\pi e R_m} .$$

Contrainte due au serrage de l'écrou de la tige centrale. — Soit Q cet effort de serrage ; la contrainte résultante dans la tige centrale est une traction qui a pour expression

$$(12) \quad \sigma = \frac{Q}{S}.$$

D'autre part, la contrainte exercée sur la base du cône est une compression qui a pour expression si on convient de la reporter entièrement sur la demi-couronne comprimée

$$(13) \quad \sigma = \frac{Q}{\pi e R_m}.$$

Contrainte due au poids du câble et de l'isolateur. — Soit V cette charge verticale ; elle donne lieu dans la surface du cône à une contrainte qui a aussi pour expression, en la reportant encore sur la demi-couronne comprimée

$$(14) \quad \sigma = \frac{V}{\pi e R_m}.$$

Nous appliquerons ce calcul à l'étude d'une ferrure à cône, dans laquelle, on a :

$R_1 = 60$ mm ; $R_2 = 54$ mm ; $e = 6$ mm ; $h = 400$ mm ; $S = 214$ mm² (à fond de filet) ;

La contrainte de sécurité dans l'acier de la tige étant supposée égale à 13,5 kg : mm², on devra avoir

$$\frac{P+Q}{S} \leq 13,5$$

d'où

$$P \leq 13,5 S - Q.$$

Admettons un effort de serrage Q de 150 kg., on devra avoir ainsi

$$P \leq 13,5 \times 214 - 150 = 2739 \text{ kg.}$$

D'autre part, on déduit de (8) la contrainte correspondante dans le cône résultant du moment Fh ,

$$\sigma_m \leq \frac{2739}{2 \times 6 \times 57} = 4 \text{ kg. : mm}^2.$$

A cette contrainte, il faut ajouter celle due à l'effort de serrage égale d'après nos hypothèses à

$$\frac{Q}{e\pi R_m} = \frac{150}{6 \times \pi \times 57} = 0,44 \text{ kg. : mm}^2,$$

et celle due au poids V égal à 114,1 kg. et qui est égale à

$$\frac{V}{e\pi R_m} = \frac{114,1}{6 \times \pi \times 57} = 0,34 \text{ kg. : mm}^2;$$

de sorte que la contrainte résultante à la base du cône due aux efforts verticaux est de 4,78 kg : mm².

Il faut encore tenir compte de l'effort de cisaillement dû à l'effort F

dans le plan de la section de base: admettons un effort F égal à 300 kg.; la contrainte correspondante est

$$\frac{F}{e\pi R_m} = \frac{300}{6 \times \pi \times 57} = 0,88 \text{ kg} : \text{mm}^2.$$

La contrainte résultante s'en déduit par la formule de la contrainte composée

$$\frac{3}{8} \times 4,78 + \frac{5}{8} \sqrt{4,78^2 + 4 \times 0,88^2} = 5 \text{ kg} : \text{mm}^2.$$

Cette contrainte est bien inférieure à celle qui peut être admise dans la fonte avec un coefficient de sécurité égal à 3.

De la formule (9) on tire

$$M = \frac{\pi}{4} \times 2739 \times 57 = 122.000 \text{ mm kg.};$$

d'où l'effort maximum admissible à une distance de 400 mm. de la base

$$F = \frac{122.000}{400} = 305 \text{ kg.}$$

En résumé le support étudié peut admettre un effort de 300 kg. à la gorge de l'isolateur, avec un coefficient de sécurité égal à 3 dans la tige et supérieur à 3 dans la fonte.

Pour tout effort supérieur à 300 kg., on doublera l'isolateur.

On peut remarquer que le support permettrait d'obtenir des efforts plus

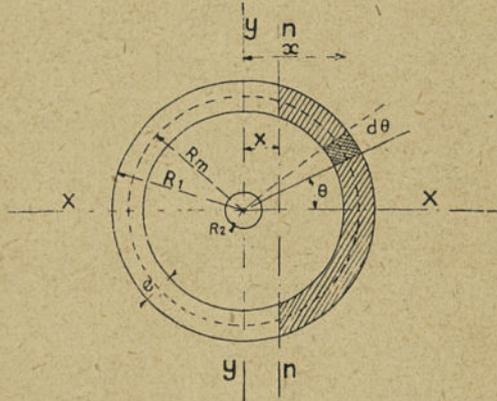


Fig. 230. — Recherche de l'axe neutre de la section base d'une ferrure à cône.

élevés si l'on augmentait la section de la tige centrale sans modifier la section du cône qui travaille à un taux de compression relativement faible.

b) Deuxième méthode.

Cette seconde méthode n'est qu'une généralisation de celle qui a été exposée plus haut pour l'étude de la section de l'embase des ferrures ordinaires.

Considérons donc la tige à cône dont la section est représentée sur la figure 230. La partie comprimée est constituée par un fragment de cou-

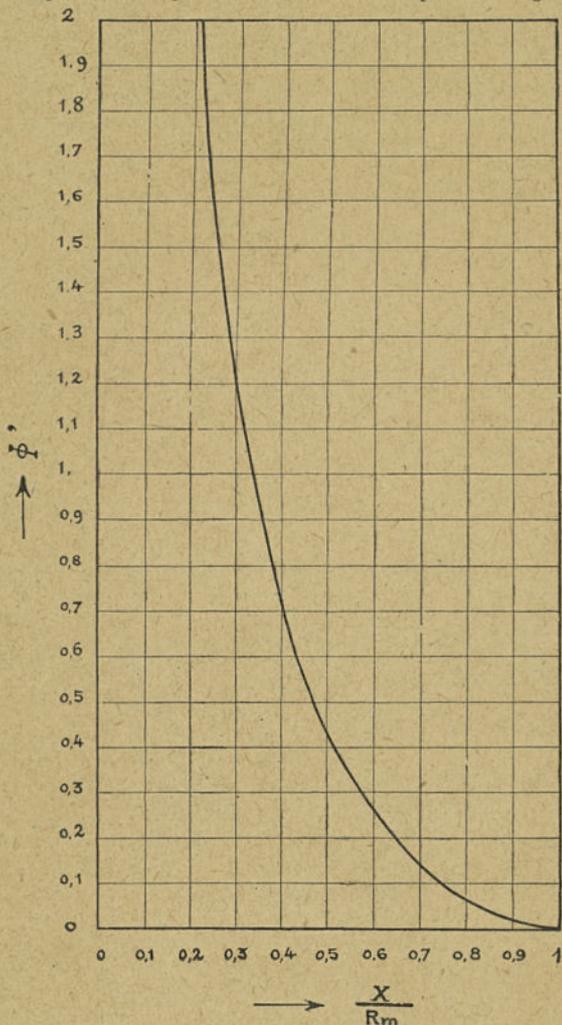


Fig. 231. — Graphique pour la détermination de l'axe neutre de la section de base d'une ferrure à embase.

ronne situé à droite de l'axe neutre nn , tandis que la partie tendue comprend la tige centrale elle-même.

Soit : R_m le rayon moyen de la couronne ;
 e , l'épaisseur de celle-ci ;
 R_2 le rayon de la tige centrale tendue ;

l'axe neutre se détermine en calculant les moments statiques des sections respectivement comprimée et tendue. Le moment statique de la partie comprimée a pour expression

$$(1) \quad M_1 = \int (x-X) ds$$

ou en remplaçant x et ds par les valeurs

$$(2) \quad x = R_m \cos \theta, \quad ds = e R_m d\theta,$$

$$(3) \quad M_1 = 2eR_m^2 \left[\sqrt{1 - \frac{X^2}{R_m^2}} - \frac{X}{R_m} \arccos \frac{X}{R_m} \right].$$

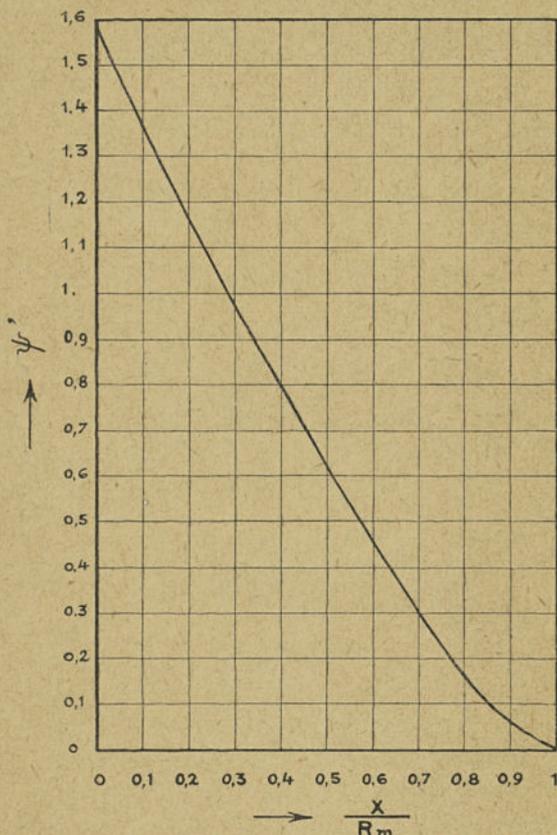


Fig. 232. — Graphique pour la détermination du moment d'inertie de la section de base d'une ferrure à embase.

Dans l'hypothèse où la tige centrale est simplement tendue, le moment statique M_2 correspondant est égal à

$$(4) \quad M_2 = \pi R_2^2 X.$$

L'axe neutre est à une distance X pour laquelle les deux moments statiques M_1 et M_2 sont égaux, d'où

$$(5) \quad \pi R_2^2 X = 2eR_m^2 \left[\sqrt{1 - \frac{X^2}{R_m^2}} - \frac{X}{R_m} \arccos \frac{X}{R_m} \right];$$

d'où aussi

$$(6) \quad \frac{R_2^2}{eR_m} = \frac{2}{\pi} \left[\sqrt{\frac{R_m^2}{X^2} - 1} - \arccos \frac{X}{R_m} \right] = \Psi\left(\frac{X}{R_m}\right).$$

La détermination de X est immédiate si l'on se reporte au graphique

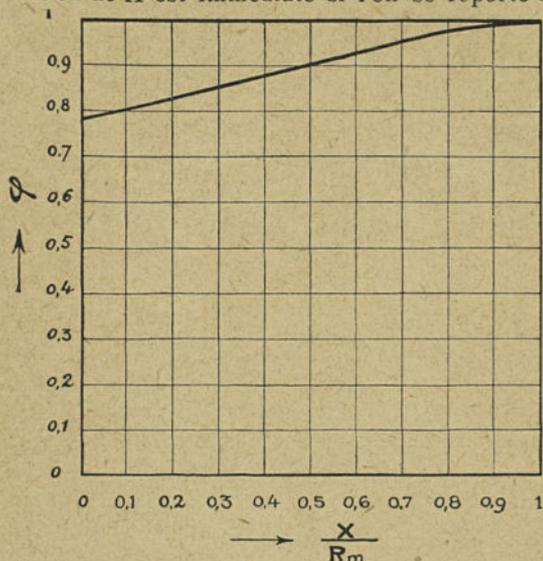


Fig. 233. — Graphique de la fonction ψ .

de la figure 231 où l'on a porté en abscisses les valeurs de $\frac{X}{R_m}$ et en ordonnées celles de $\frac{R_2^2}{eR_m}$.

D'autre part, le moment d'inertie de la partie comprimée a pour expression

$$(7) \quad I_1 = \int (x-X)^2 ds.$$

Le moment d'inertie de la tige centrale tendue I_2 est simplement égal à

$$(8) \quad I_2 = \pi R_2^2 X^2;$$

d'où, après intégration et en tenant compte de (6),

$$(9) \quad I = I_1 + I_2 = eR^3 \Psi\left(\frac{X}{R_m}\right)$$

avec :

$$\Psi\left(\frac{X}{R_m}\right) = \arccos \frac{X}{R_m} - \frac{X}{R_m} \sqrt{1 - \frac{X^2}{R_m^2}}.$$

La courbe de la figure 232 qui représente la fonction Ψ' permet de calculer rapidement le moment d'inertie total I . Les graphiques des figures 231 et 232 permettent ainsi d'obtenir par interpolation les valeurs correspondantes de X et de $\Psi'\left(\frac{X}{R_m}\right)$.

La réaction résultante P dans le plan de la partie comprimée a pour expression, en désignant par \mathcal{R}_m la contrainte moyenne dans la surface élémentaire du cône la plus éloignée

$$(10) \quad P = \frac{\mathcal{R}_m}{R_m - X} = \int (x - X) ds.$$

D'autre part, pour la partie comprimée, la contrainte \mathcal{R}_m a pour expression en désignant par M le moment Fh .

$$(11) \quad \mathcal{R}_m = \frac{M}{I} (R_m - X);$$

d'où, après substitution de (11) dans (10).

$$(12) \quad P = \frac{M}{I} \int (x - X) ds;$$

d'où enfin, après intégration

$$(13) \quad P = \frac{1}{\varphi} \frac{M}{R_m},$$

avec

$$(14) \quad \varphi = \frac{1}{2} \frac{\arccos \frac{X}{R_m} - \frac{X}{R_m} \sqrt{1 - \frac{X^2}{R_m^2}}}{\sqrt{1 - \frac{X^2}{R_m^2}} - \frac{X}{R_m} \arccos \frac{X}{R_m}}.$$

Le graphique de la figure 233, permet de calculer immédiatement la résultante P en fonction du rapport $\frac{X}{R_m}$.

Tous les calculs peuvent être exécutés aussi en utilisant les valeurs du tableau suivant qui ont servi à construire les graphiques précédents.

$\frac{X}{R_m}$	ϕ'	Ψ'	φ	$\arccos \frac{X}{R_m}$
0	∞	1,571	0,785	1,571
0,1	5,398	1,372	0,809	1,471
0,2	2,247	1,175	0,832	1,370
0,3	1,219	0,981	0,854	1,266
0,4	0,720	0,794	0,878	1,160
0,5	0,436	0,614	0,919	1,047
0,6	0,258	0,447	0,938	0,927
0,7	0,141	0,299	0,960	0,798
0,8	0,067	0,164	0,974	0,644
0,9	0,021	0,061	0,990	0,452
1	0,000	0,000	1,000	0,000

A titre d'exemple, nous vérifierons la ferrure à cône précédente.

La distance X de l'axe neutre à l'axe diamétral du cône se déduit de la figure 231 ; il suffit de porter en ordonnées la valeur de l'expression

$$\frac{R_2^2}{e R_m} = \frac{9^2}{6 \times 57} = 0,236;$$

l'abscisse correspondante de la courbe Φ' donne

$$\frac{X}{R_m} = 0,62,$$

d'où

$$X = 35,4 \text{ mm.}$$

Le moment de l'effort appliqué en tête de l'isolateur pour 300 kg. est

$$M = 300 \times 400 = 120.000 \text{ mmkg,}$$

et le moment d'inertie de la section se déduit de l'expression (9) ;

on a ainsi la contrainte correspondante dans le cône en fonte,

$$\sigma_m = M \cdot \frac{I}{V} = \frac{M (R_m - X)}{e R_m^3 \Psi'}.$$

La fonction Ψ' a pour valeur d'après le graphique de la figure 232, ou d'après le tableau de la page précédente,

$$\Psi' = 0,41;$$

d'où

$$\sigma_m = \frac{120.000}{6 \times 57^3} \times \frac{21,6}{0,41} = 5,74 \text{ kg : mm}^2.$$

La contrainte σ_a dans la tige supposée rigide a d'autre part pour valeur

$$\sigma_a = \frac{M (R_2 + X)}{e R_m^3 \Psi'} = \frac{120.000}{6 \times 57^3} \times \frac{45,4}{0,41} = 12,1 \text{ kg:mm}^2.$$

Le calcul de la contrainte à fond de filet de la tige peut s'effectuer en admettant que la résultante P de l'effort sur la tige se répartit également sur toute la section en raison de la flexion de celle-ci.

La formule (14) donne φ au moyen du graphique de la figure 233 ; on déduit ensuite P par la relation

$$P = \frac{M}{R_m \varphi} = \frac{120.000}{57 \times 0,93} = 2270 \text{ kg.}$$

Contrainte moyenne dans la tige à fond de filet

$$\sigma_a' = \frac{P}{214} = 10,6 \text{ kg :mm}^2.$$

Le calcul se poursuivrait comme dans la première méthode pour tenir compte de l'effet du serrage Q , du poids vertical V et même de l'effort de frottement.

Les efforts correspondants sur le cône peuvent être rapportés simplement à la section comprimée de la fonte S_f qui a pour valeur,

$$(16) S_f = 2 e R_m \arccos \frac{X}{R_m} = 620 \text{ mm}^2.$$

Le calcul de S sera simplifié par l'emploi de la figure 234 qui représente graphiquement l'expression

$$(17) \frac{S_f}{2 e R_m} = \arccos \frac{X}{R_m}.$$

La comparaison de ces deux méthodes montre que les résultats sont

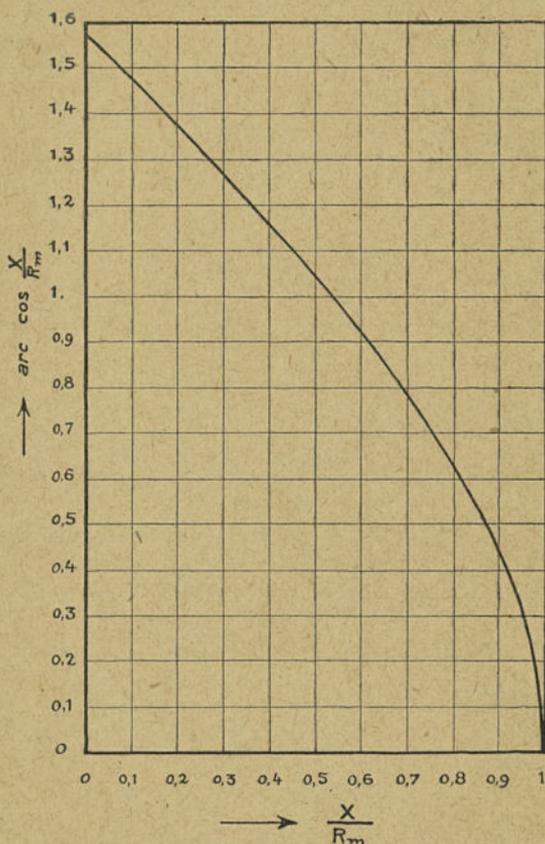


Fig. 234. — Graphique de la fonction $\arccos \frac{X}{R_m}$.

assez peu différents ; la seconde basée sur un principe plus rigoureux est un peu plus défavorable.

Il est toutefois nécessaire de rappeler que les formules ci-dessus ne sont applicables que pour X supérieur ou égal au rayon R_2 de la tige centrale, condition qui est généralement réalisée dans ce type de ferrures.

7. Calcul des bras des armements. — La figure 235 représente un bras et traverse d'un armement simple d'alignement. On détermine la contrainte en A qui est due :

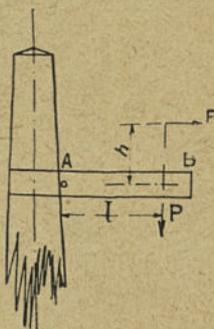


Fig. 235. — Représentation schématique d'un bras d'armement.

1° Au moment de flexion de l'effort F appliqué en tête de l'isolateur, effort que nous supposons agir dans le plan de la figure;

2° Au moment du poids P résultant du poids des conducteurs, de l'isolateur et du poids propre du bras (reporté en B);

3° A la traction due à l'effort F reporté dans l'axe du bras;

4° Au cisaillement dû au poids P .

La contrainte résultant des moments énoncés sous 1° et sous 2° est de beaucoup la plus importante, de sorte qu'on néglige habituellement le supplément de contrainte dû à 3° et à 4°. Il est d'ailleurs toujours facile d'en tenir compte en appliquant les formules générales.

Dans l'hypothèse d'un armement d'arrêt, on doit encore faire intervenir un effort F agissant dans le sens de la ligne et qui provoque un couple de torsion Fh , et un moment de flexion $F'l$.

Nous appliquerons ces principes généraux à l'étude d'un armement normal ayant les caractéristiques :

$$h = 50 \text{ cm.}$$

$$l = 87,5 \text{ cm.}$$

1° Moment de flexion dû à l'effort F appliqué en tête de l'isolateur :

$$M_1 = Fh.$$

2° Moment de flexion dû au poids de l'isolateur, du câble et du poids de la traverse reporté en B :

$$M_2 = 87,5 (96,1 + 18 + 20) = 11734 \text{ cmkg.}$$

Le moment total dans la section A est ainsi

$$M = Fh + 11734.$$

La ferrure sera constituée par deux fers U de $65 \times 42 \times 5,5$.

Le module d'inertie au droit du boulon (1) est

$$2 \frac{I}{\sigma} = 35,4 \text{ cm}^3.$$

(1) Nous négligeons l'affaiblissement de la section causé par le percement d'un trou de 20 mm, car le moment d'inertie d'un U n'est pas affecté sensiblement par l'affaiblissement de son âme.

En admettant une contrainte $\sigma = 12 \text{ kg} : \text{mm}^2$, on peut déterminer le moment admissible M par la formule :

$$M = \sigma \frac{I}{v} = 1200 \times 35,4 = 42000 \text{ cm kg},$$

d'où l'effort F admissible

$$F = \frac{42000 - 11734}{50} = 605 \text{ kg}.$$

Pour nous rendre compte de l'importance des effets négligés, nous calculerons :

la contrainte d'extension due à l'effort F :

$$\frac{605}{2 \times 903} = 0,32 \text{ kg} : \text{mm}^2,$$

et la contrainte de cisaillement due au poids P :

$$\frac{134,1}{2 \times 903} = 0,07 \text{ kg} : \text{mm}^2.$$

En résumé, un effort de 605 kg. correspondra à une contrainte résultante dont la valeur est sensiblement égale à $12 + 0,32 = 12,32 \text{ kg} : \text{mm}^2$.

On voit par exemple que l'on est bien en droit de négliger ici comme on l'a indiqué les contraintes indiquées sous 3° et 4°, et de ne prendre en considération que celles provenant des moments dus à F et à P .

Considérons enfin le cas d'un armement d'arrêt de ligne constitué par deux fers U de $100 \times 50 \times 6$, espacés de 85 mm.

Les isolateurs sont supposés placés à une distance moyenne de 0,625 m. du pylône.

Dans la section d'encastrement d'une traverse sur le pylône, le travail maximum du métal aura lieu en cas de rupture du câble. Cette rupture produira les efforts de flexion et de torsion suivants :

1° Moment de flexion dû à la traction T du câble,

$$0,625 \times 383 = 239 \text{ mkg};$$

contrainte correspondante, le module de section étant égal à 116 cm^3 ,

$$\frac{23.900}{116} = 206 \text{ kg} : \text{cm}^2, \text{ soit } 2,06 \text{ kg} : \text{mm}^2.$$

2° Moment de flexion dû au poids P des isolateurs du câble et du poids de la traverse : 33,4 mkg.

3° Moment de flexion dû à l'effort du vent sur les câbles :

$$15,4 \text{ mkg}.$$

Ce moment ajouté au précédent donne un moment total de flexion,

$$33,4 + 15,4 = 48,8 \text{ mkg},$$

qui produit sur la traverse une contrainte

$$\frac{4880}{83,2} = 58 \text{ kg} : \text{cm}^2, \text{ soit } 0,58 \text{ kg} : \text{mm}^2.$$

le module de section de la traverse étant égal à $83,2 \text{ cm}^3$.

La contrainte totale due à ces trois efforts de flexion est donc de

$$2,06 + 0,58 = 2,64 \text{ kg} : \text{mm}^2.$$

4^e Moment de torsion dû à l'effort de traction du câble, soit un effort de 383 kg. agissant à 55 cm.,

$$0,55 \times 383 = 210 \text{ mkg};$$

d'où la contrainte correspondante

$$\frac{21000}{143} = 146 \text{ kg} : \text{cm}^2, \text{ soit } 1,46 \text{ kg} : \text{mm}^2,$$

le module de torsion correspondant au moment d'inertie polaire de l'ensemble des deux fers à U étant égal à 143 cm^3 .

La contrainte maximum résultante s'obtient en composant les contraintes ci-dessus suivant l'expression

$$\frac{3}{8} \times 2,64 + \frac{5}{8} \sqrt{2,64^2 + 4 \times 1,46^2} = 3,10 \text{ kg} : \text{mm}^2.$$

Le coefficient de sécurité a donc pour valeur

$$\frac{42}{3,10} = 13,5.$$

CHAPITRE X

FONDATIONS DES SUPPORTS

1. Généralités. — Les supports des lignes électriques devant être implantés dans le sol de manière à se maintenir dans leur position pour les efforts qui sont susceptibles de leur être appliqués les calculs doivent faire apparaître un coefficient de stabilité défini comme le rapport du moment de stabilité au moment de renversement de

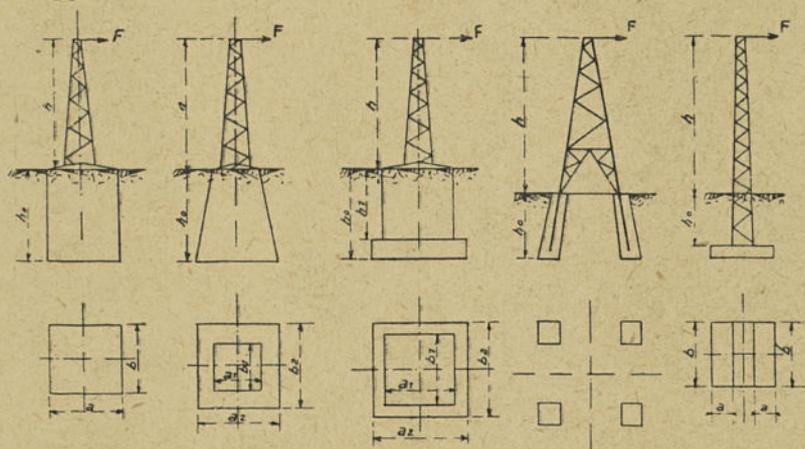


Fig. 236. — Représentation schématique des divers types de massifs.

leurs fondations. Ce coefficient de stabilité varie suivant les conditions spéciales que remplissent les supports ; par exemple l'arrêté technique en vigueur actuellement exige qu'aux traversées de chemin de fer, ce coefficient soit au moins égal à 1,75 sans tenir compte de la poussée des terres, dans les conditions les plus défavorables ; il doit avoir en outre pour ces mêmes traversées de chemin de fer la

valeur 1 sans poussée des terres dans l'hypothèse où tous les conducteurs sont rompus d'un même côté du support. Cet Arrêté ne fixe cependant pas la méthode de calcul à appliquer aux fondations des supports normaux, qui est ainsi laissée à l'appréciation des constructeurs et des services du Contrôle.

On admet en France qu'il soit tenu compte de la poussée des terres, et la méthode développée dans l'ouvrage *Le Réseau d'État* (1) est souvent appliquée.

Dans d'autres pays, le calcul est basé sur la pression maximum sur les terres le long de l'arête comprimée. Cette pression maximum doit rester inférieure à une valeur qui est variable suivant la nature du sol mais qui, pour un sol normal, est admise généralement égale à $2,5 \text{ kg} : \text{cm}^2$.

L'Administration allemande accepte que les calculs des massifs soient effectués en appliquant les formules de Frœhlich déduites des résultats d'expériences sur des massifs de formes diverses.

Il existe ainsi de nombreuses méthodes de calcul basées sur des hypothèses diverses de la nature de la réaction du sol. Nous exposons dans ce chapitre les principales méthodes appliquées, dans le but d'en faire apparaître les différences essentielles. Il faut bien se souvenir, en effet, que l'influence des terres qui est encore très mal connue ne peut conduire qu'à des théories approximatives ainsi qu'à des résultats moins précis que ceux que l'électricien a l'habitude d'obtenir dans le calcul des autres éléments constitutifs des réseaux électriques.

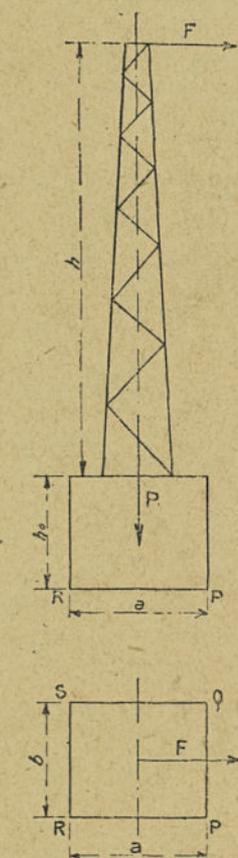


Fig. 237. — Massif formé d'un bloc reposant sur un sol indéformable.

(1) *Le Réseau d'État*. Édition de la R. G. E.

Les fondations des supports des lignes sont de diverses formes; on réalise :

Les types monobloc soit en prisme à section carrée ou rectangulaire, soit en tronc de pyramide, soit à socle;

Les types à quatre blocs séparés, dont un par pied;

Les types à dalles.

La figure 236 donne une représentation schématique de ces divers types de massifs, dont nous allons exposer le principe du calcul.

2. Calcul d'un massif posé sur un sol indéformable. — Soit un massif de béton représenté sur la figure 237 formant un prisme de hauteur h_0 , de longueur a dans le sens de l'effort F et de largeur b dans le sens perpendiculaire. Ce massif supporte un pylône soumis à un effort total F appliqué à la hauteur h et dû à la traction des conducteurs et à la poussée du vent sur ceux-ci et sur le pylône lui-même. La résultante P des forces verticales agissant sur la face inférieure du massif est supposée dans l'axe de symétrie vertical du massif.

Le moment de renversement M_r de la force F par rapport à l'arête PQ ou par rapport à toute arête parallèle située dans le plan de la base du massif a pour valeur

$$(1) \quad M_r = F(h + h_0).$$

Ce moment est équilibré par celui dû au poids P . Dans l'hypothèse où nous nous sommes placés d'un sol indéformable, la rotation du massif s'effectue autour de l'arête PQ elle-même. Il en résulte que le moment de stabilité M_s , dû au poids P a pour expression

$$(2) \quad M_s = \frac{a}{2} P.$$

Le moment M_s doit être supérieur au moment M_r et le rapport de ces deux moments donne le coefficient de stabilité σ .

$$(3) \quad \sigma = \frac{M_s}{M_r}.$$

Le moment de renversement M_r s'obtient par la connaissance

de la somme des efforts maxima F et de la hauteur $h+h_0$ d'application de chacun d'eux au-dessus de la base du massif.

Le moment de stabilité M_s s'obtient par la connaissance du poids du support et des conducteurs, du poids du massif de béton à raison de 2.200 kg : m³, enfin de la dimension a de ce dernier. Quelques tâtonnements permettent de déterminer les dimensions du massif nécessaire.

En réalité, la rotation théorique autour de l'arête PQ est impossible pratiquement, le terrain cédant sous l'influence de la pression qui se répartit ainsi sur une partie plus ou moins importante de la surface du sol.

3. Calcul d'un massif posé sur un sol élastique. — En pratique, la pression sur les terres ne doit pas dépasser une certaine limite fonction de la nature de celles-ci, et dont les valeurs admises généralement sont résumées au tableau suivant :

TERRAINS	Pressions maxima en kg : cm ²
Tuf pierreux et roche compacte	10 à 15
Marne ou argile compacte sèche.....	6 à 8
Marne ou argile compacte humide.....	3
Sable et gravier.....	5
Sable argileux	2
Terre vierge non humide.....	2
Terre végétale rapportée.....	1
Vase et argiles molles.....	0,3

Soit, figure 238, un massif placé dans un sol élastique, auquel est appliqué un effort horizontal F à une hauteur h au-dessus du sol. Soit P la somme des charges verticales du massif, du pylône et de ses accessoires. La résultante R de ces deux forces a pour grandeur et direction la diagonale du rectangle F R P. Reportons cette résultante à la base du massif, soit en A. La composante horizontale égale à F est équilibrée en ce point par le frottement de la face inférieure du massif sur le fond de la fouille, il ne reste donc plus que la composante verticale P qui doit être équilibrée par la réaction des terres comprimées. On démontre

que la pression sur le sol se répartit sur une partie de la base du massif ayant pour côtés b et $3c$, en désignant par c la distance du point A à l'arête comprimée.

Dans ce rectangle, la pression est supposée se répartir linéairement jusqu'à l'arête comprimée; sa valeur moyenne est ainsi égale à la moitié de la valeur maximum à l'arête que nous désignerons par p_3 . La somme des réactions verticales du sol devant être égale et opposée à la charge verticale P , on a

$$(1) \quad P = 3bc \frac{p_3}{2},$$

d'où aussi

$$(2) \quad p_3 = \frac{2P}{3bc}.$$

Il reste à déterminer la distance c ; la figure 238 donne immédiatement par similitude

$$(3) \quad \frac{\frac{a}{2} - c}{h + h_0} = \frac{F}{P},$$

d'où

$$(4) \quad c = \frac{a}{2} - \frac{F(h + h_0)}{P}.$$

Les formules (2) et (4) permettent ainsi de calculer p_3 qui ne devra pas dépasser les valeurs indiquées plus haut.

Éliminons c entre ces deux équations, on a

$$(5) \quad p_3 = \frac{2P}{3b} \frac{1}{\frac{a}{2} - \frac{M}{P}}$$

ou aussi

$$M = P \frac{a}{2} - \frac{2}{3} \frac{P}{bp_3},$$

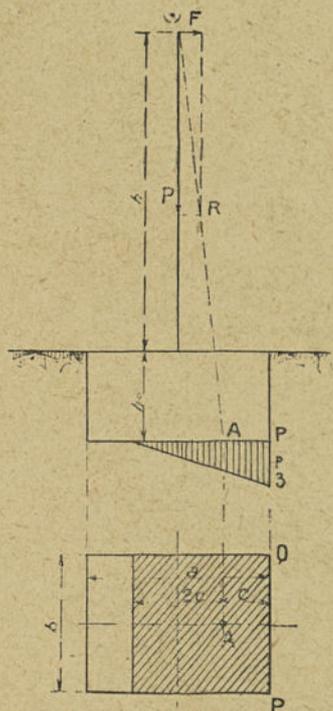


Fig. 238. — Massif formé d'un bloc de béton reposant sur un sol élastique.

en désignant par M le moment de la force extérieure F ($h+h_0$). Fröhlich a discuté complètement cette formule. En particulier, il a trouvé que pour une même valeur de pression à l'arête p_3 on obtient deux valeurs de P (équation du second degré en P). Pour que les deux valeurs de P soient confondues, il faut réaliser la condition

$$(6) \quad a^2 b = \frac{32 M}{3 p_3},$$

ou si le massif est à base carrée, c'est-à-dire si les arêtes a et b sont égales,

$$(7) \quad b = \sqrt[3]{\frac{32 M}{3 p_3}}.$$

La valeur de P correspondant à la relation (6) est

$$(8) \quad P = \frac{3}{8} a b p_3.$$

Le calcul du minimum de b en fonction de p_3 donne les mêmes relations (6) ou (7) en supposant b^3 et p_3 comme deux variables indépendantes.

En raison de la forme même de l'équation (5) qui peut s'écrire aussi en échangeant les lettres p_3 et b sous la forme suivante

$$(5 \text{ bis}) \quad b = \frac{2 P}{3 p_3 a} \frac{1}{\frac{2}{P} - \frac{M}{P}},$$

on constate que le calcul du minimum de p_3 en fonction de P conduit aux expressions suivantes qui reproduisent les relations (6) et (7).

$$(6 \text{ bis}) \quad p_3 = \frac{32 M}{3 a^2 b}$$

et

$$(7 \text{ bis}) \quad p_3 = \frac{32 M}{3 b^3},$$

La pression à l'arête p_3 devient infinie pour

$$\frac{M}{P} = \frac{a}{2}, \text{ ou } M = \frac{P a}{2}.$$

qui est la relation que l'on utilise dans le calcul de la stabilité basée sur la rotation du massif autour de l'arête comprimée.

Les considérations qui précèdent ne s'appliquent qu'imparfaitement au calcul des massifs, car on n'a pas tenu compte de la variation du poids P en fonction des dimensions des massifs. Supposons, au contraire, que le poids P soit constitué uniquement par le massif, hypothèse très voisine de la réalité ; ce poids P aura ainsi pour expression, en désignant par δ_b la densité du béton, par h_0 la hauteur du massif que nous supposerons constante et par a et b ses côtés,

$$(9) \quad P = \delta_b h_0 ab.$$

Portons (9) dans (5); on a après substitution la nouvelle valeur de p_3 ,

$$(10) \quad p_3 = \frac{4}{3} \delta_b^2 h_0^2 \frac{a^2 b}{\delta_b h_0 a^2 b - 2M}.$$

La pression à l'arête p_3 est infinie pour

$$a^2 b = \frac{2M}{\delta_b h_0}.$$

Elle diminue ensuite et atteindrait théoriquement asymptotique-

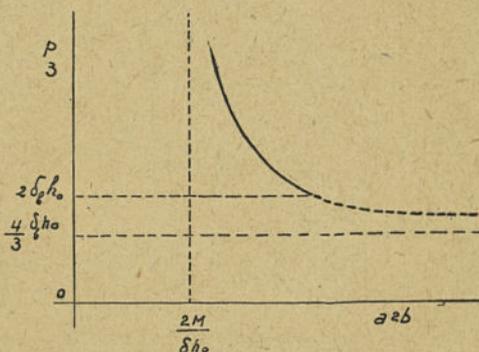


Fig. 239. — Variation de p_3 en fonction de l'expression $a^2 b$.

ment pour $a^2 b = \infty$ la valeur $\frac{4}{3} \delta_b h_0$; mais cette valeur limite ne serait plus valable comme on l'indiquera plus loin.

Les valeurs de a^2b inférieures à $\frac{2M}{\delta_b h_o}$ ne sont pas à envisager puisqu'elles donneraient à p_3 des valeurs négatives.

En résumé, la relation (10) se traduit géométriquement par une courbe hyperbolique de la forme représentée sur la figure 239 où l'on a porté les valeurs de a^2b en abscisses et celles de p_3 en ordonnées. Connaissant p_3 d'après la nature du sol, on déduit par l'emploi de ce graphique ou de l'équation (10) la valeur correspondante de a^2b .

On tire de (10)

$$(11) \quad a^2b = \frac{2Mp_3}{\delta_b h_o \left(p_3 - \frac{4}{3} \delta_b h_o \right)}$$

Il en résulte que le poids P pourra s'exprimer par la relation

$$(12) \quad P = \delta_b h_o ab = \frac{2Mp_3}{a \left(p_3 - \frac{4}{3} \delta_b h_o \right)}$$

c'est-à-dire que ce poids pourra être d'autant plus faible que le côté a sera lui-même plus grand.

En pratique, il faudra donc calculer l'expression (11), puis fixer le côté b du massif à une valeur aussi faible que possible et compatible avec les dimensions du pylône, le côté a aura ainsi la valeur la plus grande possible, rendant le poids P du massif aussi petit que possible.

Ces formules ne sont toutefois valables que tant que la distance c est inférieure à $\frac{a}{3}$, c'est-à-dire tant qu'il existe une ligne de pression nulle, c'est-à-dire aussi d'après (4) tant que l'on a

$$\frac{M}{P} \leq \frac{a}{6},$$

condition habituellement réalisée.

Si l'on reporte dans (10) la valeur de M extrême déduite de cette inégalité on a

$$p_3 = \frac{2P}{ab}$$

ou en remplaçant P par sa valeur

$$p_3 = 2\delta_b h_0,$$

qui est la limite de la partie utile de la courbe de la figure 239. La pression à l'arête comprimée est alors le double de la pression moyenne.

Dans le cas contraire, les pressions p_3 sur l'arête la plus comprimée et p'_3 sur l'arête la moins comprimée ont respectivement pour valeurs, conformément à la théorie ordinaire de la résistance des matériaux,

$$(14) \quad p_3 = \frac{P}{S} + M : \frac{I}{v}$$

$$p'_3 = \frac{P}{S} - M : \frac{I}{v},$$

où S est la section totale de la base, et M le moment de la force F , I le moment d'inertie de la section de base et v la distance de l'axe du massif à l'arête intéressée.

Les formules précédentes correspondent au cas où la force F est dirigée suivant un axe principal du massif. Elles doivent être modifiées si cette force est dirigée suivant une direction différente, par exemple suivant la diagonale de celui-ci.

On pourra encore appliquer les formules (14) tant que p'_3 restera plus grand que 0. Si ce n'est plus le cas, une partie de la section seulement sera comprimée, comme on l'a représenté sur la figure 240, pour l'hypothèse où le massif serait de forme carrée. Dans le cas de cette figure, la partie comprimée est un triangle et l'on a simplement :

$$c = k - \frac{F(h+h_0)}{P} = \frac{b}{2}\sqrt{2} - \frac{F(h+h_0)}{P};$$

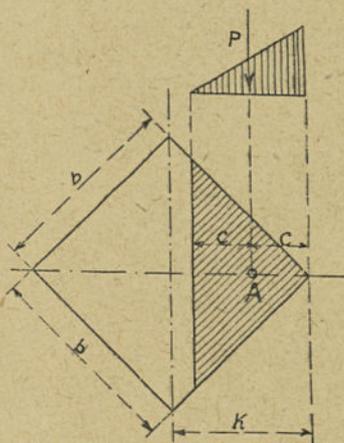


Fig. 240. — Représentation des pressions sur un sol élastique d'un massif sollicité parallèlement à sa diagonale.

le volume pyramidal représentant la somme des efforts de compression a pour expression

$$(15) \quad P = 4c^2 \frac{P_3}{3};$$

d'où

$$(16) \quad p_3 = \frac{3P}{4c^2}.$$

Pour que la surface comprimée soit un triangle, il faut que l'on ait

$$c \leq \frac{b}{2}.$$

Si, au contraire, c est plus grand que $\frac{b}{2}$, la surface comprimée est un pentagone. Le calcul est encore possible, en calculant p_3 et c par des formules plus compliquées, dont on trouvera un développement dans l'ouvrage de Frœhlich (1).

Cet auteur a discuté théoriquement les formules précédentes donnant la pression maximum; il les a comparées aussi aux résultats des essais effectués sur des massifs ayant les dimensions voisines de celles de la pratique. Il en a conclu que la considération de la pression à l'arête ne donne pas une indication suffisante pour la détermination de la stabilité des massifs.

On doit tenir compte de la poussée latérale des terres qui a une influence très importante sur la stabilité d'un massif enfoui dans le sol, en utilisant les méthodes de calcul que nous exposerons.

Remarque. — Le procédé de calcul ci-dessus a été longtemps appliqué en Allemagne.

Par la suite, on a proposé dans ce pays de considérer comme poids total dans le calcul de la pression maximum sur le sol, en plus de la somme des poids du pylône et du massif, le poids du terrain situé au-dessus de ce dernier, en adoptant un angle d'éboulement de 30° par rapport à la verticale, ainsi que l'on a représenté sur la figure 241.

(1) H. FRÖHLICH. Calcul des massifs de fondation pour pylônes, traduction de H. Croutelle, Librairie Béanger, 1923.

Cette hypothèse avait été admise par les règlements et prescriptions de l'Administration allemande des chemins de fer et des postes.

Depuis 1919, le « Normalien für Freileitungen » a admis dans le calcul des massifs les formules de Fröhlich qui seront exposées dans la suite.

En particulier, dans le calcul des socles à semelles, le poids de

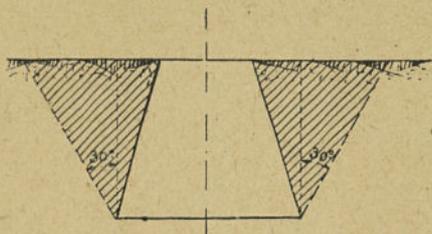


Fig. 241. — Volume des terres participant au poids du massif.

la terre soulevée doit assurer la presque totalité de la stabilité, puisque le poids du socle lui-même est insignifiant.

4. Calcul des socles à semelles sans massif. — On a utilisé parfois des socles à semelles pour remplacer les massifs en béton. Il existe, par exemple, en Alsace, des lignes électriques, dont les supports sont montés sur socles et dont la tenue est parfaite.

L'emploi de ce genre de fondation écarte d'ailleurs l'insécurité que comportent toujours les maçonneries dont l'exécution est difficile à surveiller. D'autre part, ces dalles construites en ateliers sont particulièrement indiquées pour les régions où les approvisionnements en eau, ciment et gravier sont difficiles.

On construit des socles de différents types, soit avec deux plaques de base séparées, soit avec une seule plaque. Ces plaques de base peuvent être elles-mêmes constituées soit par du béton, soit par du béton armé pilonné dans des cadres de fer U fixés au pylône, soit enfin par des traverses de fer ou même de bois.

La sécurité d'un socle sans massif peut être considérée comme acceptable quand ce socle n'est ni soulevé du côté soumis à la traction, ni enfoncé dans le sol du côté soumis à la compression. Il faut pour cela que du côté soumis à la traction le poids de la

terre reposant sur la plaque soit suffisant, et que du côté soumis à la compression celle-ci ne dépasse pas la limite admise pour le terrain.

Supposons (figure 242) un pylône devant résister à un effort en tête F , muni d'une semelle composée de deux surfaces $a \times b$ chacune. Les axes des dalles sont à une distance c . Ces semelles sont placées dans le sol à une profondeur h_0 .

Désignons par :

P le poids de l'ensemble du pylône des fils et de la semelle,

P_t le poids de la terre au-dessus de la semelle de gauche,

p la pression unitaire admissible du côté comprimé,

R l'effort qui s'exerce sur les deux dalles et qui s'oppose au renversement, on a :

$$(1) \quad R = \frac{F}{c}(h + h_0).$$

Les deux conditions de stabilité du socle s'expriment de la façon suivante :

a) Pour la traction

$$(2) \quad P_t \geq R - \frac{P}{2},$$

b) Pour la compression

$$(3) \quad p \leq \frac{R + \frac{P}{2}}{ab}.$$

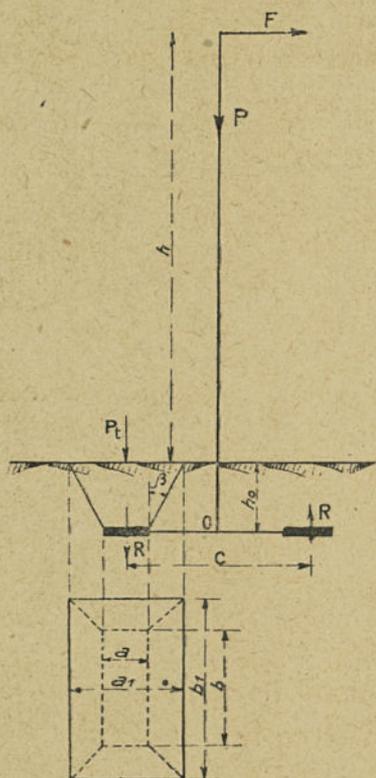


Fig. 242. — Massif remplacé par une dalle.

Il faut déterminer le poids P_t de la terre au-dessus de la semelle. Le volume de terre ainsi soulevée avec la dalle dépend de la valeur de l'angle β que l'on peut admettre dans ce calcul ainsi que du poids des terres. Les expériences de Frœhlich ont prouvé que l'angle β a une valeur voisine de $20^\circ 30'$,

et que le poids des terres peut être par des raisons de prudence admis égal à 1600 kg : m³.

Dans ces conditions, on a

$$(4) \quad P_t = 1600 \frac{h_0}{6} [ab + a'b' + (a+a')(b+b')].$$

Mais on a entre a et a' , b et b' les relations suivantes :

$$(5) \quad \begin{aligned} a' &= a + 2h_0 \operatorname{tang} \beta \\ b' &= b + 2h_0 \operatorname{tang} \beta. \end{aligned}$$

d'où

$$(6) \quad P_t = 1600 h_0 \left[ab + (a+b)h_0 \operatorname{tang} \beta + \frac{4}{3} h_0^2 \operatorname{tang}^2 \beta \right]$$

ou encore, en adoptant la valeur approximative $\operatorname{tang} \beta = 0,4$,

$$(7) \quad P_t = 1600 h_0 [ab + 0,4(a+b)h_0 + 0,213h_0^2].$$

La pression p définie par l'équation (3) ne doit pas dépasser la valeur habituellement admise de 2,5 kg : cm² ; d'ailleurs il faut remarquer que ce mode de fondations cède tout d'abord généralement du côté traction avant que la pression du côté compression ait atteint cette valeur.

Dans le cas où le socle est constitué d'une seule pièce, Frœhlich propose de conduire le calcul comme ci-dessus, en admettant qu'une partie centrale voisine de l'axe de rotation 0 est neutre.

En pratique, on pourra prendre pour chacune des parties actives agissant au soulèvement ou à la compression des terres le quart de la largeur totale de la dalle unique.

Dans tous ces calculs, la force F est supposée compensée par la résistance de la dalle au glissement ; cette résistance est mieux assurée avec deux dalles qu'avec une seule, de sorte que l'économie et la sécurité conduisent à la même conclusion qui est l'adoption de semelles à deux dalles séparées.

5. Calcul d'un massif en forme de dalle verticale supposée encastrée dans un terrain élastique de résistance constante indépendante de la profondeur. — Considérons le cas théorique d'un massif sans stabilité propre appréciable maintenu vertical simple-

ment par la réaction des parois et supposons que la résistance du sol soit une constante en tous points, quelle que soit la profondeur; la figure 243 représente le massif envisagé.

Soit : a la largeur de l'arête du massif parallèle à la force horizontale F ; cette largeur est supposée très petite,

b la largeur de l'arête perpendiculaire,

h la hauteur hors sol d'application de la force F ,

h_0 la profondeur du massif,

x_0 l'ordonnée de l'axe horizontal de rotation du massif, parallèle à l'arête b ,

x l'ordonnée d'un point quelconque du massif mesurée à partir du niveau du sol.

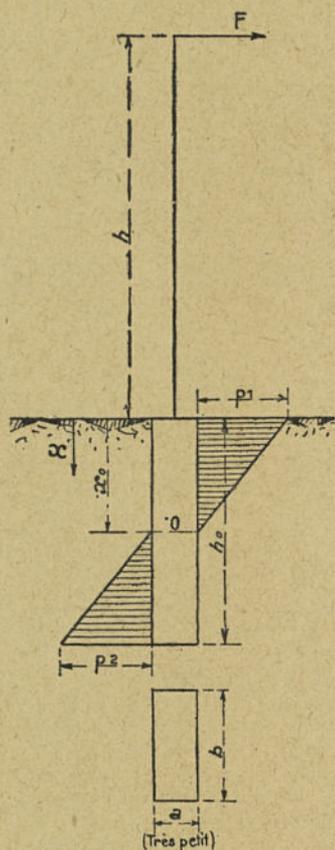


Fig. 243. — Massif sans poids encastré dans un sol de résistance constante.

La pression p au point d'ordonnée x est par hypothèse simplement proportionnelle à la distance au point 0; elle a donc pour expression, en désignant par A une constante

$$(1) \quad p = A(x_0 - x).$$

A la surface, cette pression a la valeur p_1

$$(2) \quad p_1 = Ax_0.$$

Au fond de la fouille, elle a la valeur p_2

$$(3) \quad p_2 = A(x_0 - h_0)$$

Éliminons A entre ces deux relations, on a

$$\frac{p_1}{p_2} = \frac{x_0}{h_0 - x_0},$$

ou

$$(4) \quad p_2 = p_1 \frac{h_0 - x_0}{x_0}.$$

Ecrivons que la somme des forces est égale à zéro, γ compris la réaction des terres on a

$$(5) \quad F = bp_1 \left[\frac{x_0}{2} - \frac{(h_0 - x_0)^2}{2x_0} \right],$$

d'où l'on tire

$$(6) \quad x_0 = \frac{1}{2} \frac{bp_1 h_0^2}{bp_1 h_0 - F}.$$

D'autre part, la condition d'égalité des moments donne

$$(7) \quad F(h + x_0) = \frac{bp_1}{x_0} \left[x_0^2 h_0 - x_0 h_0^2 + \frac{h_0^3}{3} \right].$$

Divisons (7) et (5) membre à membre; on a, après quelques transformations

$$(8) \quad x_0 = h_0 \frac{2h_0 + 3h}{3h_0 + 6h},$$

qui substituée dans (6) donne

$$(9) \quad bp_1 h_0^2 - F(4h_0 + 6h) = 0.$$

Cette relation peut aussi s'écrire

$$(10) \quad p_1 = \frac{F(h + \frac{2}{3}h_0)}{\frac{bh_0^2}{6}},$$

ou sensiblement, quand h_0 est petit devant la hauteur hors sol ainsi que cela est réalisé habituellement,

$$(10 \text{ bis}) \quad p_1 = \frac{F(h + h_0)}{\frac{bh_0^2}{6}}.$$

L'équation (9) permet de calculer la profondeur h_0 connaissant F , h , b et la pression p_1 ; de même la formule (10) permet de vérifier la pression p_1 exercée par un massif donné, la force F et la hauteur h étant connues.

La relation (8) donne l'ordonnée de l'axe de rotation O . Comme la hauteur h est toujours grande par rapport à la profondeur h_0 du massif, l'ordonnée x_0 est très sensiblement égale à $\frac{h_0}{2}$.

L'équation (10 bis) donne une pression légèrement supérieure à celle que donne l'équation (10); elle peut donc être utilisée en toute sécurité pour la détermination de p_1 .

Ecrivons l'équation (10 bis) sous la formé suivante, en désignant par M le moment de la force F à fond de fouille

$$M = p_1 \frac{bh_0^2}{6}.$$

Cette expression donne l'égalité entre le moment de renversement M (premier membre) et le moment de stabilité M_s (second membre). Dans les applications, on calcule le moment de stabilité M_s en prenant pour p_1 la pression maximum admissible; ce moment de stabilité devra être supérieur au moment du renversement et le rapport $M_s : M$ donnera le coefficient de sécurité obtenu.

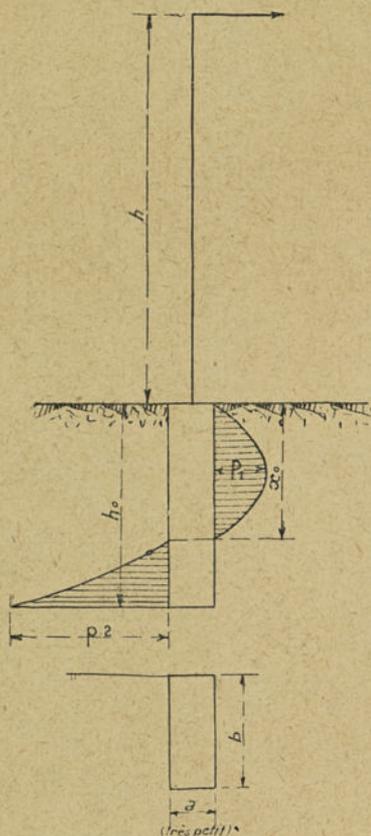


Fig. 244. — Massif sans poids encastré dans un sol ayant une résistance proportionnelle à la profondeur.

ou même ait une valeur appréciable au niveau du sol. Cette pression devra être nulle au niveau du sol et à la hauteur de l'axe de rotation. Mohr admet que la courbe des pressions est une parabole ainsi qu'on l'a représenté sur la figure 244; cette hypothèse correspond à celle où la résistance du sol est à la fois proportionnelle au déplacement et à la profondeur de l'élément de la face de la fouille considéré.

6. Calcul d'un massif en forme de dalle verticale encastrée dans un terrain élastique de résistance variable avec la profondeur. — L'hypothèse précédente ne correspond qu'imparfaitement à la réalité, car il n'est pas possible d'admettre que la pression du terrain soit maximum

Désignons par A une constante, par x la profondeur d'un point quelconque du massif et par x_0 celle de l'axe de rotation, la pression p en x est donc définie par la relation

$$(1) \quad p = A(x_0 - x)x,$$

qui rend bien la pression nulle à la surface du sol ($x=0$) et nulle à la profondeur x_0 . La constante A et la profondeur x_0 sont à déterminer.

Pour $x = \frac{x_0}{2}$ et $x = h_0$, on a respectivement

$$(2) \quad p_1 = A \frac{x_0^2}{4}$$

et

$$(3) \quad p_2 = A(x_0 - h_0)h_0.$$

Éliminons A entre ces deux relations, on a

$$(4) \quad \frac{p_2}{p_1} = \frac{4h_0(h_0 - x_0)}{x_0^2}.$$

Exprimons que la somme des forces agissant sur le massif est égale à zéro, on obtient une première relation, F étant l'effort horizontal appliqué à la hauteur h ,

$$(5) \quad F = \frac{1}{6} \frac{bp_2}{h_0 - x_0} (3x_0h_0 - 2h_0^2),$$

d'où

$$(6) \quad x_0 = h_0 \frac{2bh_0p_2 + 6F}{3bh_0p_2 + 6F}.$$

D'autre part, exprimons que la somme des moments est nulle, on a

$$(7) \quad F(h + h_0) = \frac{bp_2}{h_0 - x_0} \left(\frac{h_0x_0^2}{2} - \frac{2}{3}h_0^2x_0 + \frac{h_0^3}{4} \right).$$

Divisons membre à membre (5) et (7), on a, après quelques transformations,

$$(8) \quad x_0 = h_0 \frac{3h_0 + 4h}{4h_0 + 6h}$$

qui substitué dans (6) donne

$$(9) \quad F(6h_0 + 12h) = bp_2h_0^2.$$

Cette expression peut aussi s'écrire

$$(10) \quad p_2 = \frac{F\left(h + \frac{h_0}{2}\right)}{\frac{bh_0^2}{12}}$$

On obtiendrait de même pour la pression p_1

$$(11) \quad p_1 = \frac{F\left(h + \frac{3}{4}h_0\right)}{\frac{bh_0^2}{6}} \times \frac{3h_0 + 4h}{4h_0 + 6h}$$

En supposant que h_0 est négligeable devant la hauteur hors sol h , on a les expressions approchées suivantes, en posant $M = F(h + h_0)$,

$$(8 \text{ bis}) \quad x_0 = \frac{2}{3}h_0$$

$$(10 \text{ bis}) \quad p_2 = 12 \frac{M}{bh_0^2}$$

$$(11 \text{ bis}) \quad p_1 = \frac{1}{3}p_2$$

La courbe des pressions représentée sur la figure 244 est une parabole dont le maximum positif a lieu pour $x = \frac{h_0}{3}$. La pression p_1 en ce point est égale à $\frac{p_2}{3}$. Cette pression diminue ensuite avec la profondeur pour changer de sens pour $x_0 = \frac{2h_0}{3}$, enfin elle a la valeur p_2 maximum à la partie inférieure du massif, soit à la profondeur h_0 . Connaissant la résistance que la terre peut opposer au mouvement du massif, il est facile d'en vérifier les dimensions.

L'expression (10) peut s'écrire aussi

$$(12) \quad h_0^2 = \frac{F(12h + 6h_0)}{bp_2}$$

ou enfin, en divisant le numérateur et le dénominateur par h_0 ,

$$(13) \quad h_0^2 = \frac{F \left(6 + 12 \frac{h}{h_0} \right)}{\frac{b p_2}{h_0}}.$$

Il résulte des essais de Mohr en terrain meuble que l'extrémité inférieure du massif commence à se mouvoir chaque fois qu'en cet endroit l'expression $\frac{P_2}{h_0}$ atteint une certaine valeur qui, par exemple, pour le sable est égale à $1.400 \text{ kg} : \text{m}^3$.

En considérant que le terrain suit la loi de Coulomb et que la pression exercée à l'arête inférieure du massif est égale à la somme de la pression p_2 due à la dalle et à la poussée active p_a de la terre, Mohr admet que le déplacement se produit pour une valeur p_2 égale à la différence entre la pression passive p_p et la pression active p_a , soit pour

$$(14) \quad \frac{p_2}{h_0} = \delta_i [\text{tang}^2(45^\circ + \alpha) - \text{tang}^2(45^\circ - \alpha)].$$

Pour du sable pour lequel $\delta_i = 0,0016 \text{ kg} : \text{cm}^3$, et pour un angle d'éboulement α de $31^\circ 9'$, terrain utilisé pour les essais, on trouve

$$\frac{p_2}{h_0} = 0,0011 \text{ kg} : \text{cm}^3$$

soit $1.400 \text{ kg} : \text{m}^3$ qui est la valeur obtenue expérimentalement.

La profondeur h_0 déduite de (13) doit ainsi pour ce terrain satisfaire à la relation

$$h_0^2 \geq \frac{F \left(6 + 12 \frac{h}{h_0} \right)}{1100 \cdot b}.$$

Pour un autre terrain, le rapport limite $\frac{p_2}{h_0}$ correspondant au déplacement du massif aura la valeur Q ; et l'on pourra écrire ainsi la relation générale

$$(15) \quad h_0^2 \geq \frac{F \left(6 + 12 \frac{h}{h_0} \right)}{Q \cdot b}$$

La valeur Q est fonction de la nature, de la densité et de l'angle d'éboulement des terres.

On doit remarquer que cette théorie ne tient aucun compte du poids du massif. D'autre part, l'hypothèse de Coulomb ne s'applique évidemment que très imparfaitement à des terrains cohérents. Il en résulte que l'effort F applicable est supérieur à celui que donne la relation (15), comme l'a montré Frœhlich par les essais qu'il a effectués sur des massifs réels, ainsi qu'on l'exposera plus loin.

7. Calcul d'un massif prismatique en terrain élastique (Andrée et Norsa) (1). — La méthode de calcul suivante est plus complète, puisqu'elle tient compte en même temps de la pression verticale sur les terres et des pressions latérales, comme on l'a représenté sur la figure 245 (2). La théorie d'Andrée est basée sur une résistance du terrain indépendante de la profondeur.

Les notations étant celles de cette figure, la condition d'équilibre des forces et des réactions se traduit simplement par les équations

$$P_3 = P \text{ et } P_1 = P_2,$$

la force F étant supposée équilibrée par frottement de la surface inférieure du massif sur le sol, nous n'en tiendrons pas compte.

L'égalité des moments de stabilité et de renversement par rapport à l'arête PQ conduit, d'autre part, à l'équation suivante :

$$(1) \quad F(h + h_0) + P c_3 = P \frac{a}{2} + P_1 (h_0 - c_1 - c_2).$$

En remarquant que l'on a approximativement

$$(2) \quad h_0 = 3(c_1 + c_2)$$

et que la distance c_3 a pour valeur en fonction de la pression maximum p_3 à l'arête Q

$$(3) \quad c_3 = \frac{2P}{3bp_3},$$

(1) W. L. ANDRÉE. — Zur Berechnung von Mastenfundamenten. Der Eisenbau, 15 juillet 1920; R. NORSA. Il. Calcolo del Conduttore (Nota sulle fondazioni). Elettrotecnica des 15 et 25 mai 1923, p. 303 et 327.

(2) Dans cette figure, remplacer c_1 , c_2 et c_3 par $3c_1$, $3c_2$ et $3c_3$.

on obtient en substituant (2) et (3) dans (1)

$$(4) \quad p_3 = \frac{2P}{3b} \frac{1}{a - \frac{F}{P}(h+h_0) + \frac{2P_1}{3P}h_0}$$

Cette formule est une généralisation de la suivante que l'on obtient dans l'hypothèse où la poussée latérale des terres est nulle, c'est-à-dire en faisant $P_1 = 0$,

$$(4 \text{ bis}) \quad p_3 = \frac{2P}{3b} \frac{1}{a - \frac{F}{P}(h+h_0)}$$

Andrée suppose, d'autre part, que les pressions par unité de surface p_1, p_2 et p_3 produisent une déformation proportionnelle aux distances c_1, c_2 et c_3 correspondantes. Soit k_1, k_2 et k_3 les trois coefficients de proportionnalité, on a ainsi

$$(5) \quad \frac{p_1 k_1}{c_1} = \frac{p_2 k_2}{c_2} = \frac{p_3 k_3}{c_3}$$

Éliminons entre ces relations les distances c_1, c_2 et c_3 définies par

$$(6) \quad c_1 = \frac{2P_1}{3bp_1}, \quad c_2 = \frac{2P_2}{3bp_2};$$

$$c_3 = \frac{2P}{3bp_3},$$

on obtient

$$(6) \quad p_1 \sqrt{\frac{k_1}{P}} = p_2 \sqrt{\frac{k_2}{P}} = p_3 \sqrt{\frac{k_3}{P}};$$

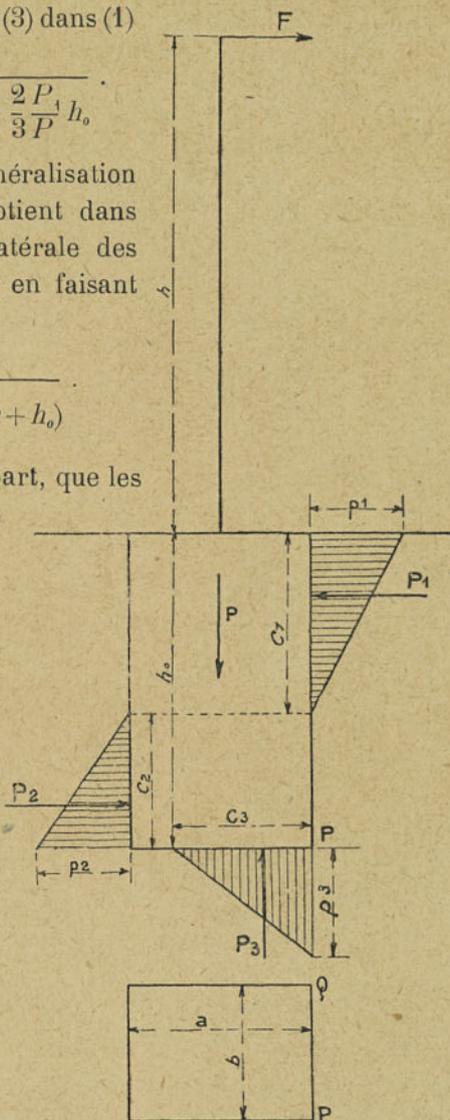


Fig. 245. — Massif de poids non négligeable supposé encastée dans un sol de résistance constante.

d'où, en tenant compte de (3),

$$(7) \quad v_3 = \frac{2}{bh_0} \sqrt{PP_1} \frac{\sqrt{k_1} + \sqrt{k_2}}{\sqrt{k_3}}.$$

Les équations (4) et (7) contiennent deux inconnues p_3 et P_1 . On détermine ensuite p_1 et p_2 par les relations (6).

Il faut toutefois connaître les relations entre k_1 , k_2 et k_3 . Andrée a lmet que les deux coefficients k_2 et k_3 sont égaux et pour tenir compte de la plus faible résistance des terres à la surface du sol, il pose $k_1 = 3k_3$.

Dans ces conditions, l'équation (7) devient

$$(7 \text{ bis}) \quad p_3 = \frac{2}{bh_0} \sqrt{PP_1} (1 + \sqrt{3}).$$

Par exemple, pour un massif ayant les caractéristiques suivantes : $a = b = 1,80$ m. ; $h_0 = 2,40$ m. ; $l = 17,60$ m. ; $F = 700$ kg. ; $P = 18.000$ kg. ; on a : $F(h + h_0) = 14.000$ mkg. ; $P = 18.000$ kg. ; $p_1 = 3.600$ kg : m² ; $p_2 = 6.300$ kg : m² ; $p_3 = 11.900$ kg : m² ; $P_1 = P_2 = 4.950$ kg.

Si l'on n'avait pas tenu compte de la résistance des terres, on aurait obtenu par la formule (4 bis) $p_3 = 54.600$ kg : m².

Pour un effort $F = 2.000$ kg., on aurait : $p_1 = 13.400$ kg : m² ; $p_2 = 23.000$ kg : m² ; $p_3 = 23.000$ kg : m² ; $P_1 = P_2 = 18.100$ kg.

Cette méthode donne naturellement des valeurs qui diffèrent suivant l'hypothèse faite sur les valeurs de k_1 .

Il paraît donc préférable de chercher à s'affranchir de cette hypothèse, et dans ce but M. Norsa a adopté pour réaction des terres la loi de variation parabolique déduite de la théorie de Mohr, comme on l'a représenté sur la figure 246.

En adoptant les mêmes hypothèses que plus haut, la condition d'équilibre des forces donne

$$(1) \quad P_1 = \frac{2}{9} b p_1 h_0, \quad (2) \quad P_2 = \frac{4}{27} b p_2 h_0,$$

$$(3) \quad P_1 = P_2, \quad (4) \quad P = P_3.$$

Si l'on assimile le segment de parabole des pressions de résultante P_2 à une droite, le point d'application de P_2 est à une distance

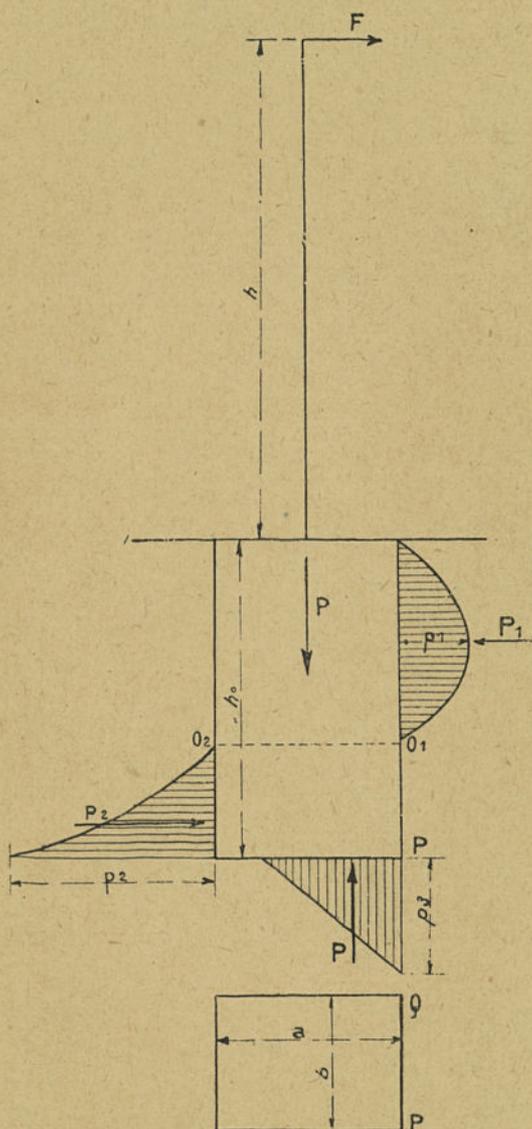


Fig. 246. — Massif de poids non négligeable encastré dans un sol dont la résistance est proportionnelle à la profondeur.

$\frac{h_0}{9}$ de la base; d'autre part, le point d'application de P_1 est à une distance $\frac{2}{3}h_0$ de la même base, de sorte que le moment de P_1 et de P_2 par rapport à l'arête PQ a pour valeur $\frac{5}{9}h_0P_2$.

Exprimons l'égalité des moments de renversement et de stabilité du massif par rapport à l'arête PQ; on a

$$(5) \quad F(h+h_0) + \frac{2}{3} \frac{P^2}{bp_2} = P \frac{a}{2} + \frac{5}{9} h_0 P_2.$$

En admettant que les deux coefficients de déformation k_2 et k_3 sont égaux, on a, par des considérations analogues à celles de la méthode d'Andrée

$$(6) \quad \frac{p_2}{p_3} = \sqrt{\frac{P_2}{P}},$$

d'où en éliminant p_2 entre les deux équations (2) et (6)

$$(7) \quad P_2 = \left(\frac{4}{27}\right)^2 \frac{bp_3^2 h_0^2}{P}$$

qui substitué dans (5) donne l'équation générale suivante

$$(8) \quad F(h+h_0) + \frac{2}{3} \frac{P^2}{bp_3} = P \frac{a}{2} + \frac{80}{7461} \frac{b^2 p_3^2 h_0^3}{P}.$$

Connaissant les dimensions du massif, son poids et la pression admissible p_3 , on en déduit le moment $F(h+h_0)$ compatible avec la stabilité de l'ensemble.

On peut vérifier aussi la valeur de la pression latérale p_2 qui est généralement inférieure à p_3 , mais qui dépasse la valeur limite que donne la théorie de Mohr et celle des massifs pulvérulents.

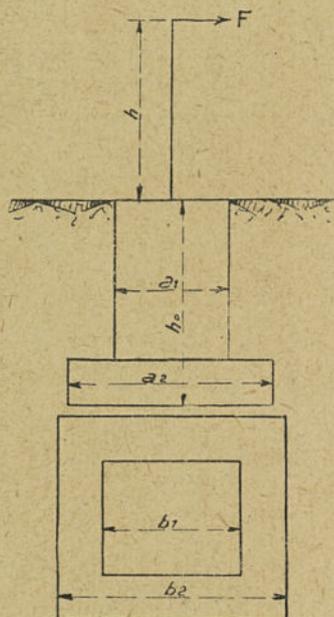


Fig. 247. — Massif prismatique muni d'une dalle.

Dans le cas d'un massif muni d'une dalle, en désignant par a_1 et b_1 les dimensions de la partie supérieure et par a_2 et b_2 celles

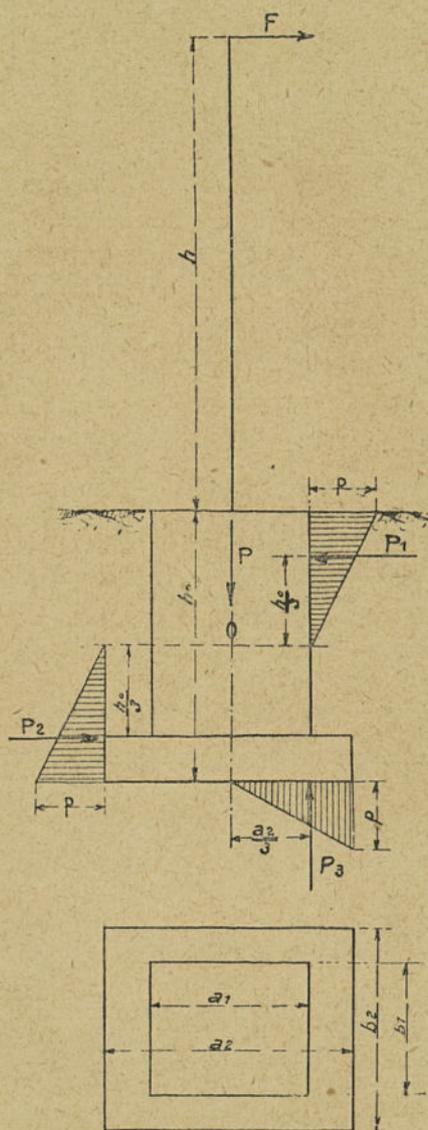


Fig. 248. — Représentation des pressions sur les faces d'un massif à dalle pour les hypothèses simplificatrices de Schütz.

de la dalle, ainsi qu'on l'a indiqué sur la figure 247, la formule (8) se transforme en la suivante

$$(8 \text{ bis}) \quad F(h+h_0) + \frac{2}{3} \frac{P^2}{b_2 p_3} = P \frac{a_2}{2} + \frac{80}{7461} \frac{b_1 p_3^2 h_0^3}{P},$$

dont l'application est identique à celle de la formule (8).

8. Calcul d'un massif prismatique en terrain élastique d'après la méthode simplifiée de Schutz. — Schutz a établi une méthode simplifiée de calcul qui, si elle est basée sur des hypothèses moins rapprochées de la réalité que les précédentes, permet cependant d'obtenir rapidement des résultats très voisins des résultats expérimentaux de Frøehlich.

Soit : M le moment de renversement par rapport au centre O de section du massif autour duquel celui-ci est supposé tourner égal par conséquent à $F \left(h + \frac{h_0}{2} \right)$, comme on le voit sur la figure 248 ;

a_2 et b_2 les dimensions de la dalle ;

a_1 et b_1 celles du massif à fleur du sol ;

h_0 la profondeur du massif ;

P_1 , P_2 et P_3 les trois réactions du sol que l'on suppose placées comme l'indique la figure, et dont la répartition est supposée effectuée, suivant une loi triangulaire ;

p la pression maximum sur le sol supposée égale dans les trois régions de compression.

Nous admettons encore que le frottement du massif compense la force appliquée F .

Dans ces conditions, la condition d'égalité des forces appliquées et des réactions donne

$$P_3 = P \quad \text{et} \quad P_1 = P_2.$$

La loi de répartition des pressions permet d'écrire d'autre part

$$(1) \quad P_1 = P_2 = b_1 p \frac{h_0}{4},$$

$$(2) \quad P = b_2 p \frac{a_2}{4}.$$

La condition d'égalité des moments de renversement et de stabilité est ainsi

$$(3) \quad M = 2b_1 p \frac{h_0}{4} \times \frac{h_0}{3} + b_2 p \frac{a_2}{4} \times \frac{a_2}{3}$$

ou

$$(4) \quad M = \left[b \frac{h_0^2}{6} + b_2 \frac{a_2^2}{12} \right] p$$

Comme les calculs effectués par cette formule sont basés sur des hypothèses très simplifiées, on corrige ces imperfections en modifiant la valeur admissible de la pression maximum p en fonction du moment M_0 à la surface du sol ($M_0 = Fh$).

Schutz a donné le tableau suivant des valeurs de p à admettre dans les calculs pour les moments M_0 compris entre 200.000 mkg. et 5.000 mkg.

M_0	p
mkg	kg : cm ²
200 000	2,7
175 000	2,6
150 000	2,5
125 000	2,3
100 000	2,4
75 000	1,8
50 000	1,5
25 000	1,2
10 000	0,9
5 000	0,7

9. Méthode de calcul basée sur les expériences effectuées par l'Association Suisse des Electriciens. — L'Association Suisse des Electriciens, d'accord avec les organes de contrôle, a entrepris une série d'essais pour rechercher l'effet de la réaction et de la poussée des terres. Ces essais ont conduit aux résultats que nous allons exposer (1) en considérant les trois types suivants de fondations :

(1) Nous utiliserons pour cet exposé le Rapport très complet présenté par M. Perrochet à la Conférence Internationale des Grands Réseaux Electriques de 1925. — Voir le compte rendu de cette conférence, t. I, p. 916.

1° Fondations massives encastrées plus ou moins profondément dans le sol, sollicitées par un moment de rotation autour d'un axe horizontal se subdivisant en :

- a) fondations à massifs encastrés,
- b) fondations à dalle ;

2° Fondations sollicitées à l'arrachement ;

3° Fondations spéciales qui sont en général une combinaison des deux premiers types, telles, par exemple, que les fondations à massifs séparés comportant des parties sollicitées à l'arrachement et des parties sollicitées à la compression.

A. *Fondations massives.* — La pratique montre qu'un massif de pylône encastré ne se renverse jamais complètement, mais qu'il prend une inclinaison qui pourrait ne plus assurer le maintien des hauteurs des conducteurs prescrites par les règlements. La Commission de l'Association Suisse des Électriciens s'est donc attachée à fixer la limite d'inclinaison admissible des supports sous l'effet des plus fortes charges, en fixant une limite à la pression des terres adjacentes ; et, dans ce but, elle a cherché par de nombreux essais à déterminer la sollicitation du sol environnant et sous-jacent pour différentes valeurs de l'angle d'inclinaison des pylônes ; ces essais ont conduit aux conclusions suivantes :

a) La résistance spécifique des terrains à la compression le long des parois verticales, que nous désignerons par K , varie en raison directe de la profondeur du massif mesurée à partir du niveau du sol.

b) Cette résistance spécifique dépend de la nature du sol et de son état d'humidité.

c) Elle diminue, pour un même terrain, au fur et à mesure que la pression spécifique augmente.

d) La résistance spécifique des terrains à la compression du sol horizontal placé sous le massif a une valeur au moins égale ou légèrement supérieure au maximum K_0 de K mesurée sur les parois verticales à la profondeur considérée.

e) L'axe de rotation des fondations massives se déplace suivant la nature du terrain entre l'axe de symétrie O du cube de béton

et son arête inférieure O'' du côté où s'exercent les forces extérieures, ainsi qu'on la représente sur la figure 249 ; les deux positions extrêmes se rencontrent l'une pour un massif implanté dans un terrain meuble (position O), l'autre pour un massif posé sur le rocher, l'encastrement étant considéré comme nul (position O'').

f) On peut admettre que dans la période de faible rotation tolé-

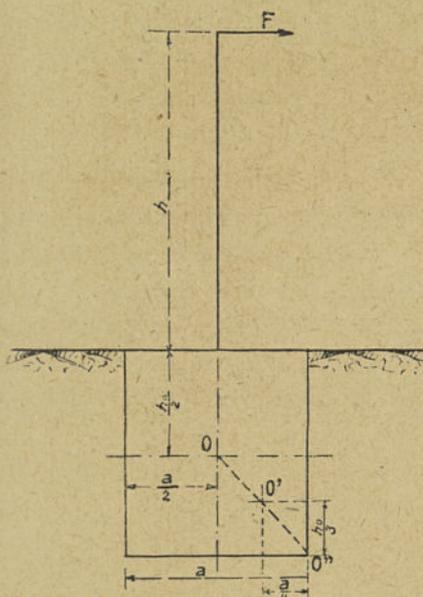


Fig. 249. — Représentation de l'axe de rotation réel d'un massif prismatique.

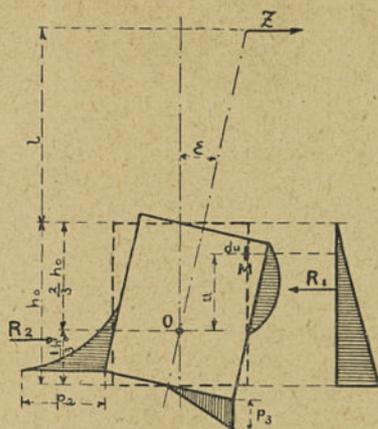


Fig. 250. — Représentation des pressions sur les terres dans l'hypothèse d'une rotation autour de l'axe O' .

rée, l'axe de rotation se trouve en O' , au $1/3$ environ de la hauteur du massif à partir de la base et à une distance $\frac{a}{4}$ de la face située du côté des forces extérieures.

Les formules établies sont basées sur cette hypothèse.

Le moment des forces extérieures M tendant à provoquer la rotation de l'ouvrage a pour expression

$$(1) \quad M = F \left(h + \frac{2}{3} h_0 \right).$$

Ce moment est équilibré par le moment dû aux forces de

réaction des terres sur les faces latérales, et par le moment dû à la réaction de la terre sous la fondation.

Pour déterminer ces moments de stabilisation reportons-nous à la figure 250 qui représente un massif en mouvement de rotation.

Soit : du un élément de l'arête en M ;

u , sa distance verticale jusqu'à l'axe de rotation ;

b , la largeur du massif dans le sens perpendiculaire à l'action des forces horizontales,

ε , l'angle dont tourne le massif ;

x , le déplacement horizontal de l'élément du ;

K , le coefficient de compressibilité des terres ;

p , la pression en M ; on a

$$p = Kx \text{ et } x = u \tan \varepsilon.$$

Le moment de stabilisation dû aux forces verticales M_2 a ainsi pour expression

$$(2) \quad M_2 = \int_{\frac{h_0}{3}}^{\frac{2}{3}h_0} Ku^2 \tan \varepsilon b du.$$

Admettons que le coefficient K varie proportionnellement à la profondeur de la fouille, et désignons par K_0 sa valeur à la profondeur h_0 , l'équation (2) devient après intégration,

$$(3) \quad M_2 = \frac{bh_0^3}{36} K_0 \tan \varepsilon.$$

La pression maximum exercée sur le terrain à l'arête inférieure de la fondation p_2 a pour expression

$$(4) \quad p_2 = \frac{1}{3} h_0 K_0 \tan \varepsilon.$$

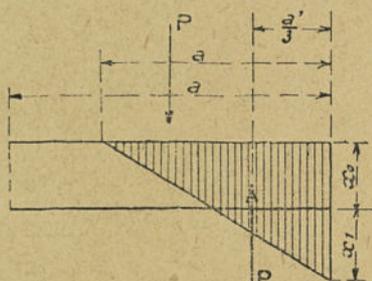


Fig. 251. — Pressions sur le fond de la fouille.

Le moment de stabilisation dû à la réaction du sol horizontal situé sous le massif, que nous désignerons par M_3 , se calcule en considérant les compressions du sol sous l'effet du poids de l'ouvrage et de sa rotation, et les déplacements élastiques qui en résultent. Le poids seul produirait un enfoncement uniforme x_0 de

toute la fondation, ainsi qu'on l'a indiqué sur la figure 251.

Désignons par K_3 le coefficient de compressibilité au fond de la fouille, et par P le poids de l'ouvrage, on a

$$(5) \quad x_0 = \frac{P}{abK_3}.$$

Sous l'effet de la rotation, l'arête antérieure de la fondation s'enfonce d'une profondeur x_1 . Dans l'hypothèse où $x_1 > x_0$, cas qui se rencontre habituellement (cas où seulement une partie du massif comprime le sol); on a

$$(6) \quad ax_0 = a' \frac{x_0 + x_1}{2}.$$

D'autre part,

$$\text{tang } \varepsilon = \frac{x_0 + x_1}{a'}.$$

ou, en tenant compte de (6),

$$(7) \quad \text{tang } \varepsilon = \frac{(x_0 + x_1)^2}{2ax_0}.$$

Le moment résultant M_3 a ainsi pour expression

$$M_3 = P \left(\frac{a}{2} - \frac{a'}{3} \right),$$

ou, en tenant compte de (5), (6) et (7),

$$(8) \quad M_3 = Pa \left[\frac{1}{2} - \frac{2}{3} \sqrt{\frac{P}{2a^2 b K_3 \text{ tang } \varepsilon}} \right].$$

La compression maximum du sol au droit de l'arête antérieure p_3 est

$$(9) \quad p_3 = K_3(x_0 + x_1) = \sqrt{\frac{2K_3 P}{b} \text{ tang } \varepsilon}.$$

Le moment de stabilité M_s total est ainsi $M_s = M_2 + M_3$.

Pour un terrain normal et pour des massifs n'offrant pas de particularités spéciales, le moment M_3 a pour expression approchée

$$(9 \text{ bis}) \quad M_3 = 0,4 aP,$$

expression à comparer à celle que donne la théorie simple de rotation autour de l'arête comprimée ($0,5 aP$).

Pour les fondations relativement profondes, le terme M_2 est prépondérant, et le terme M_3 plus ou moins négligeable.

Pour les fondations très peu profondes, c'est le contraire ; à la limite, on arrive ainsi au cas des dalles superficielles pour lesquelles le moment de stabilisation dû au poids est le seul à retenir.

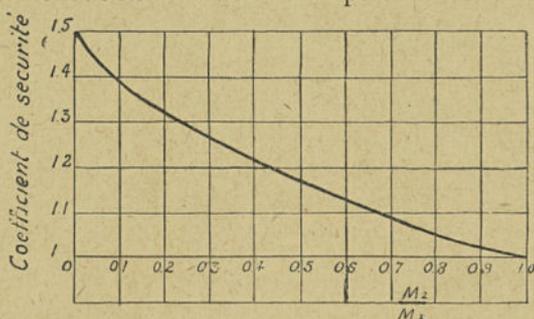


Fig. 252. — Coefficient de sécurité à adopter en fonction du rapport $M_2 : M_3$ (prescriptions suisses).

L'inclinaison du support n'étant pas limitée lorsque le moment de renversement dépasse le moment stabilisateur, le projet de règlement préconise l'adoption d'un coefficient de sécurité égal à 1,5. Toutefois, pour éviter un passage brusque entre les fondations à massif encastré et les fondations à dalle superficielle, on adoptera un coefficient de sécurité en fonction du rapport $M_2 : M_3$ défini par la courbe de la figure 252.

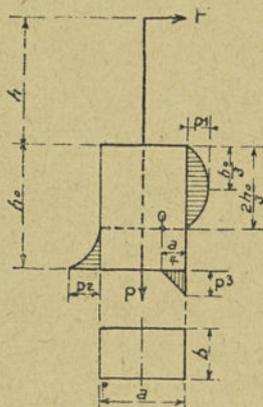


Fig. 253. — Représentation des pressions et du centre de rotation dans un massif prismatique.

En résumé, si M représente le moment en centimètres-kilogrammes par rapport au centre O de rotation (figure 253) de l'effort F exprimé en kilogrammes ;

a, b, h_0 les dimensions du massif en centimètres ;

P le poids de la fondation et du pylône en kilogrammes ;

K_0 le coefficient de compressibilité du terrain sur les parois latérales de la fouille à la profondeur h_0 , exprimé en $\text{kg} : \text{cm}^3$;

K_3 le même coefficient sous la fondation ;

ε l'angle dont tourne la fondation autour de l'axe O sous l'influence de l'effort F ;

p_1 , p_2 et p_3 les pressions maxima sur les terres exprimées en kg : cm^2 , on a

$$M = \frac{bh_0^3}{36} K_0 \text{ tang } \varepsilon + Pa \left[0,5 - \frac{2}{3} \sqrt{\frac{P}{2a^2 b K_3 \text{ tang } \varepsilon}} \right];$$

$$p_2 = K_0 \frac{h_0}{3} \text{ tang } \varepsilon; \quad p_1 = \frac{1}{3} p_2; \quad p_3 = \sqrt{\frac{2K_3 P \text{ tang } \varepsilon}{b}}$$

En première approximation, on admettra que l'inclinaison est telle que $\text{tang } \varepsilon = 0,01$, c'est-à-dire que l'on a $\varepsilon = 34'22''$.

Dans le cas d'un massif à semelle, les formules se compliquent par le fait que les coefficients K ne sont pas les mêmes pour la dalle (terre non remuée) que pour la partie supérieure (terres rapportées), à moins que la fouille ait pu être creusée de même forme que le massif lui-même.

Les valeurs approximatives du coefficient de compressibilité du terrain K sur les parois latérales de la fouille déterminées pour une profondeur de 2 mètres sont résumées au tableau ci-dessous ; on obtient ces valeurs à toute autre profondeur en admettant la loi de proportionnalité en fonction de cette profondeur.

NATURE DU TERRAIN	K pour $h_0=2\text{ m}$ kg : cm^2
Terrain bourbeux ou marécageux léger	0,5 à 1,0
— — — — — lourd	1,0 à 1,5
Rémblais d'humus, de sable, ou de gravier	1,0 à 2,0
Argile aquifère	2,0 à 3,0
— humide	4,0 à 5,0
— sèche	6,0 à 8,0
— sèche et durcie	10,0
Terrains naturels (non remués)	
Humus mélangé de sable, marne avec peu de pierres	8,0 à 10,0
— — — — — avec beaucoup de pierres ou de graviers	10,0 à 12,0
Graviers fins mélangés de sable fin	8,0 à 10,0
Graviers de grosseur moyenne mélangés de sable fin	10,0 à 12,0
— — — — — gros	12,0 à 15,0
Gros graviers mélangés de beaucoup de sable grossier	12,0 à 15,0
— — — — — peu — — — — —	15,0 à 20,0
— — — — — peu — — — — —	15,0 à 20,0
ayant fait prise	20,0 à 25,0

Dans les applications, on prend généralement pour K_3 la même valeur que celle de K donnée par le tableau ci-dessus, rapportée naturellement à la profondeur du fond de la fouille.

B. *Fondations sollicitées à l'arrachement.* — Les essais d'arrachement faits sur des fondations de différentes formes et profondeurs et sur des poteaux de bois ont confirmé que pour soulever une fondation ou un poteau hors sol il faut non seulement vaincre le frottement entre le béton ou le poteau et la terre, mais aussi la cohésion du terrain entourant la fondation ; ce travail de cisaillement des terres augmente l'effort nécessaire et par conséquent la stabilité. En première approximation, on peut en tenir compte, en considérant le poids du volume de terre entraîné par la fondation ou le poteau, le cisaillement étant supposé s'effectuer sous un angle β par rapport à la verticale.

La forme des fondations joue un rôle important : les fondations qui présentent un élargissement vers le bas offrent une résistance à l'arrachement beaucoup plus grande que les fondations cylindriques.

Les fouilles doivent autant que possible être exécutées aux dimensions des massifs pour éviter la terre rapportée autour du béton.

L'humidité augmente la cohésion, particulièrement pour l'argile.

En résumé, la résistance à l'arrachement des fondations dépend :

- a) du poids propre de la fondation et du pylône ;
- b) du poids des terres qui reposent directement sur la fondation ;
- c) du poids des terres qui, par frottement, sont entraînées avec la fondation ou, quand ce n'est pas le cas, du frottement entre la fondation et les terres adjacentes.

On prend pour poids spécifique des terres :

1600 kg : m³ pour les terres rapportées et

1900 kg : m³ pour les terrains naturels ou damés.

Le volume des terres entraînées par frottement avec la fondation est limité par une surface engendrée par des génératrices

s'appuyant sur la surface de base de la fondation et inclinées vers l'extérieur d'un angle β par rapport à la verticale, cet angle ayant les valeurs indiquées au tableau suivant :

NATURE ET PROPRIÉTÉS DU TERRAIN	NATURE ET FORME DES FONDATIONS		
	Massif de béton coulé directement dans la fouille ou damé s'appliquant directement au terrain naturel et non désagrégé.		Socles ou massifs de béton préparés d'avance et implantés dans le sol
	sans amincissement de bas en haut	avec amincissement de bas en haut	
	β degrés	β degrés	β degrés
a) Terrain marécageux ; Sable fin d'alluvions ; Remblais de terres légères.	5	8	5
b) Terrain à forte proportion d'humus ; Argile humide ; Sable fin humide ; Remblais tassés de terres lourdes.	8	12	8
c) Humus tassé mélangé de sable ; Argile mélangée de peu de pierres ; Gravier mélangé de beaucoup de sable.	12	18	12
d) Terrain dur ou très tassé composé de sable et d'argile avec forte proportion de petites pierres ; Gravier mélangé d'une forte proportion de sable grossier.	20	25	18
e) Gravier résistant et très tassé contenant peu de sable grossier.	35	40	24

L'angle β est égal à 0 pour les poteaux de bois et les socles en béton à parois lisses. Les données pour le calcul à l'arrachement de ces types de supports sont résumées dans le tableau ci-dessous.

	NATURE ET FORME DE LA FONDATION	RÉSISTANCE A L'ARRACHEMENT
1	Poteaux de bois de forme à peu près cylindrique.	La résistance à l'arrachement en kg est de la forme Sf_0 ; S surface en cm^2 de la partie enterrée, f_0 coefficient de frottement exprimé en $\text{kg} : \text{cm}^2$, dont la valeur est comprise entre 0,03 et 0,04.
2	Socles en béton à parois lisses sans rétrécissement de bas en haut, préparés à l'avance pour être ensuite implantés dans le sol.	Comme dans le cas 1, mais la valeur de f_0 est comprise entre 0,06 et 0,10; le chiffre le plus élevé s'applique aux terrains graveleux.
3	Poteaux de bois allant s'amincissant de bas en haut ou socles de béton présentant même caractère, consolidés dans la fouille par des couronnes de pierre.	Comme dans le cas 1; mais tenir compte du frottement supplémentaire dû aux couronnes de pierre et à la partie inférieure élargie des poteaux ou socles.

C. *Fondations spéciales.* — Dans le cas des fondations à massifs séparés, sans liaison directe entre eux, on peut admettre que leur sollicitation est la même que celle des montants du pylône. Le moment de stabilité s'obtient en multipliant l'effort de résistance à l'arrachement des massif sollicités par la distance comprise entre les axes des massifs soulevés et comprimés. Cet effort se compose du poids des massifs, du poids des terres entraînées, enfin de la partie du poids du pylône agissant sur les massifs considérés.

La pression exercée sur le sol par les massifs comprimés ne doit pas dépasser le coefficient de compressibilité du terrain envisagé, à la profondeur considérée.

Le coefficient de stabilité dans ces conditions doit être égal à 4,5.

Dans le cas des fondations à massifs séparés reliés partiellement entre eux, on peut en outre ajouter le moment de stabilité provenant de l'encastrement des massifs comprimés sollicités par un moment de rotation calculé comme sous A; toutefois ce moment n'est à envisager que si les massifs soulevés et comprimés sont reliés entre eux de façon rigide et s'ils ont été bétonnés dans le terrain naturel.

types de massifs implantés ou posés directement sur le sol (1).

Chaque type était étudié en appliquant des efforts croissants au sommet, d'une part dans le sens de l'axe principal et, d'autre part, dans le sens d'une diagonale. On relevait pour chaque effort :

le déplacement du sommet du pylône ;

l'inclinaison de l'arête supérieure du massif ;

les coordonnées de deux points du massif permettant ensuite de déduire le déplacement de l'axe de rotation.

Le poids de la terre était de 1520 kg. par m³ à l'état normal et de 2.180 kg. par m³ à l'état pilonné. Les angles d'éboulement correspondants étaient respectivement de 34° et de 43°,7.

Nous avons résumé sur la figure 254 quelques résultats de ces essais relatifs aux massifs auxquels on appliquait un effort dans le sens de l'axe principal. Sur cette figure, on a reporté en abscisses les moments par rapport à la base correspondant aux efforts appliqués au sommet, et en ordonnées les déplacements du massif.

On constate immédiatement en comparant les massifs I et III que la poussée des terres a pour effet d'accroître considérablement le moment nécessaire au déplacement.

En se basant sur ces expériences, Frœhlich a établi une méthode de calcul actuellement adoptée en Allemagne par les *autorités administratives* et la *Société des Electriciens allemands* (V. D. E.), et qui peut être raccordée aux résultats de la théorie de Mohr exposée précédemment.

Cette théorie nous a conduits à la condition suivante :

$$(1) \quad h_0^2 \geq \frac{F \left(6 + 12 \frac{b}{h_0} \right)}{Q b}$$

d'où l'on tire l'effort F maximum admissible

$$(2) \quad F = \frac{h_0^2 Q b}{6 + 12 \frac{b}{h_0}}$$

(1) FRÖHLICH. — *Calculs des massifs de fondation pour pylônes*, traduction par H. Croutelle (Paris, librairie Béranger).

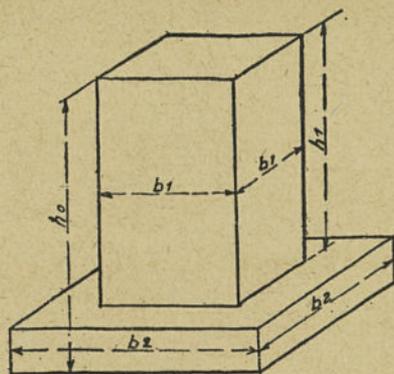


Fig. 255. — Représentation d'un massif à dalle.

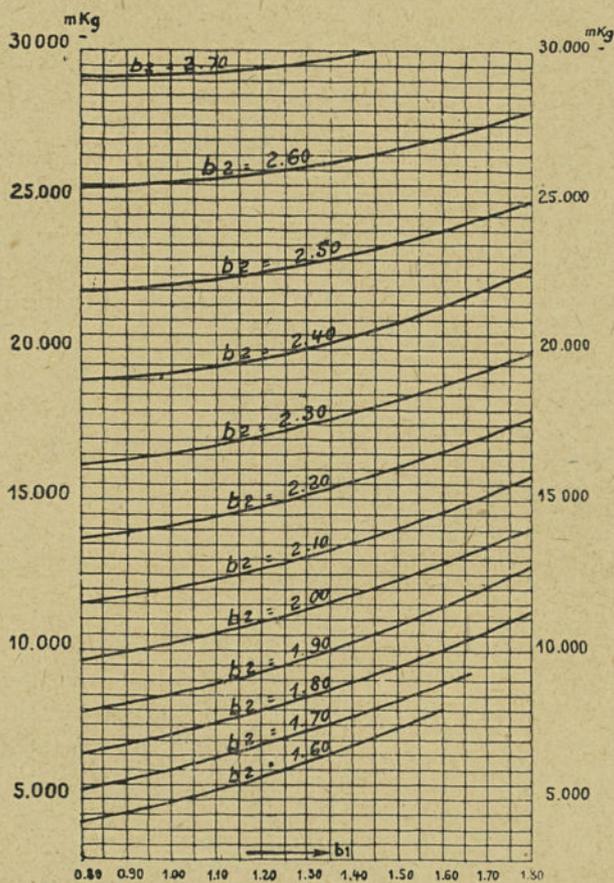


Fig. 256. — Abaque de Fröehlich pour les massifs à dalle ($h_0=1,80m.$).

Mais dans cette expression, les massifs sont considérés sans poids. En pratique, l'effort F peut donc être supérieur à cette limite théorique, ce que les expériences de Fröhlich ont d'ailleurs prouvé.

Cet auteur désigne par x le coefficient plus grand que l'unité

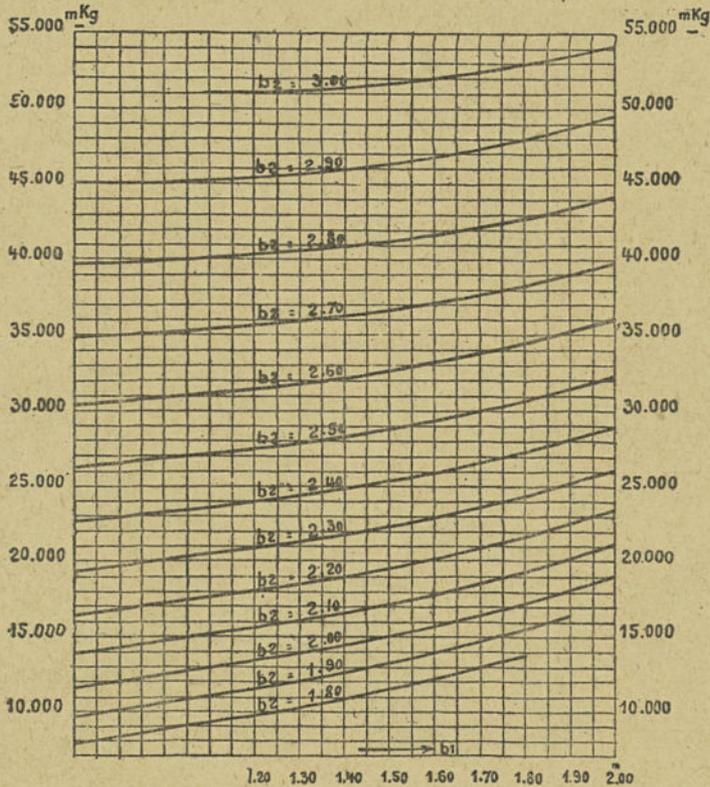


Fig. 257. — Abaque de Fröhlich pour les massifs à dalle ($h_0 = 2$ m.).

qu'il faut introduire dans la formule ci-dessus pour tenir compte des résultats expérimentaux. La formule générale à appliquer est ainsi la suivante :

$$(3) \quad F = x \frac{h_0^2 Q b}{6 + 12 \frac{h}{h_0}}$$

d'où l'on déduit la dimension de l'arête b :

$$(4) \quad b = \frac{F \left(6 + 12 \frac{h}{h_0} \right)}{h_0^3 Q_X}$$

Le coefficient x varie suivant les massifs étudiés dans d'assez grandes limites, ainsi que l'indique le tableau suivant :

MASSIF	x
I	11,50
V	14,74
VII	10,93
IX	6,12

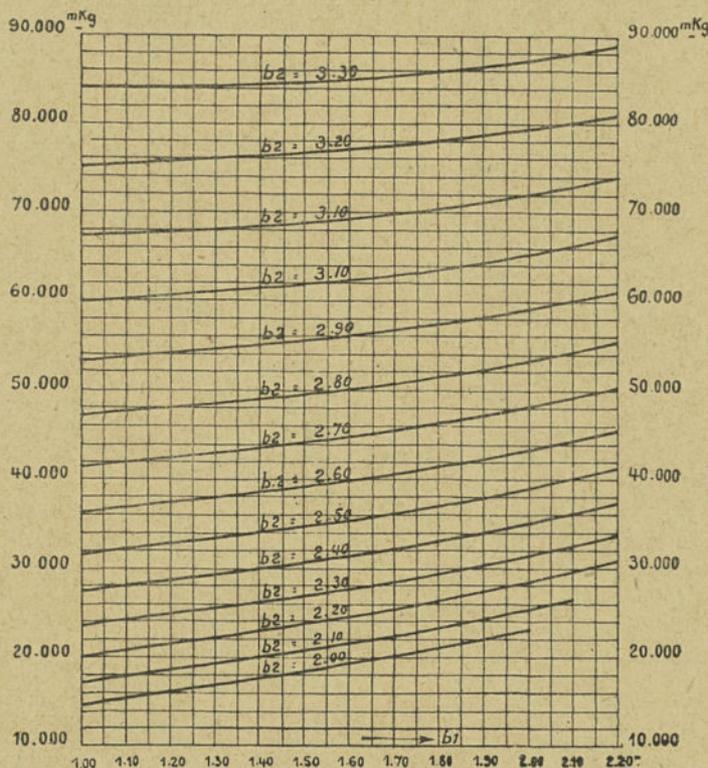


Fig. 258. — Abaque de Frölich pour les massifs à dalle ($h_0=2,20$ m.).

En remarquant que ce coefficient x est sensiblement proportionnel au rapport de l'arête de la base à la profondeur h_0 ,

Frøhlich arrive enfin à la formule suivante relative au massif d'essai n° 1 à base carrée.

$$(5) \quad b_2 = 1,37 \sqrt{\frac{F\left(\frac{h_0}{2} + h\right)}{1120 h_0^2 b_2} + (b_2 - b_1) \frac{h_1}{h_0}}$$

les lettres ayant la signification indiquée sur la figure 255.

Dans cette formule, on a supposé que le poids des terres cor-

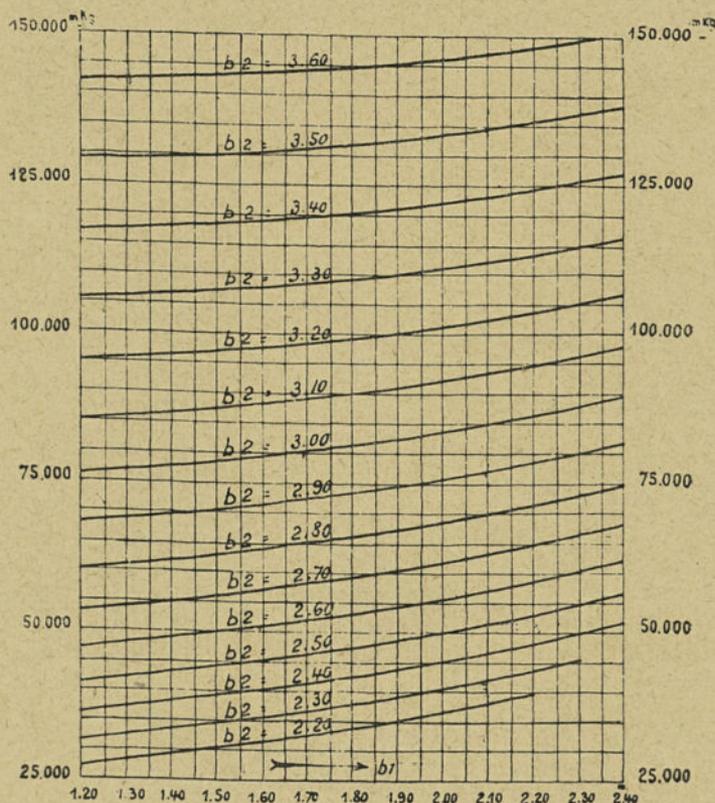


Fig. 259. — Abaque de Frøhlich pour les massifs à dalle ($h_0 = 2,50$ m.).

respond à la valeur réglementaire de $1600 \text{ kg} : \text{m}^3$, ce qui conduit à la valeur $Q = 1100 \text{ kg} : \text{m}^3$.

La formule (5) peut être ordonnée par rapport à b_2 , car la profondeur h_0 et la largeur b_1 sont généralement imposées : h_0 par la

profondeur admissible pour la fouille, b_1 par la largeur du pylône. On obtient ainsi la formule générale suivante :

$$(6) b_2^3 - 1,88 \frac{h_0 + b_1}{b_0 + 0,94} b_2^2 + 1,88 \frac{h_0 + \frac{b_1}{2}}{h_0 + 0,94} b_1 b_2 = \frac{F (h_0 + 2h)}{1190 h_0 (h_0 + 0,94)}$$

Frœhlich a établi des graphiques permettant de résoudre rapidement cette équation, et que nous reproduisons aux figures 256 à 260.

Dans ces graphiques, on a porté en abscisses la largeur supé-

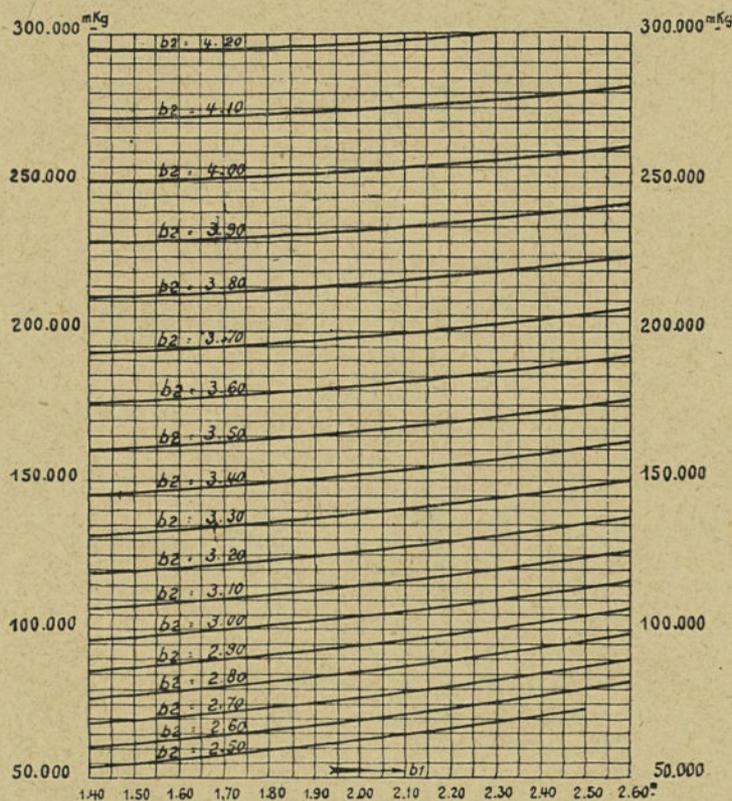


Fig. 260. — Abaque de Frœhlich pour les massifs à dalle ($h_0 = 2,80$ m.).

rieure b_1 du massif, en ordonnées le moment de renversement M rapporté à la moitié de la hauteur du massif : $M = F(h + \frac{h_0}{2})$.

Chaque courbe correspond à une valeur déterminée de la largeur de la semelle b_2 .

Les dimensions sont exprimées en mètres, et les moments en mètres kilogrammes.

Soit, à titre d'exemple, un pylône sur lequel agissent : à 14 mètres du sol un effort utile de 600 kg. ; à 13 mètres du sol un effort utile de 600 kg. ; à 12 mètres du sol un effort utile de 600 kg. ; à 7,10 m. du sol un effort résultant du vent sur le pylône de 500 kg.

Adoptons un massif d'une profondeur h_0 de 2 mètres et d'une largeur supérieure de 1,60 m.

On calcule le moment M au milieu du massif

$$M = 600 [15 + 14 + 13] + 500 \times 8,10 = 29500 \text{ mkg.}$$

Le graphique de la figure 257 donne au point

$$b_1 = 1,60 \text{ et } M = 29.500 : b_2 = 2,50.$$

On calcule enfin la hauteur h_1 d'après la formule suivante indiquée également par Frœhlich qui exprime que l'épaisseur de la dalle inférieure est égale à son débordement par rapport à la partie supérieure,

$$h_1 = h_0 - \frac{b_2 - b_1}{2} = 2 - \frac{2,50 - 1,60}{2} = 1,55 \text{ m.}$$

La valeur particulière $Q = 1100 \text{ kg} : \text{m}^3$ qui a été introduite dans les calculs est d'après Frœhlich encore suffisante quand on calcule des massifs exposés à un soulèvement dû à l'eau ; la perte de poids est en effet dans ce cas compensée par une augmentation de pression latérale des terres humides : ces considérations résultent des expériences faites par Engel sur les sables secs et humides. Pour ces derniers, il faudrait introduire la valeur $Q = 1370 \text{ kg} : \text{m}^3$; en conservant la valeur $Q = 1100 \text{ kg} : \text{m}^3$ on tient ainsi compte indirectement de cette réduction de poids.

11. Méthode de calcul basée sur l'hypothèse des terres pulvérolentes. — La réaction des terres, dans cette théorie, résulte de la différence des poussées active et réactive.

Nous nous baserons pour déterminer ces poussées sur l'hypothèse que le glissement des terres se fait suivant des plans parallèles inclinés d'un certain angle sur l'horizontale.

On voit sans calcul sur la figure 261 que la tendance au renversement du support (avec son massif) autour de l'arête AB produit sur la face AB du terrain une pression qui tend à soulever un bloc de terre, tandis que sur le côté opposé, la terre a tendance

à descendre, c'est-à-dire à presser le massif et à le faire culbuter.

La force qui s'oppose au renversement est désignée sous le nom de poussée passive, nous la représenterons par P_p ; celle qui agit dans le même sens que F est la poussée active; nous la désignerons par P_a .

Les expressions de P_a et de P_p s'obtiennent par les dévelop-

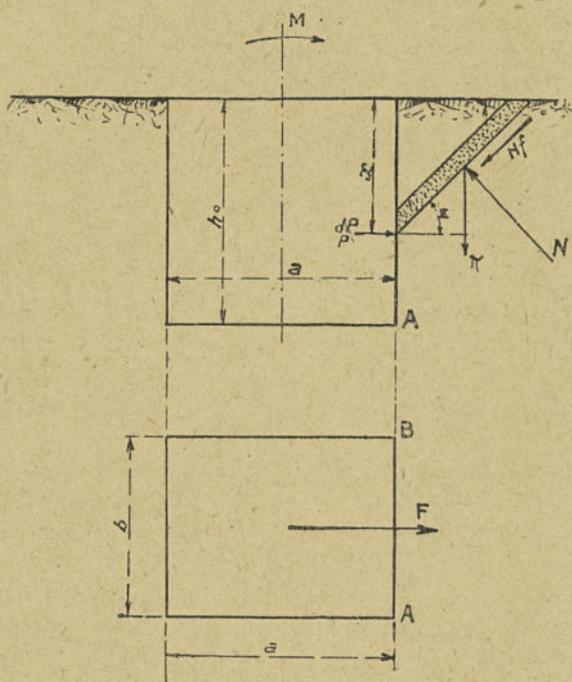


Fig. 261. — Glissement des terres dans le cas d'un massif encastrée dans un sol pulvérulent.

pements suivants qui sont extraits de l'ouvrage « Le Réseau d'État » publié par la Commission Technique des Sociétés d'Énergie.

Considérons une tranche infiniment mince comprise entre deux plans de glissement; cette tranche est en équilibre sous l'action des forces suivantes (fig. 261) :

- La pression dP_p du massif sur la tranche;
- le poids dH de la tranche;
- la réaction N du terrain sur la tranche;

le frottement Nf qui s'oppose au glissement.

Les équations d'équilibre s'écrivent :

$$dP_p - N \sin Z - Nf \cos Z = 0,$$

$$d\Pi - N \cos Z + Nf \sin Z = 0.$$

En éliminant N entre ces deux équations, on trouve :

$$(1) \quad dP_p = d\Pi \frac{\operatorname{tang} Z + f}{1 - f \operatorname{tang} Z}.$$

Mais d'autre part, comme on le verrait facilement, on a

$$d\Pi = \frac{\delta_t b}{\operatorname{tang} Z} x dx,$$

δ_t étant le densité de la terre.

En remplaçant dans (1) cette valeur de $d\Pi$ et en intégrant entre les limites 0 et h_0 on obtient

$$(2) \quad P_p = \frac{\delta_t}{2} \frac{\operatorname{tang} Z + f}{\operatorname{tang} Z} \frac{1 - f \operatorname{tang} Z}{1 - f \operatorname{tang} Z} b h_0^2$$

ou

$$P_p = A b h_0^2,$$

A étant une constante.

Pour déterminer le point d'application, il suffit de poser l'égalité du moment des forces élémentaires et de celui de la résultante; on a ainsi

$$x_1 = \frac{h_0}{3}.$$

On détermine la valeur de l'angle Z en posant que la résistance du terrain est minimum; en prenant les dérivées première et seconde de P_p par rapport à Z , on trouve que P_p est minimum pour

$$\operatorname{tang} Z = -f + \sqrt{f^2 + 1}.$$

La poussée active P_a se calcule exactement de la même façon, en remarquant que le terrain tendant à descendre par glissement, le frottement qui s'y oppose est dirigé en sens inverse; de plus on détermine l'angle Z' en posant que la poussée est maximum.

On trouve :

$$(3) \quad P_a = \frac{\delta_t \operatorname{tang} Z' - f}{2 \operatorname{tang} Z' (1 + f \operatorname{tang} Z)} h_o b^2$$

ou

$$P_a = B b h_o^2,$$

B étant une constante pour un terrain donné.

On a aussi

$$\operatorname{tang} Z' = f + \sqrt{f^2 + 1} \text{ et } x'_1 = \frac{h_o}{3}.$$

La résultante des moments des forces P_p et P_a est un moment de stabilité qui a pour expression

$$(4) \quad (P_p - P_a) \frac{h_o}{3} = \frac{A - B}{3} b h_o^3.$$

L'expression $\frac{A - B}{3}$ a elle-même pour expression, en se reportant aux définitions de A et de B , $\frac{A - B}{3} = \frac{2}{3} \delta_t \sqrt{f^2 + 1}$,

expression que nous désignerons par C ; d'où le moment M_t de stabilité résultant la poussée des terres

$$(5) \quad M_t = C b h_o^3.$$

On peut calculer une fois pour toutes les valeurs de C correspondant aux terrains rencontrés habituellement définis par leur coefficient de frottement f ; le tableau ci-dessous résume ces calculs, en se rappelant que l'on a par définition $f = \operatorname{tang} \alpha$, l'angle α étant l'angle de talus naturel des terres.

	f	α	δ_t	C
			$t : m^2$	$kg : m^3$
Gros sable	0,577	30°	1,5	670
Sable fin	0,287	16°	1,4	280
Terre humide.	0,727	36°	1,6	960
Terre forte	1,428	55°	2	3300
Argile sèche	0,577	30°	1,6	720
Argile humide	0,404	22°	1,3	520

Le moment M_t vient s'ajouter au moment de stabilité propre obtenu par l'une des méthodes exposées au début de ce chapitre.

Les formules qui précèdent pourraient être transformées; en posant

$$f = \tan \alpha,$$

on obtient par des calculs simples les expressions suivantes de P_p et de P_a qui sont données par certains auteurs,

$$P_p = \frac{\delta_t}{2} b h_0^2 \tan^2 \left(45^\circ + \frac{\alpha}{2} \right),$$

$$P_a = \frac{\delta_t}{2} b h_0^2 \tan^2 \left(45^\circ - \frac{\alpha}{2} \right).$$

La théorie ci-dessus a été établie par M. Valensi, ingénieur à la Compagnie Générale d'Entreprises Électriques qui l'a appliquée au calcul des massifs des lignes que l'Etat a construit dans les

Régions libérées, elle est donc admise par les services du Contrôle.

La Compagnie du Chemin de fer de Paris à Orléans a étudié d'après cette méthode un type de fondations économiques composées de deux murs disposés comme l'indique la figure 262. Les deux faces du pylône sont ainsi encastrees dans des massifs indépendants.

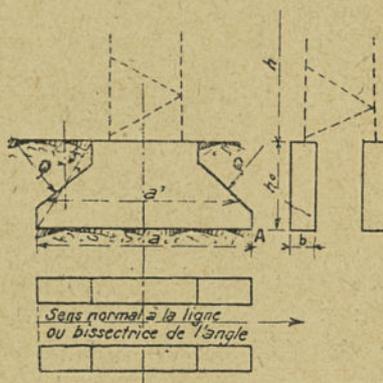


Fig. 262. — Représentation d'un massif spécial composé de deux murettes indépendantes.

La stabilité de chacun de ces massifs se calcule séparément comme suit :

a) Le moment de stabilité propre M_t par rapport à l'arête de renversement A a pour expression dans l'hypothèse d'un sol incompressible, en désignant par P le poids du béton du massif augmenté de la moitié du poids du pylône et de son équipement,

$$(1) \quad M = P \frac{a}{2}$$

b) Le moment de stabilité M_2 dû à la poussée des terres Q sur les faces inclinées se déduit de l'expression de la composante verticale de cette poussée multipliée par le bras de levier égal à a ; on a ainsi, d'après la théorie de la poussée des terres,

$$(2) \quad Q = \frac{\delta_t}{2\cos\delta} bh_o^2 \frac{1 + \sin(\alpha + \delta)}{1 - \sin(\alpha - \delta)}$$

et

$$(3) \quad M_2 = \frac{\delta_t}{2} abh_o^2 \operatorname{tang} \delta \frac{1 + \sin(\alpha + \delta)}{1 - \sin(\alpha - \delta)},$$

en désignant par :

δ l'angle d'inclinaison moyenne par rapport à la verticale de la face du massif;

δ_t la densité de la terre ;

α l'angle de glissement des terres.

c) Le moment de stabilité M_3 dû au frottement des terres sur les deux parois latérales du massif se déduit de l'expression de la composante verticale des forces frottement S multipliée par le bras de levier égal à $\frac{a}{2}$; on a ainsi en désignant par a' la largeur du mur au $\frac{1}{3}$ de la hauteur à partir de la base

$$(4) \quad S = 2\delta_t h_o^2 a' \operatorname{tang} \frac{\alpha}{2}$$

et

$$(5) \quad M_3 = \delta_t h_o^2 a a' \operatorname{tang} \frac{\alpha}{2}.$$

Pour tenir compte de l'imperfection de la théorie des terrains pulvérulents, on multiplie les moments M_2 et M_3 par un coefficient K inférieur à l'unité.

d) Enfin, le moment négatif M_4 dû à la réaction des terres en fond de fouille se déduit des charges suivantes : P du massif et de la moitié du pylône et P' de la terre agissant sur les faces latérales.

Cette charge P' a ainsi pour valeur

$$(6) \quad P' = 2 Q \sin \delta + S.$$

Le poids total est, en tenant compte encore de l'imperfection de

la théorie des massifs pulvérulents, $P + KP'$, et le moment correspondant par rapport à l'arête A,

$$(7) \quad M_1 = \frac{2}{3} \frac{(P + KP')^2}{bp},$$

en désignant par p la pression maximum sur les terres à l'arête.

En définitive, le moment de stabilité M_2 qui doit faire équilibre au moment de renversement total a pour expression

$$(8) \quad M_s = M_1 + K(M_2 + M_3) - M_4.$$

On prendra, par exemple, $K = \frac{1}{2}$ pour les pylônes d'alignement et d'arrêt et $K = \frac{1}{3}$ pour les pylônes de traversées spéciales.

A titre indicatif, pour un exemple où le moment de renversement à la base de chacune des deux murettes est de 32.195 mkg., le moment de stabilité se décompose comme suit :

$$M_s = 28.032 + \frac{1}{2}(12.770 + 35.490) - 18.000 = 34.160 \text{ mkg.}$$

Le volume du béton par murette est de 4,6 m³, soit un volume de 9,2 m³ pour un moment de renversement total de 64.390 mkg.

On peut aussi effectuer le calcul pour la stabilité à l'arrachement dans le sens parallèle à la ligne, en considérant les forces qui s'opposent au renversement et qui comprennent : le poids P , les deux forces $Q \sin \delta$, les forces de frottement S . On vérifie que la somme $P + 2Q \sin \delta + S$ est inférieure à l'effort d'arrachement transmis par les montants du pylône encastres dans le béton.

12. Comparaison des diverses méthodes de calcul des massifs.

— Les diverses méthodes de détermination des dimensions des massifs exposées dans ce chapitre peuvent se classer comme suit :

1° Méthodes ne faisant pas intervenir l'influence stabilisatrice des terres;

2° Méthodes tenant compte de la réaction des terres supposées élastiques sur les faces latérales des massifs;

3° Méthodes tenant compte de la réaction des terres supposées pulvérulentes sur les faces latérales des massifs.

A. Dans la *première catégorie*, le sol peut être considéré :

a) soit comme infiniment résistant (rotation autour de l'arête comprimée) ;

b) soit comme capable de supporter une pression maximum à l'arête.

Les calculs basés sur l'hypothèse a) sont résumés par l'expression des moments de renversement M_r et de stabilité M_s définis par les équations suivantes :

$$M_r = F(h + h_0) \text{ et } M_s = P \frac{d}{2}.$$

Ils sont admis par les services administratifs de France et de Belgique.

Les calculs basés sur l'hypothèse b) sont résumés par l'expression des moments de renversement M_r et de stabilité M_s définis par les équations suivantes :

$$M_r = F(h + h_0) \text{ et } M_s = P \frac{d}{2} - \frac{3 P^2}{2 b p_3}.$$

En outre, la pression à l'arête p_3 ne doit pas dépasser la valeur admissible pour le terrain envisagé. Cette méthode a été longtemps admise par les services du contrôle allemands avant l'adoption en Allemagne des formules de Fröhlich.

Les deux méthodes ci-dessus sont caractérisées par le fait que les massifs économiques doivent avoir une faible profondeur et une grande largeur (pour augmenter le bras de levier du moment de stabilité).

A la limite, on arrive au massif en forme de dalle d'une épaisseur juste suffisante pour que le béton résiste aux efforts qui lui sont appliqués. Mais alors, conformément aux projets de prescriptions établis à la suite des essais effectués en Suisse, il faudrait réaliser un moment de stabilité égal à 1,5 fois le moment de renversement.

Les expériences entreprises en Allemagne et en Suisse ont montré qu'au contraire, à égalité de volume de béton, un massif est d'autant plus stable que la profondeur d'implantation est plus élevée, ce qui prouve l'importance très grande que prend la réaction des terres dans la stabilité des massifs.

D'autre part, le massif économiqué dans la méthode ci-dessus aura une base rectangulaire, dont le plus grand côté sera parallèle à la direction de l'effort. L'intérêt de cette forme de massif est évidemment bien moindre quand on fait intervenir la réaction des terres proportionnelle à la face normale à l'effort.

Une catégorie de méthodes bâtarde et découlant des précédentes fait intervenir le poids des terres soulevées par le massif; on limite en général ces terres soulevées par des plans passant par les arêtes de base du massif et inclinés à 30° par rapport à la verticale. La densité de ce volume de terre est habituellement de 1.600 kg : m³.

Ce calcul a été admis en Allemagne dans la période de transition entre l'application de la méthode du calcul basée uniquement sur la pression à l'arête et l'application des formules de Frœhlich. Cette hypothèse qui a constitué une première tentative pour tenir compte de l'influence stabilisatrice des terres est particulièrement justifiée quand le massif est muni d'une semelle et quand la terre située directement au-dessus du bord de la semelle n'a pas été remuée pendant le fonçage de la fouille.

Les socles remplaçant les massifs sont calculés en déterminant le poids des terres par les hypothèses ci-dessus.

B. La *deuxième catégorie* des méthodes de calcul des massifs est basée sur diverses constatations sur la nature des terres ou sur des essais réalisés au moyen de massifs de formes diverses librement posés sur le sol ou enterrés.

Les expériences d'Engel ont conduit aux théories de Mohr et Andrée-Norsa.

La théorie de Mohr qui admet, d'une part, que la résistance du sol sur les faces latérales de la fouille est proportionnelle à la profondeur et, d'autre part, que la stabilité propre est négligeable conduit aux formules suivantes pour les moments de renversement M_r et de stabilité M_s ,

$$M_r = F \left(h + \frac{h_0}{2} \right) \quad \text{et} \quad M_s = \frac{h_0^2 b p_2}{12}$$

Ces formules sont applicables au calcul de la stabilité des

poteaux en ciment où les dimensions très faibles des massifs rendent négligeable le moment dû à la stabilité propre.

La théorie d'Andrée-Norsa est basée sur la même loi d'accroissement de résistance du terrain en fonction de la profondeur; mais elle fait intervenir l'influence stabilisatrice du poids du massif lui-même; elle conduit aux formules suivantes :

$$M_r = F(h + h_0)$$

$$M_s = P \frac{a}{2} - \frac{2}{3} \frac{P^2}{b p_3} + \frac{80}{7461} \frac{b^2 p_3^2 h_0^3}{P}$$

Le moment de stabilité M_s comprend trois termes : les deux premiers identiques à ceux qui interviennent dans le calcul basé uniquement sur la limite de la pression à l'arête sans influence des terres, le troisième qui fait intervenir l'influence des terres.

Si, dans cette théorie on n'introduit pas la relation entre p_2 et p_3 , le moment de stabilité M_s s'écrit aussi :

$$M_s = P \frac{a}{2} - \frac{2}{3} \frac{P^2}{b p_3} + \frac{20}{243} b p_2 h_0^2.$$

Le troisième terme reproduit ainsi avec une très grande approximation le terme unique du moment de stabilité de la théorie de Mohr.

La théorie de Fröhlich est basée sur des résultats expérimentaux que l'auteur a cherché à traduire algébriquement. Il s'est arrêté à une formule analogue à celle de Mohr, mais affectée d'un coefficient Q dépendant de la nature du sol et proportionnel à la profondeur destiné à remplacer le terme $\frac{P^2}{h_0}$ de cette formule, et d'un coefficient x qui tient compte de ce que les massifs réels supportent un effort plus élevé que celui que donnerait la théorie de Mohr. Il arrive ainsi aux relations générales suivantes pour le cas des massifs prismatiques :

$$M_r = F\left(h + \frac{h_0}{2}\right) \quad \text{et} \quad M_s = \frac{Q x h_0^3}{12}$$

Le coefficient Q est égal à 1.400 kg : m³; le coefficient x lui-même

n'est pas constant, mais proportionnel en première approximation au rapport de l'arête de la base du massif à la profondeur h_0 .

Les massifs à semelles conduisent à des formules plus complètes dans lesquelles entre un terme qui est fonction des différences des dimensions du massif b_1 et b_2 et du rapport des profondeurs h_0 et h_1 .

Schutz a cherché une théorie simple susceptible de traduire les résultats; cette théorie qui est voisine de celle d'Andrée se résume par les deux relations suivantes :

$$M_r = F \left(h + \frac{h_0}{2} \right), \quad \text{et} \quad M_s = \left[\frac{b_1 h_0^2}{6} + \frac{a_2^2 b_2}{12} \right] p,$$

où la pression p a des valeurs variables avec le moment $M_0 = Fh$, déterminées pour que la correspondance entre les résultats obtenus avec ceux donnés par la théorie de Frœhlich soit satisfaisante.

Enfin, l'Association Suisse des Électriciens a repris des essais nombreux et systématiques sur les propriétés des terres, et sur les mouvements de déplacement des massifs enterrés, qui ont conduit à la conclusion qu'il fallait non imposer une pression maximum sur le sol, mais bien une limite de compressibilité du terrain K pour éviter une inclinaison exagérée du support.

Les formules applicables au pylône de forme prismatique sont les suivantes :

$$M_r = F \left(h + \frac{2}{3} h_0 \right),$$

$$M_s = P \left(\frac{a}{2} - \frac{2a}{3} \sqrt{\frac{P}{2a^2 b K_3 \tan \varepsilon}} \right) + \frac{bh_0^3}{36} K_0 \tan \varepsilon,$$

$$\text{avec } p_2 = K_0 \frac{h_0}{3} \tan \varepsilon; \quad p_1 = \frac{p_2}{3}; \quad p_3 = \sqrt{\frac{2K_3 P \tan \varepsilon}{b}}.$$

Le premier terme du second membre de M_s en pratique voisin de $0,4 P$ représente le moment de stabilité dû à la réaction du fond de la fouille sur la face inférieure du massif; le second terme, le moment de stabilité de la réaction des faces latérales de la fouille.

Substituons dans M_s les valeurs de K et de $\tan \varepsilon$ en fonction de p_2 et de p_1 ; on obtient la relation

$$M_s = P \frac{a}{2} - \frac{2 P^2}{3 b p_3} + \frac{bh_0^2 p_2}{12},$$

très voisine de celle donnée par la théorie de Norsa, et identique à celle que l'on obtiendrait en complétant la théorie de Mohr pour tenir compte de la réaction du fond de la fouille.

La correspondance entre les deux théories se retrouve encore pour les valeurs des pressions p_2 en fonction des pressions p_3 .

On trouve, en effet, pour la théorie de Norsa et pour la théorie de l'Association Suisse des Électriciens, en supposant encore $K_0 = K_3$,

$$p_2 = p_3^2 \frac{bh_0}{6P}.$$

On peut donc admettre, en première approximation, que dans le cas d'un massif à semelle, la formule ci-dessus donnant M_s se transforme en la suivante, en désignant par a_2 et b_2 les dimensions de la dalle et par a , et b , les dimensions correspondantes du massif proprement dit :

$$M_s = P \frac{a_2}{2} - \frac{2}{3} \frac{P^2}{b_2 p_3} + \frac{b_1 h_0^3}{12} p_2.$$

La grande différence entre les deux théories provient de ce que les pressions p_2 et p_3 doivent se déduire non de valeurs plus ou moins arbitraires, mais de celles que donnent les formules de définition ci-dessus. Les essais effectués en Suisse ont montré que suivant le rapport des deux moments de stabilité propre et de pression sur les terres, il fallait adopter un autre coefficient de sécurité, la loi de variation de celui-ci étant celle de la courbe de la figure 252.

Remarques. — 1° Dans le cas des massifs prismatiques, la formule de Norsa et de l'Association Suisse des Électriciens donnant la relation entre p_2 et p_3 peut s'écrire aussi, en négligeant le poids du pylône et en désignant par δ_b la densité du béton,

$$p_2 = p_3^2 \frac{bh_0}{6abh_0 \delta_b} = \frac{p_3^2}{6a \delta_b},$$

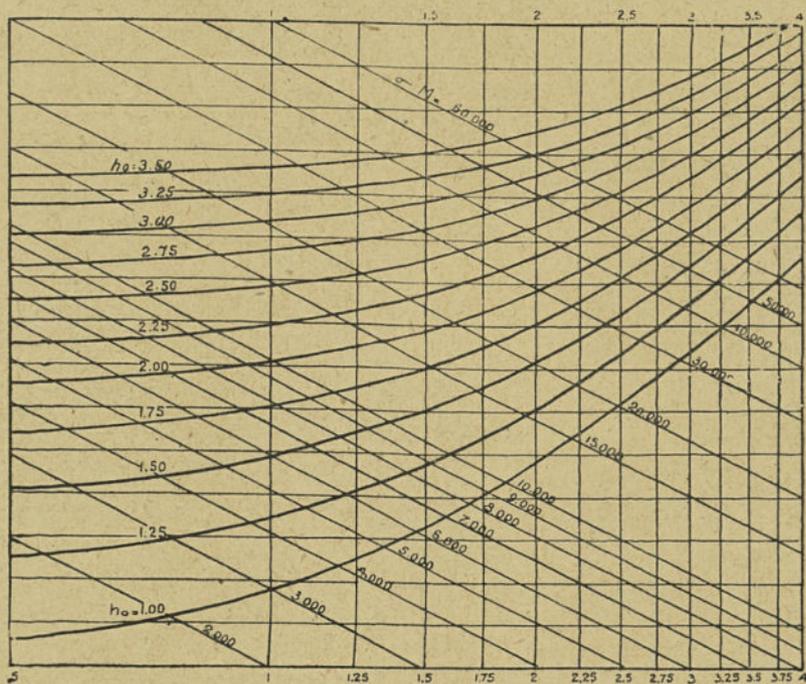
d'où l'on déduit le côté a du massif donnant les mêmes valeurs à

$$p_2 \text{ et à } p_3, a = \frac{p_3}{6 \delta_b}.$$

Il convient, dans les applications, de ne pas s'écarter trop de cette valeur si l'on ne veut pas obtenir des valeurs trop différentes de p_2 et de p_3 . Pour un côté a supérieur à cette valeur, p_2 est inférieur à p_3 , et inversement pour un côté a inférieur à cette valeur, p_2 est supérieur à p_3 .

2° La formule du calcul des massifs prismatiques déduite des

Cotes du massif a et b en mètres



Cotes du massif a et b en mètres.

Fig. 263. — Abage pour le calcul rapide des massifs prismatiques.

études de l'Association Suisse des Électriciens peut être aisément représentée graphiquement en vue des applications.

Remplaçons, en effet, le poids P par son expression approchée, qui ne tient pas compte du poids du pylône des armements et des conducteurs

$$P = abh_0 \delta_b.$$

La formule précédente devient ainsi

$$M_s = a^2 b \left(\frac{h_o \delta_o}{2} - \frac{2 h_o^2 \delta_b^2}{3 p_3} \right) + \frac{b h_o^2 p_2}{12} .$$

Enfin, en désignant par σ le coefficient de sécurité qui est imposé, et par M le moment des forces extérieures appliquées, le moment de stabilité M_s doit être égal à σM .

L'abaque de la figure 263 reproduit graphiquement la formule ci-dessus, dans laquelle on a fait à titre de simplification $p_2 = p_3 = 25.000 \text{ kg} : \text{m}^2$. Son application est immédiate, comme on peut s'en rendre compte par l'exemple suivant :

Soit $\sigma M = 40.000 \text{ mkg.}$, et déterminons les dimensions a et b du massif. Admettons un côté $b = 2$ mètres et une profondeur $h_o = 2 \text{ m.}$, on détermine a en cherchant l'intersection de la verticale $b = 2 \text{ m.}$ avec la droite inclinée $\sigma M = 40.000$, puis de ce point en menant l'horizontale jusqu'à la rencontre de la courbe $h_o = 2$ mètres; on lit sur la verticale de ce dernier point $a = 2,70$ mètres. Si l'on s'impose $a = b$, il suffit de déterminer l'intersection de $\sigma M = 40.000$ et de $h_o = 2$ mètres pour trouver $a = b = 2,30$ mètres.

On trouve après quelques tâtonnements rapides le massif qui, tout en ne présentant pas de dimensions excessives ou inacceptables, représente le volume minimum.

C. La *troisième catégorie* des méthodes de calcul des massifs est basée sur l'hypothèse du glissement des tranches de terre dont les poussées horizontales diffèrent suivant le sens de ce glissement.

Au moment de stabilité propre du massif lui-même s'ajoute un moment de stabilité de poussée M_i qui est de la forme $M_i = C b h_o^3$, c'est-à-dire qui dépend d'une constante fonction de la nature et de l'état du terrain, et qui est proportionnel à la largeur des faces agissantes du massif et au cube de la profondeur.

La stabilité propre peut elle-même se déterminer par l'une des formules indiquées précédemment, de sorte que les deux expressions du moment de stabilité M_s devant faire équilibre

au moment de renversement $M_r = F(h + h_0)$ sont respectivement

$$M_s = P \frac{a}{2} + Cbh_0^3$$

ou

$$M_s = P \frac{a}{2} - \frac{2}{3} \frac{P^2}{bp_3} + Cbh_0^3.$$

M. Carpentier (1) a établi récemment un abaque permettant la résolution rapide de cette dernière équation.

Nous devons faire observer que cette méthode est basée sur la poussée des terres sur un mur de longueur indéfinie. Il en résulte que le moment de stabilité de poussée calculé est encore inférieur au moment de stabilité de poussée réel, par suite du frottement des terres latérales susceptibles de se déplacer sur les terres restant immobiles.

13. Application des diverses méthodes de calcul des fondations des supports. — Le grand nombre des méthodes exposées ci-dessus qui sont basées sur des hypothèses diverses s'explique par l'imprécision du calcul dans lequel on doit faire intervenir les caractéristiques si diverses de la terre. L'électricien habitué au calcul précis basé sur des théories et des formules bien établies est quelque peu désorienté devant de si nombreuses hypothèses approximatives et en partie contradictoires. Nous nous proposons de faire apparaître les différences essentielles de ces méthodes en les appliquant à un exemple particulier; dans cet exemple, on cherchera à réaliser un rapport du moment de stabilité au moment de renversement légèrement supérieur à l'unité. Nous montrerons ensuite comment peuvent être présentés les calculs de la stabilité des supports en vue de l'établissement des dossiers administratifs, soit pour les poteaux en ciment ou les poteaux de bois, en utilisant la formule

$$(1) \quad M_r = \frac{bh_0^2}{12} p_2,$$

qui ne tient pas compte de la stabilité propre de ces types de support soit pour les pylônes métalliques, en utilisant la formule

$$(2) \quad M_r = P \frac{a}{2} + Cbh_0^3.$$

Le pylône envisagé présente les caractéristiques suivantes :

Effort en tête	$F = 500$ kg.,
Hauteur hors sol du point d'application	$h = 17$ m.,
Effort du vent sur le pylône	$V = 580$ kg.,
Hauteur hors sol du point d'application de V : h'	$h' = 8,50$ m.,
Poids du pylône	$P_p = 700$ kg.,

(1) H. CARPENTIER, Calcul des fondations des pylônes des lignes de transmission d'énergie électrique. R. G. E. du 6 novembre 1926, t. xx, p. 671.

Dimensions du pylône à la base $1,30 \times 1,30$ m.

a) *Calcul dans l'hypothèse d'un sol indéformable, sans poussée des terres.* — Après quelques tâtonnements, nous adopterons une profondeur d'implantation de 1,80 m. ($h_0 = 1,80$); et nous admettrons que le massif est à base rectangulaire, avec $b = 1,70$.

Calculons le moment de renversement M_r par rapport à l'arête comprimée.

$$\text{Moment de renversement dû à } F : 500(17 + 1,80) = 9.400 \text{ mkg.}$$

$$\text{Moment de renversement dû à } V : 580(8,50 + 1,80) = 6.000 \text{ mkg.}$$

$$\text{Moment de renversement total } M_r = \underline{15.400 \text{ mkg.}}$$

Désignons par a le côté du massif parallèle à l'effort F , et par δ_b la densité du béton en kg : m³; le moment de stabilité par rapport à l'arête comprimée M_s a pour expression

$$(1) \quad M_s = \frac{a}{2} (P_p + abh_0 \delta_b),$$

ou, en négligeant pour le moment le poids du pylône,

$$(2) \quad M_s = \frac{a^2}{2} bh_0 \delta_b.$$

En posant

$$(3) \quad M_s = M = 15.400 \text{ mkg.},$$

$$\text{et} \quad \delta_b = 2.200 \text{ kg : m}^3,$$

on tire de (2) la valeur approximative de a

$$a^2 = 2 \frac{15400}{1,7 \times 1,8 \times 2200} = 4,6 \text{ m}^2;$$

d'où

$$a = 2,10 \text{ m.}$$

Nous adopterons $a = 2,10$ m. pour le calcul du moment de stabilité M_s .

Volume du béton $1,70 \times 2,10 \times 1,80 = 6,4$ m³.

$$\text{Poids du béton : } 6,4 \times 2.200 = 14.100 \text{ kg.}$$

$$\text{Poids du pylône : } \underline{700 \text{ kg.}}$$

$$\text{Poids total. } 14.800 \text{ kg.}$$

Moment de stabilité

$$M_s = 14800 \times \frac{2,10}{2} = 15550 \text{ mkg.}$$

Rapport

$$\frac{M}{M_r} = \frac{15550}{15400} = 1,01.$$

Si l'on pouvait tenir compte du poids des terres adhérentes aux quatre faces du massif sous un angle de 30°, le cube de béton pourrait être réduit notablement.

On peut vérifier que, dans ces conditions, un massif de $4,35 \text{ m}^3$ suffirait à la stabilité.

Ce massif aurait les dimensions suivantes :

$$a = b = 1,70 \text{ m.}, \quad h_0 = 1,50 \text{ m.}$$

On en déduit:

$$\text{Volume du béton: } 1,70 \times 1,70 \times 1,50 = 4,35 \text{ m}^3$$

$$\text{Poids du béton: } 4,35 \times 2.200 = 9.550 \text{ kg.}$$

$$\text{Poids du pylône: } 700 \text{ kg.}$$

$$\text{Poids de la terre: } 9.100 \text{ kg.}$$

$$\text{Poids total} \dots \dots \dots 19.350 \text{ kg.}$$

Moment de stabilité:

$$M_s = 19350 \times \frac{1,70}{2} = 16450 \text{ mkg.}$$

Moment de renversement :

$$M_r = 500 (17 + 1,50) + 580 (8,50 + 1,50) = 15.050 \text{ mkg.}$$

Rapport:

$$\frac{M}{M_r} = \frac{16450}{15050} = 1,09.$$

b) *Calcul dans l'hypothèse d'un sol déformable sans poussée des terres.*

— Nous supposons que la pression maximum des terres sous le massif p_3 est limitée à $2,5 \text{ kg} : \text{cm}^2$, soit à $25.000 \text{ kg} : \text{m}^2$.

La formule de la page 554 donne dans l'hypothèse où le poids du pylône est négligeable la valeur de a^2 ,

$$(1) \quad a^2 = 2 \frac{M_r p_3}{b \delta_b h_0 \left(p_3 - \frac{4}{3} \delta_b h_0 \right)}$$

d'où, en posant

$$d_b = 2.200 \text{ kg} : \text{m}^3; \quad p_3 = 25.000 \text{ kg} : \text{m}^2; \quad h_0 = 1,80 \text{ m.}; \quad b = 1,70 \text{ m.};$$

$M_s = 15.400 \text{ mkg}$, on a

$$a^2 = 2 \frac{15400 \times 25000}{1,70 \times 2200 \times 1,8 \left(25000 - \frac{4}{3} \times 2200 \times 1,80 \right)}$$

d'où la valeur approchée du côté a , $a = 2,41 \text{ m}$.

Nous adopterons : $a = 2,40$

$$\text{Volume du massif: } 1,70 \times 2,40 \times 1,8 = 7.35 \text{ m}^3.$$

$$\text{Poids du massif: } 7,30 \times 2,200 = 16.200 \text{ kg.}$$

$$\text{Poids du pylône: } 700 \text{ kg.}$$

$$\text{Poids total } P: 16.900 \text{ kg.}$$

Moment de stabilité propre :

$$P \frac{a}{2} = 16900 \times \frac{2,40}{2} = 20.300 \text{ mkg.}$$

Moment de stabilité négatif dû à la réaction des terres

$$-\frac{2}{3} \frac{P^2}{bP_3} = -\frac{2}{3} \frac{16900 \times 16900}{1,70 \times 25000} = -4.500 \text{ mkg.}$$

Moment de stabilité $M_s =$ 15.800 mkg.

Rapport ;

$$\frac{M_s}{M_r} = \frac{15800}{15400} = 1,02.$$

c) *Calcul dans l'hypothèse d'un sol déformable avec réaction des terres* (Andrée-Norsa). — La formule à appliquer est la suivante :

$$M_s = P \frac{a}{2} - \frac{2}{3} \frac{P^2}{bP_3} + \frac{80}{7461} \frac{b^2 P_3^2 h_o^3}{P}$$

avec $a=b=1,70$ (valeurs à ne pas réduire eu égard aux dimensions du pylône), et $h_o=1,65$.

Volume du massif : $1,70 \times 1,70 \times 1,65 = 4,75 \text{ m}^3$.

Poids du massif : $4,75 \times 2200 =$ 10.450 kg.

Poids du pylône : 700 kg.

Poids total. 11.150 kg.

Moment de stabilité propre

$$P \frac{a}{2} = 11.150 \times \frac{1,70}{2} = 9.500 \text{ mkg.}$$

Moment de stabilité dû à la réaction des terres des parois verticales :

$$\frac{80}{7461} \frac{1,7^2 \times 25000^2 \times 1,65^3}{11.150} = 7.750 \text{ mkg.}$$

17.250 mkg.

Moment de stabilité négatif dû à la réaction du fond de la fouille :

$$-\frac{2}{3} \frac{P^2}{bP_3} = -\frac{2}{3} \frac{11150^2}{1,70 \times 25000} = -1.930 \text{ mkg.}$$

Moment de stabilité total 15.320 mkg.

Moment de renversement :

$$M_r = 500(17 + 1,65) + 580(8,50 + 1,65) = 15225 \text{ mkg.}$$

Rapport

$$\frac{M_s}{M} = \frac{15320}{15225} = 1,006.$$

d) *Calcul simplifié par la méthode de Schutz.* — Adoptons un massif ayant les dimensions suivantes :

$$a = b = 1,80, \quad h_o = 1,8.$$

Volume du massif : $1,80 \times 1,80 \times 1,80 = 5,8 \text{ m}^3$.

Moment de renversement par rapport au centre du massif

$$M_r = 500(17 + 0,90) + 580(8,5 + 0,90) = 14.370 \text{ mkg.}$$

Moment de stabilité, avec $p = 1,0 \text{ kg} : \text{cm}^2$, soit $10.000 \text{ kg} : \text{m}^2$,

$$M_s = \frac{1,80}{6} \left(1,8^2 + \frac{1,8^2}{2} \right) 10.000 = 14800 \text{ mkg.}$$

Rapport :

$$\frac{M_s}{M_r} = \frac{14.800}{14.370} = 1,04.$$

e) *Calcul par les formules de l'Association Suisse des Electriciens.* —

Le terrain est supposé être constitué par de l'argile mélangé de sable ; son coefficient de compressibilité à 2 m. est de $8 \text{ kg} : \text{cm}^3$, soit $8 \times 10^6 \text{ kg} : \text{m}^3$; l'angle d'inclinaison est tel que $\text{tang } \varepsilon = 0,01$.

La largeur du massif est $a = b = 1,70 \text{ m}$. sa profondeur est $h_0 = 1,50 \text{ m}$.

Volume du massif : $1,70 \times 1,70 \times 1,50 = 4,32 \text{ m}^3$

Poids du massif : $4,32 \times 2.200 =$

9.500 kg.

Poids du pylône :

700 kg.

Poids total $P =$

10.200 kg.

Coefficient de compressibilité à 1,50 m.

$$8 \times \frac{1,50}{2} = 6,0 \text{ kg} : \text{cm}^3.$$

Moment de renversement

$$M_r = 500(17 + \frac{2}{3} 1,50) + 580(8,5 + \frac{2}{3} 1,50) = 14.500 \text{ mkg.}$$

Moment de stabilité dû au poids et à la réaction du sol sous la fondation,

$$M_3 = 10200 \times 1,7 \left(\frac{1}{2} - \frac{2}{3} \sqrt{\frac{10200}{2 \times 1,7^3 \times 6 \times 10^6 \times 10^{-2}}} \right) = 7150 \text{ mkg.}$$

Moment de stabilité dû aux réactions des faces latérales

$$M_2 = \frac{1,7 \times 1,5^3}{36} \times 6 \times 10^6 \times 10^{-2} = 9500 \text{ mkg.}$$

Moment de stabilité total :

$$M_s = M_3 + M_2 = 7150 + 9500 = 16650 \text{ mkg}$$

Rapport :

$$\frac{M_s}{M_r} = \frac{16650}{14500} = 1,15.$$

Les plus grandes pressions seront :

$$p_2 = 6 \times \frac{1,5}{3} \times 0,01 = 3 \text{ kg} : \text{cm}^2,$$

$$p_1 = \frac{3}{3} = 1 \text{ kg} : \text{cm}^2,$$

$$p_3 = \sqrt{\frac{2 \times 6 \times 10200 \times 0,01}{170}} = 2,7 \text{ kg} : \text{cm}^2.$$

f) *Calcul par les formules de Frœhlich.* On adoptera la profondeur $h_0 = 1,80$ m.

Dans ces conditions, le moment de renversement calculé par rapport au milieu de la fouille est

$$M_r = 500(17 + 0,90) + 580(8,50 + 0,90) = 14.370 \text{ mkg.}$$

Admettons $b_1 = 1,70$.

Pour $M_r = 14.370$ et $b_1 = 1,70$ l'abaque de la figure 256 donne $b_2 = 2,05$.

D'autre part, on a

$$h_1 = h_0 - \frac{b_2 - b_1}{2} = 1,80 - 0,175 = 1,625.$$

Le massif sera ainsi constitué par une dalle de volume

$$1,70 \times 1,70 \times 0,175 = 0,508 \text{ m}^3$$

et par un prisme de volume

$$1,70 \times 1,70 \times 1,625 = 4,700 \text{ m}^3$$

$$\text{Volume total du massif:} \quad \underline{\underline{5,208 \text{ m}^3}}$$

g) *Calcul dans l'hypothèse des terrains pulvérulents.* — Si l'on admet l'hypothèse de la rotation autour de l'arête comprimée, le moment de stabilité est de la forme

$$(1) \quad M_s = P \frac{a}{2} + C b h_0^3.$$

Si, au contraire, on tient compte de la pression sur le sol due à l'arête inférieure, il faut adopter la formule suivante :

$$(2) \quad M_s = P \frac{a}{2} - \frac{2}{3} \frac{P^2}{b p_3} + C b h_0^3 ;$$

cette formule rappelle celle déduite de la théorie de Norsa.

Nous ferons le calcul dans les deux cas :

Cas de la formule (1)

$$a = b = 1,70 ; \quad h_0 = 1,60 \text{ m.}$$

Volume du béton

$$1,70 \times 1,70 \times 1,60 = 4,60 \text{ m}^3$$

Poids du béton $3,60 \times 2.200 =$

$$10.200 \text{ kg.}$$

Poids du pylône:

$$700 \text{ kg.}$$

Poids total:

$$\underline{\underline{10.900 \text{ kg.}}}$$

Moment de stabilité propre:

$$10.900 \times \frac{1,70}{2} = 9.200 \text{ mkg.}$$

Moment de stabilité dû au terrain, en adoptant la valeur

$C = 960 \text{ kg} : \text{m}^3$

$$960 \times 1,70 \times 1,60^3 =$$

$$6.700 \text{ mkg.}$$

Moment de stabilité total:

$$\underline{\underline{15.900 \text{ mkg.}}}$$

Moment de renversement par rapport à l'arête comprimée

$$M_r = 500(17 + 1,60) + 580(8,50 + 1,60) = 15.100 \text{ mkg.}$$

Rapport :

$$\frac{M_s}{M_r} = \frac{15.900}{15.100} = 1,05.$$

Cas de la formule (2)

$$a = b = 1,70 \text{ m ; } h_0 = 1,70$$

Volume du béton : $1,70 \times 1,70 \times 170 = 4,9 \text{ m}^3$

Poids du béton : $4,9 \times 2.200 =$

10.800 kg.

Poids du pylône :

700 kg.

Poids total $P =$

11.500 kg.

Moment de stabilité propre : $11.500 \frac{1,70}{2} =$

9.800 mkg.

Moment de stabilité dû au terrain

$$960 \times 1,70 \times 1,70^3 =$$

8.000 mkg.

Total :

17.800 mkg

Moment de stabilité négatif dû à la réaction du sol sous la fondation :

$$- \frac{2}{3} \frac{11.500^2}{1,7 \times 25.000} =$$

-2.080 mkg.

Moment de stabilité total $M_s =$

15.720 mkg.

Moment de renversement total :

$$M_r = 500(17 + 1,70) + 580(8,50 + 1,70) =$$

15.300 mkg.

Rapport :

$$\frac{M_s}{M_r} = \frac{15.720}{15.300} = 1,03.$$

On voit par cet exemple la différence considérable dans le cube de béton nécessaire suivant que l'on tient compte ou non de l'influence des terres latérales de la fouille, dont l'importance relative peut être assez exactement vérifiée par les calculs qui précèdent.

14. Exemple de calcul des massifs des poteaux en ciment. — Dans ce type de poteaux, les massifs ont, en général, des dimensions très restreintes, de sorte que la stabilité propre est négligeable, la stabilité est par conséquent pratiquement tout entière due à la réaction des terres qui se traduit par une pression ou par une résistance suivant la théorie adoptée.

Les calculs de stabilité doivent donc être exécutés par la formule suivante :

$$(1) \quad M_s > M_r = \frac{bh_0^2}{12} p_2$$

dans laquelle :

M_s est le moment de stabilité ;

M_r , le moment de renversement des forces extérieures pris par rapport à un axe situé au $1/3$ de la hauteur du massif à partir de la base ;

b , la largeur de l'arête du massif perpendiculaire à la direction des efforts ;

h_0 , la profondeur d'encastrement ;

p_2 , la pression sur la face latérale de la fouille à fond de celle-ci.

Cette pression p_2 peut atteindre en bon terrain la valeur 25.000 kg : m², soit 2,5 kg : cm² ; c'est cette dernière valeur qui nous a servi à la détermination des massifs résumée au tableau ci-dessous.

Dans ce tableau, les symboles ont la signification suivante :

F , effort appliqué en tête du support (figure 264),

H , hauteur totale d'application de l'effort F au-dessus de la base de la fondation ; $H' = H - \frac{h_0}{3}$,

b , largeur de l'arête du massif.

On a calculé pour chaque type de poteau la dimension b nécessaire par transformation de la formule (1) qui peut s'écrire comme suit :

V , résultante de l'effort dû au vent sur le support,

H_v , hauteur d'application de l'effort V , $H_v = H_v - \frac{h_0}{3}$,

M_r , moment de renversement, $M_r = HF + H_v V$,

$$(2) \quad b = \frac{12M_r}{Ph_0^2}.$$

Les dimensions b obtenues pourront être modifiées suivant la nature du terrain.

Les dimensions du côté a ne jouent aucun rôle dans la stabilité du massif ; on a adopté des valeurs qui permettent de réaliser un massif ayant une largeur suffisante pour enrober le poteau sans risques de séparation.

Dans la première colonne du tableau ci-dessous, chaque type de support est défini par sa hauteur totale, son effort en tête et son coefficient de sécurité.

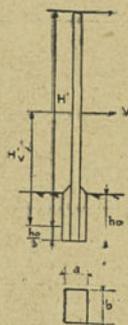


Fig. 264. — Représentation d'un poteau en ciment et de son massif.

TYPE	h_0	H'	F	Hf	H_v	V	$H_0 V$	M_R	b	Dimensions adoptées		VOLUME de la feuille
										β	a	
	m	m	kg	mkg	m	kg	mkg	mkg	m	m	m	m ³
15 m — 450 kg — 3	2,10	14,30	450	6.440	6,82	355	2.420	8.860	0,94	0,95	0,75	1,5
15 m — 700 kg — 3	2,10	14,30	700	10.000	6,82	355	2.420	12.420	1,35	1,35	0,85	2,4
15 m — 900 kg — 3	2,10	14,30	900	12.860	6,82	355	2.420	15.280	1,65	1,65	0,85	2,950
15 m — 1000 kg — 3	2,10	14,30	1.000	14.300	6,82	355	2.420	16.720	1,80	1,80	0,85	3,215
15 m — 450 kg — 5	2,10	14,30	450	6.440	6,82	355	2.420	8.860	0,94	0,95	0,85	1,5
16 m — 450 kg — 3	2,20	15,27	450	6.870	7,23	392	2.834	9.704	0,97	1,00	0,90	1,980
16 m — 700 kg — 3	2,20	15,27	700	10.700	7,23	392	2.834	13.534	1,35	1,35	0,90	2,675
16 m — 900 kg — 3	2,20	15,27	900	13.740	7,23	392	2.834	16.574	1,65	1,65	0,90	3,270
16 m — 1000 kg — 3	2,20	15,27	1.000	15.270	7,23	392	2.834	18.104	1,79	1,80	0,90	3,570
16 m — 450 kg — 5	2,20	15,27	450	6.870	7,23	392	2.834	9.704	0,97	1,00	0,90	1,980
17 m — 450 kg — 3	2,30	16,23	450	7.300	7,63	432	3.296	10.596	0,96	1,00	0,95	2,185
17 m — 700 kg — 3	2,30	16,23	700	11.360	7,63	422	3.296	14.656	1,33	1,35	0,95	2,950
17 m — 900 kg — 3	2,30	16,23	900	14.620	7,63	433	3.296	17.916	1,63	1,65	0,95	3,605
17 m — 1100 kg — 3	2,30	16,23	1.100	17.850	7,63	432	3.296	21.146	1,92	1,95	0,95	4,260
17 m — 1275 kg — 3	2,30	16,23	1.275	23.500	7,63	432	3.296	26.796	2,44	2,45	0,95	5,350
17 m — 450 kg — 5	2,30	16,23	450	7.300	7,63	432	3.296	10.596	0,96	1,00	0,95	2,185
17 m — 700 kg — 5	2,30	16,23	700	11.360	7,63	432	3.296	14.656	1,33	1,35	0,95	2,950
17 m — 900 kg — 5	2,30	16,23	900	14.620	7,63	432	3.296	17.916	1,63	1,65	0,95	3,605
17 m — 1100 kg — 5	2,30	16,23	1.100	17.850	7,63	432	3.296	21.146	1,92	1,95	0,95	4,260
17 m — 1275 kg — 5	2,30	16,23	1.275	23.500	7,63	432	3.296	26.796	2,44	2,45	0,95	5,350
17 m — 450 kg — 5	2,30	16,23	450	7.300	7,63	432	3.296	10.596	0,96	1,00	0,95	2,185
17 m — 700 kg — 5	2,30	16,23	700	11.360	7,63	432	3.296	14.656	1,33	1,35	0,95	2,950
17 m — 900 kg — 5	2,30	16,23	900	14.620	7,63	432	3.296	17.916	1,63	1,65	0,95	3,605
17 m — 1100 kg — 5	2,30	16,23	1.100	17.850	7,63	432	3.296	21.146	1,92	1,95	0,95	4,260

15. Exemple de calcul des massifs des pylônes métalliques. — Les massifs ont les caractéristiques indiquées sur la figure 265.

Les calculs de stabilité ont été établis tenant compte de la poussée des terres d'après la théorie des massifs pulvérulents en prenant pour coeffi-

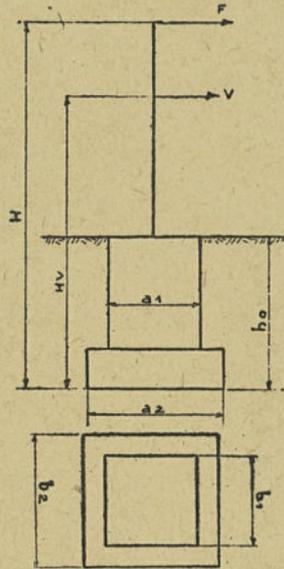


Fig. 265. — Représentation d'un pylône métallique et de son massif.

cient C la valeur $720 \text{ kg} : \text{m}^3$ correspondant à une terre constituée par de l'argile sèche.

Dans le tableau qui suit les symboles ont la signification suivante :

H , hauteur d'application de l'effort F à partir du fond de la fouille,

F , effort total utile reporté au sommet du support,

H_v , hauteur d'application de l'effort V ,

V , effort dû au vent sur le pylône reporté au sommet,

M_r , moment de renversement, $M_r = HF + H_v V$,

P_p , poids du pylône,

P_b , poids du béton,

M_1 , moment de stabilité propre, $M_1 = (P_p + P_b) \frac{a_2}{2}$,

M_t , moment de stabilité dû à la poussée des terres, $M_t = C b_1 h_0^3$,

M_s , moment de stabilité total, $M_s = M_1 + M_t$.

TYPE	H	F	H-F	H _v	V	H _v V	M _r	P _p	P	M ₁	M _l	M _s	M _s : M _r	Dimensions du Massif		Volume du béton m ³
	m.	kg	m. kg	m.	kg	m. kg	m. kg	kg	kg	m. kg	m. kg	m. kg		largeur	hauteur	
I 16,00	15,10	500	7.550	8,18	453	3.700	11.250	501	9.064	7.650	4.720	12.370	1,09	1,60	1,60	4,12
" 17,00	16,10	500	8.050	8,67	491	4.260	12.310	550	10.200	8.650	5.000	13.650	1,11	1,70	1,60	4,65
" 18,00	17,10	500	8.550	9,10	531	4.840	13.390	602	11.450	10.300	5.300	15.600	1,17	1,80	1,60	5,20
" 19,00	18,10	500	9.050	9,55	574	5.500	14.550	657	12.720	12.000	5.600	17.600	1,21	4,90	1,60	5,78
" 21,00	20,20	500	10.100	10,30	680	7.000	17.100	742	15.000	15.000	7.070	22.070	1,29	2,00	1,70	6,80
" 22,00	21,20	500	10.600	10,60	734	7.800	18.600	807	15.800	16.200	7.250	23.450	1,255	2,05	1,70	7,15
II 15,00	14,60	1.000	14.600	8,20	457	3.750	18.350	577	11.300	9.480	9.200	18.680	1,01	1,60	2,00	5,10
" 17,00	16,20	1.000	16.200	8,54	556	4.750	20.950	686	12.760	11.420	9.800	21.220	1,015	1,70	2,00	5,80
III 15,00	14,80	1.400	20.900	8,39	513	4.300	25.200	717	15.300	13.800	14.900	28.700	1,13	1,70	2,30	6,80
" 16,00	15,80	1.400	22.200	8,77	567	5.000	27.200	785	16.350	15.400	15.600	31.000	1,14	1,80	2,30	7,40
" 17,00	16,80	1.400	23.500	9,13	625	5.700	29.200	905	18.300	18.200	16.700	34.900	1,19	1,90	2,30	8,30
" 18,00	17,80	1.400	24.920	9,51	684	6.504	31.424	976	18.260	18.274	16.600	34.874	1,10	1,90	2,30	8,30
" 20,00	19,80	1.400	27.720	10,32	794	8.194	35.914	1.122	22.440	24.740	18.400	43.140	1,20	2,10	2,30	10,20
IV 15,00	15,00	1.850	27.750	8,66	569	4.927	32.677	909	16.800	15.500	19.700	35.200	1,11	1,75	2,50	7,75
" 16,00	16,00	1.850	29.600	8,97	644	5.776	35.376	967	17.900	17.000	20.200	37.200	1,05	1,80	2,50	8,10
" 17,00	17,00	1.850	31.450	9,36	706	6.608	38.058	1.079	18.800	18.400	20.800	39.200	1,025	1,85	2,50	8,55
" 18,00	18,00	1.850	33.300	9,76	770	7.515	40.815	1.169	20.020	20.129	21.400	41.529	1,016	1,90	2,50	9,10
V 15,50	15,50	2.250	34.900	8,81	664	5.850	40.750	1.163	20.000	20.400	21.400	41.800	1,05	19,0	2,50	9,10
" 16,50	16,60	2.250	37.300	9,31	729	6.800	44.100	1.260	22.800	22.800	25.300	48.100	1,09	2,00	2,60	10,40
" 19,50	19,70	2.250	44.300	9,62	931	8.960	53.260	1.364	28.600	31.460	31.200	62.650	1,17	2,20	2,70	13,00
VI 22,50	22,55	2.800	63.140	11,57	1.266	14.650	77.790	2.620	30.580	46.480	33.400	79.880	1,025	*2,80	2,55	13,90
VII 17,50	17,60	3.000	52.800	9,64	876	8.440	61.240	1.757	27.126	40.430	35.200	75.630	1,23	*2,80	2,60	12,33

* Massif avec semelle.

16. Exemple de calcul de la stabilité d'un poteau de bois. — Soit un poteau ayant les caractéristiques suivantes :

Hauteur totale	10 m.,
Longueur enterrée	$\frac{10}{10} + 0,60 = 1,60$ m.,
Hauteur hors sol	8,40 m.,
Diamètre au sommet	14 cm.,
Diamètre à la base	23 cm.,

$$\text{Défilement par mètre } \frac{0,23 - 0,14}{10} = 0,009.$$

Supposons un sol normal permettant d'admettre une pression maximum p_2 à la base de $2,5 \text{ kg} : \text{cm}^2$. Comme le poteau a une section circulaire, nous rapporterons la pression à la surface diamétrale du poteau.

Le calcul de sa stabilité se déduit de la formule

$$M_r = \frac{bh_0^2}{12} p_2,$$

dans laquelle :

M_r est le moment de renversement dû aux forces extérieures
 b , le diamètre moyen du poteau dans la partie encastree :

$$b = \frac{0,21 + 0,23}{2} = 0,22 \text{ m} ;$$

$$h_0 = 1,60 \text{ m} ;$$

$$p_2 = 25000 \text{ Kg} : \text{m}^2.$$

On a ainsi

$$M_r = 25.000 \frac{1,6^2}{12} \times 0,22 = 1.173 \text{ mkg.}$$

L'effort dû au vent sur le poteau est égal à

$$8,40 \frac{0,21 + 0,14}{2} \times 72 = 105 \text{ kg.}$$

Le moment correspondant est

$$105 \left(\frac{8,40}{2} + \frac{2}{3} \times 1,60 \right) = 560 \text{ mkg.}$$

Le moment de renversement dû aux efforts utiles F est ainsi :

$$1.173 - 560 = 613 \text{ mkg.},$$

correspondant à un effort F égal à

$$F = \frac{613}{8,40 + \frac{2}{3} \times 1,60} = 62,5 \text{ kg.}$$

Le poteau étudié est susceptible de supporter pratiquement un effort supérieur à l'effort ci-dessus, de sorte que la stabilité est insuffisante pour l'utiliser dans les meilleures conditions.

On améliorera cette stabilité en calant le poteau dans sa fouille, au moyen de pierres soigneusement damées, principalement dans le fond de celle-ci et à une profondeur $\frac{h_0}{3}$ en dessous de l'encastrement, points où la pression sur les terres est maximum.

L'expérience prouve d'ailleurs que la stabilité d'un poteau de bois est assurée par simple implantation dans le bon sol avec calage de pierres, quand la profondeur d'implantation atteint la valeur préconisée par l'Union des Syndicats de l'Electricité égale au $1/10^e$ de la hauteur du support plus 0,60 m.

Pour les efforts importants, les poteaux sont même, si c'est nécessaire, bétonnés, suivant la grandeur des efforts et suivant la nature du sol.

A un autre point de vue, le bétonnage du poteau n'est cependant pas toujours à conseiller, par suite de l'humidité qui se maintient à son pied et qui cause une pourriture plus rapide que celle d'un poteau calé à la pierre sèche.

CHAPITRE XI

CALCUL DES LIGNES CATÉNAIRES

1. Généralités (1). — La captation du courant pour l'alimentation des locomotives électriques exige que la ligne de contact présente une disposition convenable par rapport à la voie de roulement, et différente suivant le mode de captation adopté. Cette captation s'effectue soit par trolley soit par pantographe.

Le trolley est relativement peu sensible aux irrégularités présentées par le fil de contact tant en hauteur qu'en déplacement latéral par rapport à l'axe de la voie à condition que ces irrégularités ne se produisent pas brusquement. Pour éviter des déraillements, on s'impose généralement que la polygonale du fil de contact ne présente pas d'angles supérieurs à 11° .

Le pantographe exige, au contraire, d'une part que le fil de contact ne s'écarte que peu de l'axe de la voie dans le plan horizontal, et, d'autre part, que les variations en hauteur soient assez lentes. D'ailleurs, le pantographe est le seul mode de captation adopté pour les chemins de fer de grande vitesse, et, aux vitesses atteintes, une dénivellation trop brusque dans le plan vertical, causerait soit une pression trop élevée de cet organe sur le câble de contact, soit au contraire une pression réduite pouvant même devenir nulle ce qui correspond au cas où l'archet perd momentanément le contact. Dans le premier cas, la pression élevée cause une usure anormale des pièces glissantes, dans le second, l'abandon momentané du fil cause des arcs tendant à détériorer à la longue les points atteints.

(1) Nous ferons dans ce chapitre d'importants emprunts à l'étude très complète publiée par M. LEBOUCHER dans la *Revue Générale de l'Electricité*, du 30 juillet 1921, t. X, p. 165, intitulée : Note sur les lignes caténaïres pour prise de courant aérienne destinées à l'électrification des voies d'intérêt général.

Les lignes de contact des voies de chemins de fer électriques, les seules que nous étudions ici, exigent donc des précautions spéciales, de manière à réaliser aussi rigoureusement que possible une ligne continue située à une distance verticale du plan de la voie constante ou à variations suffisamment lentes au passage des ouvrages d'art, et dont la projection verticale ne s'écarte que peu de l'axe de la voie.

Ces conditions sont obtenues pratiquement par la suspension caténaire du fil de travail, qui comprend en principe :

a) Un câble porteur ou caténaire tendu entre deux supports et affectant la forme d'une chaînette ;

b) Un fil de travail horizontal, tendu assez fortement et porté par le câble précédent au moyen de tirants verticaux, appelés *pendules*.

Il existe de nombreux types de lignes caténaires qui peuvent cependant être classées en deux catégories principales :

1° Les lignes polyédrales ou entravées ;

2° Les lignes souples ou inclinées.

Dans les *lignes polyédrales*, le fil de travail est toujours dans

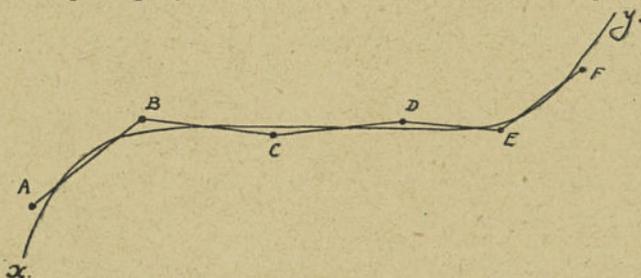


Fig. 266. — Projection verticale d'une ligne caténaire polyédrale.

le même plan vertical que le câble porteur, et les plans verticaux des portées successives forment un polyèdre à arêtes verticales. En projection horizontale, la ligne est représentée par le polygone A, B, C, D, E, F de la figure 266 qui est situé tantôt à droite tantôt à gauche de l'axe de la voie représenté par la courbe continue xy. Les sommets A, B, C, D, E, F, ont généralement une position fixe dans l'espace tant pour le fil de travail que pour le câble porteur.

Le câble de travail et le câble porteur sont retenus aux sommets du pylône par des *antibalançants*. La plupart des lignes européennes, françaises, anglaises, allemandes, suisses et italiennes sont construites d'après ce modèle. Au contraire, diverses lignes américaines sont des lignes souples.

Dans les *lignes souples*, le câble porteur, seul, est fixé d'une façon rigide aux supports; le fil de travail, au contraire, n'est retenu au précédent que par les pendules, qui prennent ainsi en courbes des inclinaisons sur la verticale variables avec le rayon de celles-ci, et en alignement des inclinaisons variables avec l'effort du vent.

Ces deux types de lignes ont chacun des avantages et des inconvénients, dont les principaux sont les suivants :

Du fait de son principe même, la ligne polyédrale présente en courbe à chaque support un point anguleux dont la fixité est obtenue ainsi qu'on l'a dit au moyen d'antibalançants. Ces antibalançants constituent des points durs qui créent des discontinuités dans la flexibilité ou des aspérités susceptibles de produire des arcs dès qu'on dépasse une certaine vitesse. Avec la ligne souple, au contraire, la flexibilité en courbe est très constante, la ligne pouvant se soulever sans que rien ne s'oppose à ce mouvement.

En alignement et sans vent, les deux types de lignes sont évidemment équivalents.

Sous l'influence du vent, au contraire, la ligne souple peut subir des déplacements parfois très importants, de sorte que l'on est conduit à disposer quelques antibalançants à des distances convenables pour prévenir cet effet.

Sous l'influence des variations de température, la ligne souple varie de longueur et se soulève ou s'abaisse suivant le sens des variations de température, tandis que la ligne polyédrale ne dispose pas de cette propriété d'auto-compensation.

Au point de vue de la construction les inconvénients de la ligne souple sont, d'une part, d'exiger en courbes que les supports soient tous à l'extérieur du grand rayon, à moins d'utiliser des consoles

allongées ; d'autre part, de ne pas se prêter à l'adoption de deux fils de travail juxtaposés.

Quel que soit le type de ligne, il est nécessaire en outre de disposer de nombreux appareils qui viennent créer des points durs. En effet, le fil de travail ne peut être continu, mais doit être divisé en sections pour permettre un réglage saisonnier nécessité par son allongement sous l'influence des variations de température.

La ligne doit aussi être sectionnée en tronçons isolés électriquement pour la recherche des défauts et pour l'entretien.

Les aiguillages entraînent aussi une accumulation de connexions pour réunir les différentes lignes de raccordement.

Enfin, les passages sous les ouvrages (ponts, tunnels) exigent souvent un abaissement de la ligne de travail suivi de son relèvement une fois l'ouvrage franchi, alternatives qui donnent lieu à des modifications de pression de l'archet sur la ligne.

On a recherché à réduire les effets de ces diverses causes, en réduisant au minimum la masse des appareils supportés par la caténaire, et du pantographe lui-même. On est arrivé ainsi à réaliser des lignes caténares donnant entière satisfaction et une sécurité d'exploitation très grande pour des trains dont la vitesse atteint et même dépasse 100 km. à l'heure.

Le troisième rail constitue une excellente prise de courant pour des tensions inférieures à 1200 volts, et des vitesses inférieures à 80 km. à l'heure ; mais au delà de ces limites, on adopte toujours la ligne aérienne ; c'est le seul dispositif que nous étudierons plus complètement dans ce chapitre, renvoyant aux ouvrages spéciaux pour l'étude de dispositifs qui ne constituent plus à proprement parler des lignes aériennes.

2. Principe et difficultés du calcul des lignes caténares. — Le calcul mécanique des lignes caténares présente des difficultés particulières, en raison de l'existence de deux câbles ou fils, dont l'un, le câble porteur soutient le fil ou câble de travail de la même façon qu'un câble supporte le tablier d'un pont suspendu.

Tant que les efforts sont simplement verticaux on admet que le poids du câble de travail, et celui des pendules sont assimilables

à une surcharge uniformément répartie sur le câble porteur, de sorte que le calcul peut se poursuivre dans les mêmes conditions que celui d'une ligne simple comprenant uniquement un câble porteur surchargé par un poids de givre ou de verglas.

Le problème se complique dans le cas où la caténaire est soumise en outre à un effort horizontal dû au vent. Celle-ci se transforme en une courbe gauche assez complexe. Deux cas sont à considérer suivant que le fil de contact n'est pas retenu par des *antibalançants*, et qu'il peut, par conséquent, prendre librement une position due uniquement à la résultante des efforts verticaux et des efforts horizontaux, ou suivant, au contraire, que le fil de contact est retenu par des *antibalançants*.

Dans le premier cas, on peut admettre encore que le câble porteur est soumis à la totalité des efforts verticaux et des efforts horizontaux appliqués au câble porteur et au fil de travail, de sorte que le calcul peut être conduit encore comme celui d'une ligne simple soumise à des surcharges verticales et horizontales.

Dans le second cas, au contraire, le fil de travail étant entravé ne s'incline que faiblement sous l'influence d'une pression horizontale.

Habituellement, on conduit encore les calculs de la contrainte comme dans le premier cas. Toutefois ces calculs ne font pas apparaître l'avantage des *antibalançants* sur le déplacement horizontal du fil de travail.

On peut faire les deux hypothèses suivantes :

a) Le fil de travail est supposé supporter seul en totalité les charges horizontales sur lui-même et sur le câble porteur ; cette hypothèse donne une flèche maximum, puisque l'on néglige ainsi le rappel dû au câble porteur.

b) La surcharge de vent est supportée par chacun des câbles qui la reçoit et chaque élément de câble subit simplement un déplacement horizontal qu'il faut calculer en partant d'une traction donnée et d'une flèche initiale nulle. On prendra alors comme déplacement horizontal au milieu de la portée la plus grande des deux flèches ainsi déterminées. Cette deuxième hypothèse paraît

la plus rapprochée de la réalité. Nous développerons le calcul complet d'une ligne entravée, et donnerons ensuite le principe de calcul d'une ligne souple; nous aurons ainsi l'occasion de montrer comment le calcul doit être conduit dans chacune des deux hypothèses précédentes.

3. Calcul d'une caténaire entravée. — La ligne de contact est supposée constituée par un câble porteur en bronze au cadmium supportant au moyen de pendules régulièrement espacés deux fils de contact rainurés en cuivre, placés dans un même plan horizontal.

Les pendules espacés de 2,25 m. alterneront entre eux de façon qu'au droit d'un des points de suspension de l'un des fils de contact, l'autre présente son maximum de flexibilité.

La portée normale qui sera de 63 m. en alignement droit pourra être réduite en certains points spéciaux : courbes, équipement de diagonale, embranchements, etc.

En alignement droit, la ligne sera disposée dans l'axe de la voie et avec zigzags de manière à présenter un désaxement périodique de l'ordre de 10 cm. de part et d'autre de cet axe afin de répartir l'usure du pantographe sur une longueur de 20 cm. (1) ce désaxement a été indiqué sur la figure 266, en l'exagérant pour bien montrer son existence.

En courbes, le désaxement de part et d'autre de l'axe de la voie sera au maximum de 0,75 m.; ce désaxement fixera la portée en fonction du rayon de courbure de la voie.

Envisageons successivement le cas de l'alignement et celui des courbes.

A. Alignement. — Les caractéristiques du câble porteur et des fils de contact sont les suivantes :

Câble porteur.

Câble de bronze de	19 brins
Section	94 mm ²
Diamètre	12,6 mm.
Poids au m.	0,881 kg : m.
Contrainte à la rupture	60 kg : mm ²
Coefficient de dilatation	0,000018
Coefficient d'élasticité	0,000078

Fils de contact (fils rainurés).

Section d'un fil	107 mm ²
Diamètre	11 mm.
Poids au m.	0,965 kg : m.
Contrainte à la rupture	35 kg : mm ²
Coefficient de dilatation	0,000018
Coefficient d'élasticité	0,000078

(1) La longueur utile d'un archet est assez variable, généralement elle est de l'ordre du mètre pour les tramways et peut atteindre 2 mètres pour les chemins de fer d'intérêt général.

Les conditions atmosphériques que nous adopterons dans les calculs sont les suivantes :

Première hypothèse. — Vent de 120 kg : m², température +20° C.

Seconde hypothèse. — Vent de 30 kg : m², température - 20° C.

Troisième hypothèse. — Température + 45° C.

On en déduira les coefficients de majoration à appliquer dans les calculs pour diverses hypothèses :

a) *Sans vent.* — Le câble porteur est soumis aux surcharges suivantes :

Poids des fils de contact.	121,6 kg.
Poids des pendules.	9,24 kg.
Total	<u>130,84 kg.</u>

Soit par mètre (portée de 63 m.) 2,08 kg.

Le poids par mètre de câble porteur étant de 0,88 kg, le poids fictif vertical par mètre dû aux surcharges ci-dessus a pour valeur

$$2,08 + 0,88 = 2,96 \text{ kg.}$$

Le rapport m_0 de ce poids apparent au poids propre du câble porteur est donc

$$m_0 = \frac{2,96}{0,88} = 3,37.$$

b) *Avec vent de 120 kg. par m².* — L'effort du vent sur les divers éléments de la caténaire donne lieu aux surcharges horizontales suivantes :

Vent sur le câble porteur	57,1 kg.
Vent sur deux fils de contact (les deux fils étant placés l'un contre l'autre, on admettra que l'effort total est égal à 1,5 fois l'effort sur un fil)	75 kg.
Vent sur les pendules.	15,7 kg.
Total.	<u>147,8 kg.</u>

Si nous répartissons cet effort total sur les fils de travail, dont le poids est de 121,6 kg. par portée, nous aurons un coefficient de majoration pour charge horizontale, m_1 , ayant pour valeur

$$m_1 = \frac{147,8}{121,6} = 1,21.$$

Au contraire, si on avait réparti cet effort sur les fils de travail et sur le câble porteur, on aurait eu, en reportant encore sur chacun la moitié de l'effort sur les pendules, pour les fils de travail, un coefficient de majoration m'_1 égal à

$$m'_1 = \frac{75 + 7,85}{121,6} = 0,68$$

et pour le câble porteur un coefficient de majoration m''_1 donné par

$$m''_1 = \frac{57,1 + 7,85}{55,6} = 1,17.$$

c) Avec un vent de 30 kg. par m^2 . — Pour un vent de 30 kg. par m^2 , les coefficients de majoration ci-dessus seront réduits dans le rapport des pressions du vent d'où les coefficients m_2, m'_2, m''_2 suivants correspondant respectivement à m_1, m'_1, m''_1 :

$$m_2 = 0,303$$

$$m'_2 = 0,17$$

$$m''_2 = 0,28$$

Le calcul peut être conduit ensuite, soit algébriquement, soit graphiquement par l'équation générale de changement d'état des lignes simples.

Supposons que la contrainte du câble porteur dans le cas d'une température de $+20^\circ$ C. sans vent soit de 10 kg : mm^2 . Le régime correspondant est représenté sur l'abaque de M. Blondel par le point de coordonnées

$$T = 10 \text{ kg} : mm^2, x = 63 \times 3,37 = 212 \text{ mètres.}$$

La flèche correspondante est

$$f = \frac{5,00}{3,37} = 1,49 \text{ m.}$$

Le régime à $+20^\circ$ sans surcharges verticales, c'est-à-dire le régime du câble porteur posé avant le placement des pendules et des fils de travail s'obtient en menant l'horizontale du point défini plus haut jusqu'à sa rencontre avec la verticale $x = 63$.

On lit en ce point :

$$T = 3,8 \text{ kg} : mm^2 \text{ et } f = 1,30 \text{ m.}$$

Le régime à -20° sans vent et avec surcharges verticales s'obtient en abaissant le point $T = 12, x = 212$ verticalement de 40° C, d'où

$$T = 12,5 \text{ Kg} : mm^2 \text{ et } f = \frac{4,00}{3,37} = 1,18.$$

Enfin, le régime à $+45^\circ$ sans vent et avec surcharges verticales s'obtiendra en partant encore du même point et en se déplaçant verticalement vers le haut de 25° C, d'où

$$T = 8,95 \text{ Kg} : mm^2 \text{ et } f = \frac{5,60}{3,37} = 1,66 \text{ m.}$$

Les flèches verticales oscilleront donc entre les valeurs extrêmes 1,18 et 1,66, soit un écart de 0,48 m. pour des écarts de température de -20° C. à $+45^\circ$ C. Cet écart est très admissible pour une portée de 63 mètres.

La contrainte maximum du câble de travail étant de 12,5 kg : mm^2 , son coefficient de sécurité est donc sans vent

$$\frac{60}{12,5} = 4,8.$$

Il reste à calculer les contraintes et les flèches horizontales dues au vent lui-même.

Supposons tout d'abord que l'effort du vent soit supporté en entier par

les fils de travail. L'équation de changement d'état de ces fils qui passent d'un premier état défini par : une flèche nulle, un poids spécifique nul et une contrainte T_0 égale à la traction de ces fils supposée égale à 10 kg : mm², à un second état défini par : un poids spécifique fictif dû au vent $m_1\rho_0$ ou $m_2\rho_0$, une flèche f_0 à déterminer et une contrainte T'_0 , peut s'écrire :

$$(1) \quad \theta - \theta' = 0 - \frac{m_1^2 \rho_0^2 x^2}{24\alpha T_0'^2} - \frac{T_0' - T_0}{\alpha E}$$

Cette équation se résoudra immédiatement sur les abaques de M. Blondel, le point figuratif du premier état se trouvant à l'intersection de la ligne $T_0 = 10$ et de l'axe vertical ($x = 0$). Il suffira en partant de ce point de suivre l'horizontale jusqu'à l'abscisse m_1x ou m_2x , pour lire en ce point la contrainte T' et les flèches m_1f ou m_2f .

Pour le cas de l'effort du vent de 120 kg : m², on trouve ainsi à l'abscisse $1,21 \times 63 = 76$,

$$T'_0 = 12 \text{ kg} : \text{mm}^2 \text{ et } f_0 = \frac{0,55}{1,21} = 0,455 \text{ m.}$$

Pour le cas de l'effort du vent de 30 kg : m², on trouverait à l'abscisse

$$0,303 \times 63 = 19,2, \quad T'_0 = 10,2 \text{ kg.} \quad \text{et} \quad f_0 = \frac{0,05}{0,303} = 0,165 \text{ m.}$$

Ce calcul suppose que les fils de travail sont retenus d'une façon rigide au droit des supports, c'est-à-dire qu'il s'y trouve des antibalançants et que ces fils de travail ne sont pas tendus par des contrepoids mais sont ancrés. Dans le cas où des contrepoids de rappel maintiendraient à tous régimes la contrainte de 10 kg : mm² initiale, au lieu de se déplacer sur une horizontale, il faudrait au contraire sur l'abaque suivre la courbe $T = 10$; tout se passerait alors comme si le câble s'était allongé sous un effet de température d'une longueur égale à celle qui aurait été cédée par les contrepoids.

Si l'on reporte l'effort du vent partie sur le câble porteur, partie sur les fils de travail, on a pour le vent de 120 kg : m², pour les fils de travail :

$$T'_0 = 10,8 \text{ kg} : \text{mm}^2. \quad \text{et} \quad f_0 = \frac{0,22}{0,68} = 0,325 \text{ m.}$$

pour le câble porteur, en partant de la contrainte de 10 kg : mm² :

$$T'_0 = 11,7 \text{ kg} : \text{mm}^2. \quad \text{et} \quad f_0 = 0,445 \text{ m.}$$

Sous l'influence du vent de 30 kg : m², le câble porteur prendrait une flèche inférieure, mais sa contrainte maximum de 12,5 kg serait très légèrement augmentée à 12,7 kg., de sorte que le coefficient de sécurité serait ainsi réduit à

$$\frac{60}{12,7} = 4,72.$$

On voit que, dans notre exemple, la flèche prise par les fils de travail ne dépassera pas 0,45 m. et que, par conséquent en alignement, on pourra compter sur un désaxement total inférieur à 0,90 m.

Pour toute portée inférieure, il suffira de se rappeler que ces flèches horizontales sont proportionnelles au carré des portées pour des contraintes identiques.

En résumé, les conditions de travail du câble porteur et des fils de travail seront les suivantes :

Vent de 120 kg : m² température de + 20° C.

Contrainte maximum du câble porteur	11,7 kg : mm ²
— — des fils de travail	12 kg : mm ²
Flèche verticale du câble porteur	1,49 m.
— — des fils de travail	0
Flèche horizontale du câble porteur	0,445 m.
— — des fils de travail	0,325 m.

Vent de 30 kg : m², température de - 20° C.

Contrainte maximum du câble porteur	12,7 kg : mm ²
— — des fils de travail	10,2 kg : mm ²
Flèche verticale du câble porteur	1,18 m.
— — des fils de travail (1)	-0,31 m.

Température de +45° C sans vent.

Flèche verticale du câble porteur	1,66 m.
— — des fils de travail	+0,17 m.

Connaissant la flèche prise par le câble porteur, il est aisé de calculer la longueur des pendules à adopter. Dans ce but, nous partirons de la

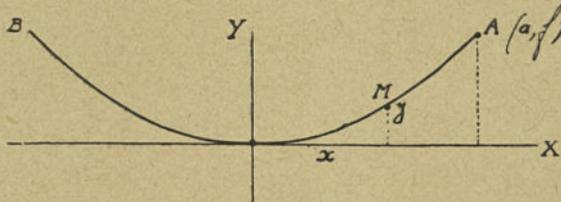


Fig. 267. — Courbe parabolique représentant le câble porteur.

flèche verticale de 1,49 m. à +20° C. L'équation de la parabole à laquelle nous assimilons la courbe du câble porteur, rapportée à sa tangente au milieu de la portée et à son axe (voir figure 267) a pour expression :

$$(1) \quad x^2 = 2 ky.$$

(1) Le signe (-) indique qu'il s'agit en réalité d'une contre-flèche, c'est-à-dire que les fils de travail ont une forme en dos d'âne. Le réglage rigoureusement horizontal devrait être fait vers 10° C pour que les écarts positifs et négatifs soient sensiblement égaux en valeur absolue. Nous nous sommes plutôt imposé ici un réglage rigoureusement rectiligne des fils de travail à +20° C, température la plus habituelle pour la région considérée.

Le paramètre k se détermine en considérant le point d'attache dont les coordonnées sont

$$y = f = 1,49 \text{ m.} \quad \text{et} \quad x = \frac{a}{2} = 31,50 \text{ m.};$$

d'où

$$2k = \frac{31,50^2}{1,49} = 665.$$

L'équation générale (1) devient ainsi

$$x^2 = 665 y.$$

Comme on dispose les fils de contact à 0,25 m. au-dessous du câble porteur au milieu de la portée, on aura la longueur du pendule en ajoutant 0,25 m. à la longueur trouvée pour l'ordonnée y . On obtient ainsi le tableau suivant qui donne la longueur des divers pendules à prévoir.

DISTANCE x au milieu de la portée.	ORDONNÉE y correspondante.	LONGUEUR DU PENDULE correspondant.
m.	m.	m.
1,125	0,002	0,25
3,375	0,017	0,267
5,625	0,0475	0,298
7,875	0,094	0,344
10,125	0,154	0,404
12,375	0,231	0,481
14,625	0,323	0,573
16,875	0,430	0,68
19,125	0,550	0,80
21,375	0,690	0,94
23,625	0,845	1,095
25,875	1,01	1,26
28,125	1,18	1,43
30,375	1,37	1,62

B. *En courbes.* — En courbes, la limite du déplacement avec vent compatible avec les dimensions de l'archet fixe la portée maximum possible.

Soit (fig. 268), R le rayon de courbure de la voie, $2\varepsilon'$ la longueur utile de l'archet, $x = x_1, x_2$ la portée, enfin pp, qq les deux cercles limites qui enveloppent le polygone formé par le fil de contact quand le vent n'agit pas. Comme la flèche horizontale, égale à f_0 pour 63 m. de portée, a pour valeur pour toute portée x différente $f_0 \frac{x^2}{63^2}$, l'écartement des deux cercles pp, qq sera au maximum de

$$(1) \quad 2\varepsilon = 2\left(\varepsilon' - f_0 \frac{x^2}{63^2}\right).$$

Traçons le cercle moyen de rayon R entre ces deux cercles extrêmes, on a d'après la figure pour le triangle x, y, o ,

$$(2) \quad \left(\frac{x}{2}\right)^2 = (R + \varepsilon)^2 - (R - \varepsilon)^2,$$

d'où

$$(3) \quad x^2 = 16R\varepsilon,$$

ou encore, en substituant (1) dans (3)

$$(4) \quad x^2 = 16R\left(\varepsilon' - f_0 \frac{x^2}{63^2}\right)$$

et après groupement des termes en x^2 ,

$$(5) \quad x = \frac{4\sqrt{R\varepsilon'}}{\sqrt{1 + \frac{16}{63^2}Rf_0}}.$$

On arrondira les valeurs de x obtenues par cette formule théorique de manière à réaliser un nombre entier et pair de pendules.

Pour l'exemple étudié, ($2\varepsilon' = 1,50 \text{ m}$, $f_0 = 0,45 \text{ m}$.), le tableau suivant donne

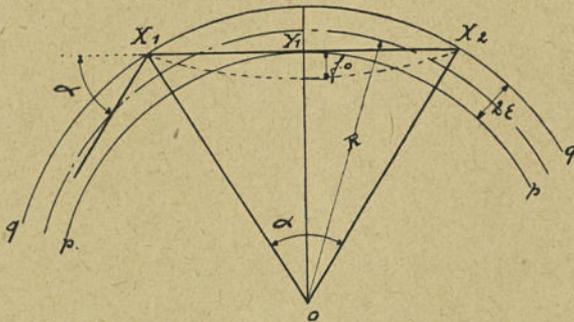


Fig. 268. — Représentation d'une portée en courbes.

les portées théoriques déduites de la formule (5) et les portées pratiques calculées pour réaliser le nombre de pendules indiqué dans la quatrième colonne.

RAYONS DE COURBURE R	PORTÉES THÉORIQUES	PORTÉES PRATIQUES	NOMBRE DE PENDULES
m.	m.	m.	—
400	52	49,5	22
600	57,5	54	24
800	59,8	58,5	26
1.000	60,8	58,5	26
1.200	61,5	58,5	26
1.400	62,5	58,5	26
1.600	63	63	28
> 1.600	63	63	28

D'autre part, l'angle α de deux portées consécutives supposées égales est égal à l'angle sous lequel est vue la portée x du centre de courbure O ; il est donc donné par la relation

$$(6) \quad \sin \frac{\alpha}{2} = \frac{\frac{x}{2}}{R + \varepsilon}$$

ou avec une approximation suffisante par

$$(7) \quad \sin \frac{\alpha}{2} = \frac{x}{2R}.$$

En négligeant le déplacement dû au vent, la formule (5) prendrait la forme suivante souvent adoptée,

$$(5 \text{ bis}) \quad x = 4\sqrt{R\varepsilon}.$$

On réduit quelquefois le nombre des pylônes d'angle en disposant un câble tendeur tel que celui représenté sur la figure 269; la portée x est

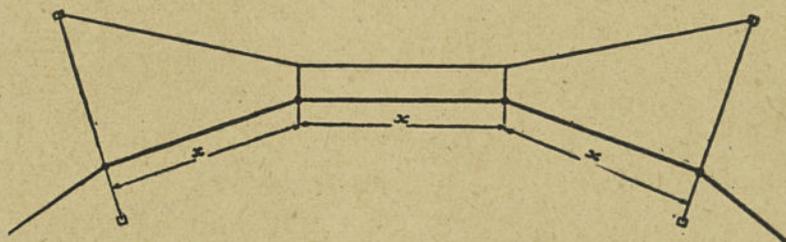


Fig. 269. — Ligne polyédrale retenue par câble tendeur.

alors celle qui est comprise entre deux points de fixation au câble tendeur.

On pourrait compléter le calcul des conditions de travail du câble porteur pour chacune des portées réduites ci-dessus ainsi que celui des flèches correspondantes.

Enfin, on déterminerait aisément les efforts de la caténaire sur les pylônes et sur les antibalançants par les considérations suivantes :

Les efforts horizontaux sont de deux sortes :

- Efforts dûs à la traction des fils et des câbles.
- Efforts dûs à l'action du vent.

Les efforts verticaux sont dûs au poids des fils et des câbles, et du matériel accessoire.

Le calcul de ces efforts est le même que celui qui a été développé dans le cas des lignes simples.

Les fils de contact ont été supposés fixés rigidement à des pylônes distants de 1.386 m., soit toutes les 22 portées normales de 63 m. Ces fils n'ont

aucune flèche sensible sous vent nul à 20° C; on a prévu un réglage saisonnier permettant de ramener leur contrainte à la valeur moyenne admise de 10 kg : mm².

Les oscillations de température entre la température moyenne +20° C et les deux températures extrêmes de -20° et +45° C sont respectivement de -40° C et +25° C. Les allongements correspondants ont pour valeur pour chaque section,

$$1386 \times 18 \times 10^{-6} \times 40 = 1 \text{ mètre}$$

et

$$1386 \times 18 \times 10^{-6} \times 25 = 0,625 \text{ mètre.}$$

On devra donc prévoir un réglage saisonnier de 1 m. en été et de 0,625 m. en hiver, s'il'on veut maintenir rigoureusement la traction admise de 10 kg : mm².

Fréquemment, on dispose à l'extrémité de chaque section des contrepoids qui permettent d'obtenir un réglage automatique de la tension des fils de travail.

Il est d'ailleurs facile de se rendre compte sur l'abaque de M. Blondel de la contrainte des fils de travail pour une température de -20° C sans vent. Il suffit de descendre de 40° à partir du point T=10 kg : mm² et $x=0$. On obtient ainsi une contrainte égale à 19,5 kg : mm² qui fait bien apparaître la nécessité d'un réglage saisonnier.

D'une façon générale, on peut dire que le choix de la flèche du câble porteur dépend en partie du tracé plus ou moins sinueux de la voie. On voit, en effet, que si la voie était absolument rectiligne on aurait avantage à tendre beaucoup le câble porteur, cette traction n'ayant aucun effet sur les supports qui pourraient être abaissés; au contraire en courbe il y a intérêt à réduire la traction, donc à augmenter la flèche. Chaque cas particulier conduira donc à une solution optimum qu'il faudra déterminer par quelques tâtonnements. Ceux-ci peuvent être facilités par l'étude de cas simples.

Supposons, par exemple, que le seul effort supporté par les poteaux en courbes provienne de la traction du câble porteur et des fils de travail, soit T_p et T_t la traction respective de chacun de ces deux éléments, h la hauteur du fil de contact, et $f+h$ celle du câble porteur, α l'angle de deux portées successives; le moment M appliqué au support a pour expression,

$$(8) \quad M = 2T_t h \sin \frac{\alpha}{2} + 2T_p (f+h) \sin \frac{\alpha}{2},$$

ou encore, en remplaçant $\sin \frac{\alpha}{2}$ par sa valeur (7),

$$(9) \quad M = \frac{x}{R} [T_t h + T_p (f+h)].$$

Mais la flèche du câble porteur est liée à la traction de celui-ci T_p

par la relation connue, où p est le poids spécifique réel de ce câble, m_0 le coefficient de majoration tenant compte des surcharges verticales et s sa section,

$$(10) \quad T_p = \frac{m_0 p s x^2}{8f}.$$

d'où en introduisant cette valeur dans (9),

$$(11) \quad M = \frac{x}{R} \left[T_t h + m_0 \frac{x^3 p s}{8R} \left(\frac{h}{f} + 1 \right) \right].$$

Le premier terme du second membre de cette expression est sensiblement constant, la tension du câble de travail étant établie à une valeur déterminée. Le second terme est représenté en fonction de f sur la figure 270 par une hyperbole équilatère, qui montre que lorsqu'on réduit la flèche f , le moment correspondant croît tout d'abord lentement, puis très vite; dans les applications, on choisira une flèche donnant un moment d'autant plus faible que les courbes seront plus fréquentes. L'influence du vent se traduirait dans la formule (11) ci-dessus par l'adjonction d'un terme qui serait de la forme $a V h \cos \frac{\alpha}{2}$, $a V$ étant l'effort total du vent sur la caténaire. On aurait ainsi, en supposant que l'effort total de vent est supporté par le fil de travail,

$$(12) \quad M = x \left(\frac{T_t}{R} \pm V \cos \frac{\alpha}{2} \right) h + m_0 \frac{x^3 p s}{8R} \left(\frac{h}{f} + 1 \right),$$

dont la discussion conduirait à des conclusions sensiblement les mêmes.

Si l'on construisait la courbe du prix de la caténaire en fonction de la flèche admise, on verrait que ce prix passe par un minimum, tout comme le prix d'une ligne simple en fonction de la portée; ce minimum est assez mal défini en raison des variations de prix assez faibles de part et d'autre de la flèche optimum. Cette remarque permet de construire la dite courbe par quelques points seulement, et, par conséquent, de réduire les calculs préliminaires au minimum.

4. Principe du calcul d'une ligne caténaire souple. — A. Alignement. — L'étude d'une ligne caténaire souple est très simple en alignement, si l'on considère que le fil de travail n'est pas retenu par des antibalançants, et, qu'en conséquence, elle se comporte en première approximation comme une ligne simple constituée par le

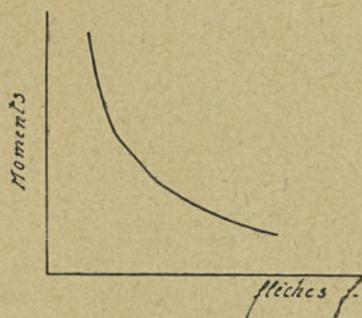


Fig. 270. — Représentation graphique des moments en fonction des flèches.

câble porteur surchargé verticalement par le fil de travail et par les pendules, et horizontalement par l'effort du vent sur ses divers éléments.

Par contre, son étude en courbes est assez complexe, et nous résumerons la méthode de calcul donnée par M. Leboucher (loc. cit.).

B. *Courbes*. — Ainsi qu'on l'a indiqué la caténaire souple présente en courbes une grande flexibilité, le câble porteur étant fixé d'une façon absolue aux supports, tandis que le fil de travail n'a

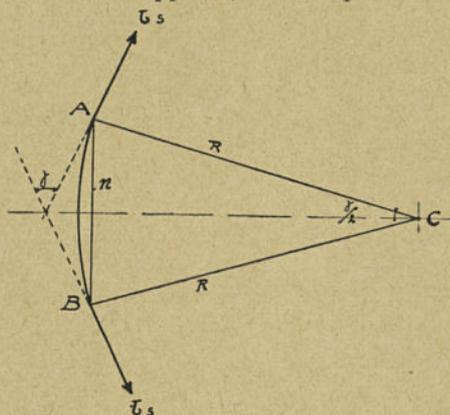


Fig. 271. — Représentation schématique d'une caténaire souple entre deux pendules.

d'autre liaison que les pendules qui le réunissent à ce dernier. La traction du fil de travail fait prendre ainsi aux pendules des inclinaisons sur la verticale variables avec le rayon de la courbe. Ces inclinaisons sont, en chaque point, fonction de la tension du fil, de son poids, de l'effort du vent et du rayon de la courbe.

Considérons le tronçon de ligne souple représentée sur la figure 271 et désignons par :

- R , le rayon de la courbe prise par le fil de travail ;
- n , la distance entre deux pendules ;
- γ , l'angle au centre ;
- T , la contrainte du fil de travail ;
- X , la résultante de la tension du fil de travail suivant le rayon de la courbe ;

P , son poids propre pour une longueur n ;

Q , l'effort du vent sur le fil de travail pour une longueur n ;

u , l'angle d'inclinaison du pendule sur la verticale;

s , la section du fil de travail;

on a, en se reportant aux figures 271 et 272,

$$(1) \quad \text{tang } u = \frac{X \pm Q}{P}$$

et

$$(2) \quad X = 2 T s \sin \frac{\gamma}{2} = T s \frac{n}{R};$$

d'où, en éliminant X entre ces deux expressions et en désignant par p le poids spécifique par mm^2 et par m., et par p_v le poids spécifique fictif tenant compte du vent

$$(3) \quad \text{tang } u = \frac{\frac{T}{R} \pm p_v}{p}.$$

Si la contrainte varie, l'angle d'inclinaison des pendules varie aussi, de sorte que le fil de travail se déplace; il est donc, dans certaines limites, auto-compensé sous l'influence d'une variation de température, la ligne subit ainsi une variation de longueur et se soulève ou s'abaisse suivant le sens de la variation de température.



Fig. 272. — Décomposition des forces dans une caténaire souple.

5. Considérations sommaires sur le matériel de construction des lignes caténares. — A. *Tramways.* — La *ligne de contact simple* est la plus économique pour les lignes de tramways jusqu'à 800 v. On l'utilise aussi pour les chemins de fer triphasés pour lesquels la construction d'une caténaire serait beaucoup trop compliquée.

Le *conducteur* employé est généralement du cuivre dur d'une résistance à la rupture de 30 à 40 $\text{kg} : \text{mm}^2$ ou du bronze d'une résistance à la rupture de 60 $\text{kg} : \text{mm}^2$; sa section affecte une forme spéciale permettant de le maintenir au moyen de griffes qui ne gênent pas le passage de l'appareil de captation du courant. On a abandonné actuellement la section en forme de 8, pour adopter une section circulaire portant deux rainures. Pour le

trolley, la partie inférieure de la section est arrondie, et pour le pantographe ou pour l'archet elle est plate.

Les sections habituellement utilisées en Europe sont : 50, 65, 80, 100 et 120 mm².

Les *griffes* qui supportent le fil de contact doivent être assez longues pour atténuer l'angle pris par le fil de part et d'autre de la fixation et assez légères pour éviter un point trop dur. On a proposé des griffes comprenant deux agrafes mobiles le long d'une tige, sur laquelle elles sont posées en cavalier; à son passage, le pantographe ou le trolley n'a à soulever que le poids du fil et celui des deux cavaliers, la partie principale de la griffe restant fixe.

Pour la sécurité des voyageurs, on fractionne le réseau de tramways en sections d'environ 500 m. isolées les unes des autres par des *isolateurs de sections*; il en existe plusieurs types donnant entière satisfaction.

Les *aiguillages* pour trolley exigent une étude très soignée, si l'on veut éviter les déraillements.

En général on les réduit au minimum, et, dans le cas des installations à une seule voie, on préfère parfois adopter un fil de contact pour chaque direction du mouvement.

Les *isolateurs* adoptés sont de types très divers. En principe, les lignes doivent être à double isolement, c'est-à-dire que l'on doit rencontrer entre le fil sous tension et la terre deux isolateurs successifs capables chacun de supporter la tension totale au coefficient de sécurité que l'on s'est imposé.

B. *Chemin de fer d'intérêt général.* — Les caractéristiques du matériel utilisé pour l'électrification des voies de chemins de fer d'intérêt général sont très variées en raison des divers modes de traction adoptés; on ne peut donc entrer dans le détail de leur description, et l'on doit se limiter aux caractéristiques les plus générales.

Ainsi que nous l'avons dit, les lignes de contact sont toutes du type caténaire, et le pantographe est le seul organe pratique de captation de courant.

Le fil de travail est constitué comme pour les réseaux de tramway soit par un fil rainuré soit par un câble de bronze. Le câble porteur peut être en acier ou en bronze. Les pendules, qui retiennent le fil de travail par des pinces spéciales, sont de plusieurs types; on rencontre le type vertical, le type incliné, le type cavalier qui n'est pas fixé au câble porteur mais qui s'y appuie à la façon d'un cavalier, le type articulé, même parfois le type à chaînettes. On s'est ingénié à rechercher le pendule supprimant autant que possible les points durs.

Il en est de même pour les antibalçants qui doivent être légers et pouvoir subir des déplacements verticaux au passage du pantographe.

Enfin, l'isolement, qui est généralement double comme pour les tramways, est obtenu soit par des isolateurs rigides, soit par des isolateurs d'ancrage (types à capots ou types à conduits intérieurs) soit par des isolateurs spéciaux (isolateurs « diablo », etc.).

Nous renverrons aux ouvrages spéciaux pour la description de ce matériel qui ne peut trouver place ici.

TROISIEME PARTIE

ÉTUDE ÉCONOMIQUE ET PRINCIPES DE CONSTRUCTION DES LIGNES DE TRANSMISSION D'ÉNERGIE

Cette troisième et dernière partie consacrée à l'étude économique et à l'exposé des principes de la construction des lignes de transmission d'énergie est réduite à ses principes essentiels, car le lecteur aura déjà trouvé dans les deux parties précédentes de nombreuses considérations concernant ces questions.

CHAPITRE PREMIER

CONSIDÉRATIONS ÉCONOMIQUES GÉNÉRALES

1. Généralités. — On se propose, dans le cas le plus général, et quand des questions étrangères ne viennent pas modifier la solution, de réaliser une transmission d'énergie aussi satisfaisante que possible, en particulier, aux points de vue de la régulation et du rendement, à un prix de revient aussi bas que possible.

La régulation doit être suffisante pour maintenir les variations de tension en fonction de la charge entre deux limites, variables d'ailleurs suivant la nature de l'énergie demandée (facteur de puissance); ces variations ne semblent pas devoir dépasser un maximum de 15 à 20 0/0 environ.

Le prix de revient de la transmission doit être naturellement aussi bas que possible, eu égard aux pertes d'énergie et aux frais annuels d'amortissement et d'exploitation de la ligne et des postes nécessaires.

Les conditions les plus favorables d'une transmission sont donc fonction de diverses variables, dont les principales sont :

- a) La distance ;
- b) La puissance transmise ;
- c) Le facteur de puissance de la charge ;
- d) La tension ;
- e) Le rendement de la ligne et des postes ;
- f) Les prix des matériaux divers constitutifs de la ligne et des postes et de leur mise en place ;
- g) Le prix de l'énergie perdue dans la transmission ;
- h) Le nombre d'heures d'utilisation de la ligne.

Vu son extrême complexité, le problème ne peut pas être résolu par une mise en équation conduisant après de longs calculs à une relation algébrique générale donnant les conditions du choix du régime optimum. Au contraire, la solution se dégage de tâtonnements, dirigés, il est vrai, par la comparaison avec les lignes existantes, par la connaissance des propriétés générales des lignes et réseaux et influencés par les cours des matériaux et appareils entrant dans la construction des postes et des lignes.

Les propriétés électriques des lignes sont indépendantes du lieu et du temps, tandis que les conditions d'établissement et d'exploitation de ces lignes subissent des influences diverses d'origine économique dont il est nécessaire de tenir compte pour chaque étude particulière.

2. Relation entre la tension, la longueur de la ligne et la puissance transmise (1). — Dans le cas où la tension de la transmission est assez basse pour que l'on puisse négliger les courants dérivés par la capacité de la ligne ou par la conductance de perte,

(1) Voir le rapport sur le même sujet présenté par l'auteur à la Conférence Internationale des Grands Réseaux électriques de 1921.

on a une formule simple, bien connue, donnant une relation entre la puissance, la distance et la tension.

Soit, en effet, $3P_1$ la puissance en kilowatts transmise à x kilomètres par une ligne triphasée ; $\cos \varphi_1$ son déphasage ; ρ la résistivité des conducteurs en ohms par centimètre ; α la perte par effet Joule exprimée en pour 100 de la puissance transmise ; U_1 la tension étoilée en volts de la transmission ; s la section des conducteurs supposés homogènes ; on a :

$$s = \frac{\rho x 3P_1}{\alpha \cos^2 \varphi_1 3U_1^2} 10^{10} \text{ cm}^2.$$

En supposant même câble, on voit qu'en doublant la tension, on pourra transmettre dans les *mêmes conditions de rendement*, soit une puissance quadruple à la même distance, soit une même puissance à une distance quadruple. En supposant, au contraire, même puissance et même distance, le fait de doubler la tension permet de réduire dans le rapport de 4 à 1 la section et le prix des conducteurs.

Mais, pour une étude générale, il faut tenir compte de ce que les organes de transmission d'énergie entre deux points comprennent non seulement la ligne elle-même mais aussi les postes élévateur et abaisseur.

Le simple bon sens nous indique qu'il n'y a pas lieu d'installer des postes à très haute tension coûteux pour un transport à faible distance, en vue de gagner quelques pour cent sur le rendement ou de réduire le poids des conducteurs. Les pertes par effet Joule et par conductance, sensiblement proportionnelles à la distance, ne sont pas suffisamment élevées et la régulation est assez bien assurée avec des tensions relativement basses, même pour la transmission de puissances importantes.

Ce même bon sens nous indique qu'il n'est pas économique de construire une ligne très longue pour ne transmettre que quelques kilowatts ; de telles lignes devront être, au contraire, capables de transmettre des puissances aussi grandes que le permet une exploitation normale, et cela n'est réalisable au point de vue du

rendement et de la régulation qu'en adoptant, ainsi qu'on l'a indiqué, des tensions suffisamment élevées.

La relation entre la puissance, la tension et la distance est ainsi très complexe et ne peut être explicitée davantage. Il faut, au contraire, opérer des tâtonnements pour rechercher les conditions optima pour chaque cas particulier.

Ces tâtonnements peuvent être simplifiés et considérablement

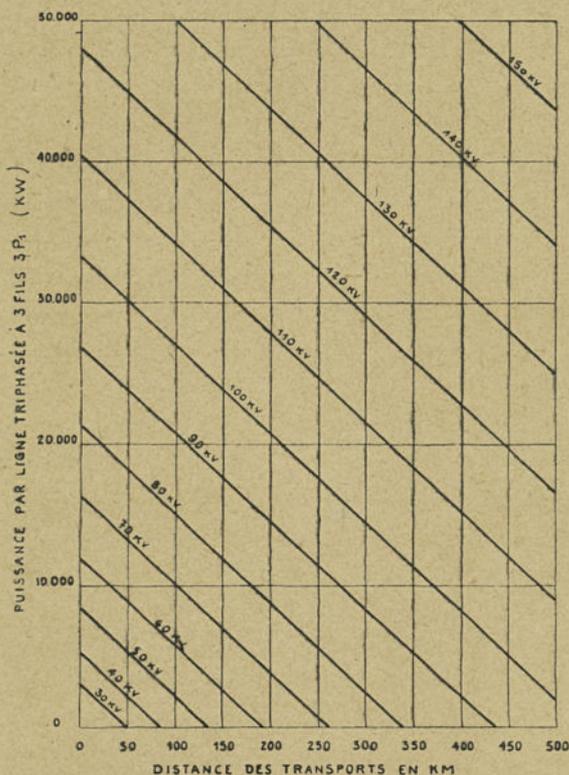


Fig. 273. — Abaque pour le calcul graphique de la formule de M. A. Still.

réduits par l'emploi de formules empiriques provenant de la comparaison des transports existants. La relation suivante, indiquée par M. A. Still (1), permet d'établir l'ordre de grandeur de la tension.

(1) Alfred STILL, *Electric Power Transmission*. On trouvera aussi des essais de relations entre la puissance, la tension et la distance dans : D. D. EWING. Analysis of Transmission Line Construction *Electrical World*, t. LXXIV, p. 406, 1919.

Soit $3 P_1$, la puissance exprimée en kilowatts transmise à x kilomètres par une ligne triphasée; on a ($U_1 \sqrt{3}$ étant la tension entre phases):

$$U_1 \sqrt{3} = 5,5 \sqrt{\frac{x}{1,603} + \frac{3P_1}{100}} \text{ kilovolts.}$$

Cette formule ne peut être appliquée que pour des transports à des distances supérieures à 30 kilomètres.

Nous avons établi, à partir de cette formule, l'abaque de la figure 273 dans lequel les abscisses indiquent la distance du transport en kilomètres, les ordonnées la puissance transmise pour une ligne triphasée. Chaque droite oblique de l'abaque correspond à une tension déterminée.

Soit, par exemple, à transmettre 26.000 kilowatts à 280 kilomètres; l'abaque donne 115.000 volts environ. On choisira la tension type la plus voisine, soit 120.000 volts. Pour une transmission de 13.000 kilowatts à la même distance, la tension économique serait de l'ordre de 96.000 volts environ.

Les valeurs ainsi obtenues ne donnent évidemment qu'une idée générale de la tension à admettre; celle-ci pourra être modifiée, soit par un examen plus complet, soit par des considérations diverses, qui souvent sont capitales, telles que proximité de réseaux existants, programmes d'extensions ultérieures, etc.

Ces considérations montrent que la règle de Lord Kelvin qui fera l'objet du paragraphe ci-dessous doit être appliquée à la transmission dans son ensemble, et non à la ligne uniquement comme on a tendance à le faire parfois.

Cette règle avait d'ailleurs en vue à l'origine uniquement la recherche de la section économique en fonction de l'intensité du courant, sans tenir compte de l'influence de la tension sur le coût des installations. Elle ne peut donc être absolue, et ne permet, en somme, sous sa forme habituelle, que de se fixer la densité de courant la plus économique.

3. Section des conducteurs. Règle de Lord Kelvin. — La perte par effet Joule d'une transmission varie en raison inverse de la

section des conducteurs, tandis que le poids de ceux-ci est proportionnel à leur section. On voit donc qu'à une perte Joule faible correspond une grosse immobilisation et inversement. Il doit donc exister des conditions optima pour lesquelles la dépense annuelle, somme du prix des pertes annuelles, et de l'annuité du capital engagé, passe par un minimum. Ces conditions optima existent réellement et la loi du minimum de charges financières annuelles a été indiquée en 1881 déjà par Lord Kelvin. Nous en donnerons l'énoncé suivant plus général dû à Kapp.

La section des conducteurs d'une transmission la plus économique est celle pour laquelle la perte annuelle d'énergie est égale à l'intérêt et à l'amortissement de la part du capital investi qui peut être considérée comme proportionnelle au poids du cuivre utilisé.

Soit :

J , le courant moyen annuel ;

A , le prix de l'énergie fournie à la ligne en francs par watt-an ;
 dans cette unité, le prix du kwh est égal à $A \frac{1000}{8760}$;

a , le prix spécifique des intérêts, amortissement et entretien, rapporté à l'année et à un poids de conducteur ayant un ohm de résistance par km. ;

r , la résistance par km. des conducteurs.

Le coût de l'énergie perdue par effet Joule et par km. est, en désignant par q le nombre des phases,

$$q A r J^2,$$

et le coût des intérêts, etc., par km.

$$q \frac{a}{r}.$$

Coût total de la transmission par km. et par an,

$$q \left[A r J^2 + \frac{a}{r} \right].$$

La condition du minimum s'obtient en annulant sa dérivée par rapport à r , seule variable ; on a ainsi la relation

$$r = \frac{1}{J} \sqrt{\frac{a}{\Lambda}},$$

qui donne la résistance par kilomètre à adopter pour la section des conducteurs.

Cette valeur est indicative, mais peut être modifiée dans la pratique par des considérations diverses. On doit en retenir cependant qu'il existe un régime optimum dont il faut se rapprocher autant que possible.

Nous devons montrer comment se calcule le courant moyen annuel qui entre dans cette formule.

4. Détermination des pertes annuelles ; courant moyen annuel ; puissance moyenne annuelle. — Le calcul de la chute de tension d'une

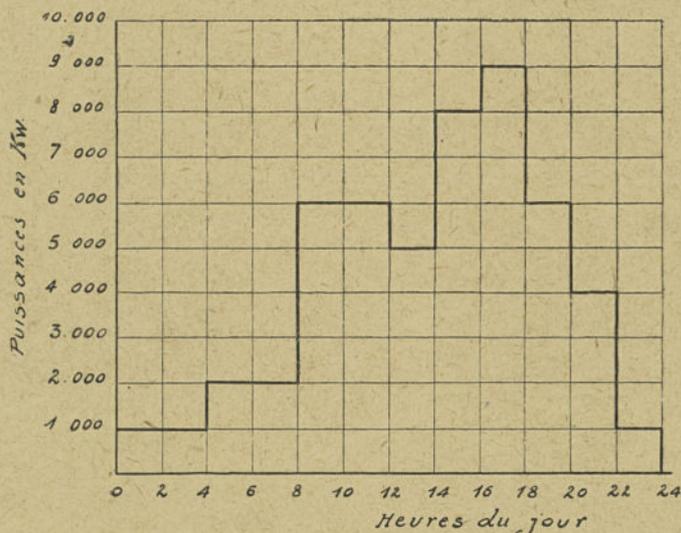


Fig. 274. — Diagramme des puissances.

transmission doit être effectué, en considérant la puissance maximum, afin d'en déterminer la limite supérieure.

Il n'en est pas de même pour le calcul de la perte d'énergie annuelle qui doit tenir compte des variations de puissances journalières ou saisonnières. La méthode habituellement suivie pour ce calcul consiste à recher

cher le *courant moyen annuel fictif* supposé constant, qui donnerait une perte par effet Joule égale à celle du courant réel variable.

La détermination de ce courant moyen annuel s'obtient aisément du diagramme des puissances tel que celui de la figure 274 par les considérations suivantes.

Supposons que ce diagramme journalier se répète le même au cours de l'année. On peut en déduire le *diagramme des fréquences*, indiquant la fraction d'année pendant laquelle une puissance donnée est transmise. Par exemple, la puissance de 6.000 kw (ou une puissance supérieure) est transmise pendant 10 heures par jour, soit pendant 5 mois.

Ce diagramme représenté sur la figure 275 est analogue à celui des

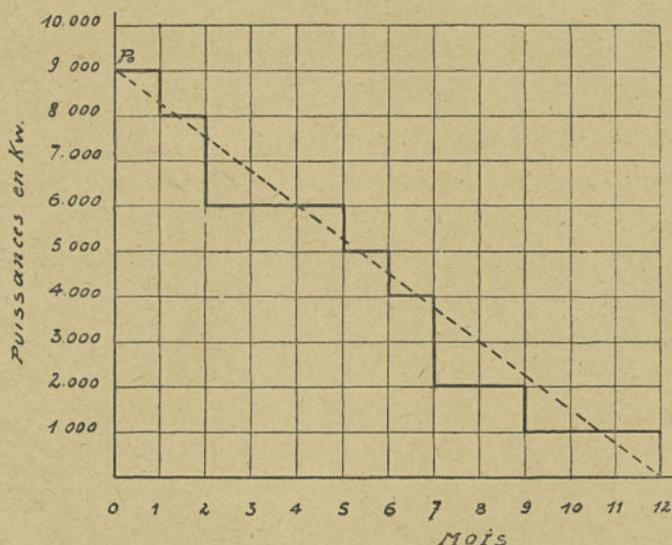


Fig. 275. — Diagramme des fréquences des puissances au cours de l'année.

fréquences des débits des rivières utilisé pour l'étude des chutes d'eau.

On calculera à partir de ce diagramme, pour chaque rectangle correspondant à une puissance constante, l'énergie perdue, en prenant pour unité de temps l'année. Le courant moyen fictif est celui qui correspondrait à une même perte d'énergie.

Supposons que la tension de la distribution soit de 10.000 v. ; les divers rectangles du diagramme précédent permettent d'établir le tableau suivant des valeurs de I^2x auxquelles sont proportionnelles les pertes, x étant la fraction d'année pendant laquelle le courant I est constant.

Pour 1 mois par an.	$900^2 \times \frac{1}{12} =$	67.500
Pour le mois suivant.	$800^2 \times \frac{1}{12} =$	53.500
Pour les 3 mois suivants.	$600^2 \times \frac{3}{12} =$	90.000
Pour le mois suivant.	$500^2 \times \frac{1}{12} =$	20.800
Pour le mois suivant.	$400^2 \times \frac{1}{12} =$	13.300
Pour les 2 mois suivants.	$200^2 \times \frac{2}{12} =$	6.650
Pour les 3 mois suivants.	$100^2 \times \frac{3}{12} =$	2.500
		254.250

Pour l'année ce total est simplement égal au carré du courant fictif moyen J ; d'où

$$J = 503 \text{ A.}$$

Cette méthode peut aisément être généralisée, pour le cas où la courbe

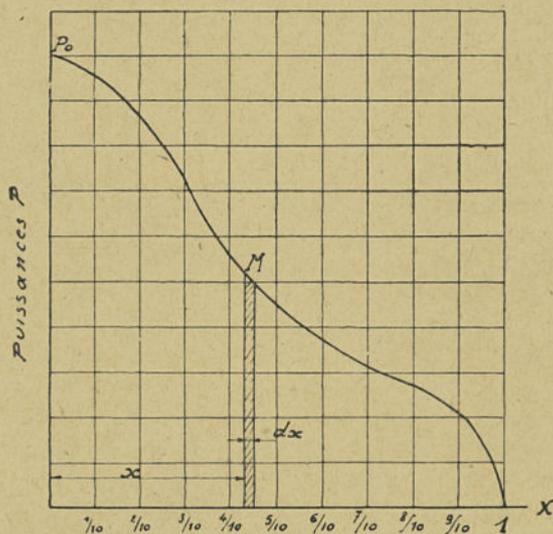


Fig. 276. — Diagramme des fréquences des puissances au cours de l'année: cas général.

des fréquences serait continue, et non en gradins, ainsi qu'on l'a représenté sur la figure 276.

Soit $P = f(x)$ l'équation algébrique de cette courbe.

Le courant correspondant sera, à la tension U ,

$$(1) \quad I = \frac{P}{U} = \frac{1}{U} f(x).$$

Pendant une fraction dx de l'année, ce courant donnera lieu à des pertes proportionnelles à

$$(2) \quad I^2 dx = \frac{1}{U^2} f^2(x) dx$$

soit pendant l'année à une perte totale proportionnelle

$$(3) \quad \int_0^1 I^2 dx = \frac{1}{U^2} \int_0^1 f^2(x) dx.$$

Cette expression d'après la définition du courant moyen fictif J est égale aussi à J^2 ; d'où

$$(4) \quad J = \frac{1}{U} \sqrt{\int_0^1 f^2(x) dx}.$$

Appliquons cette équation à un cas simple, celui où la courbe des fréquences se réduirait à une droite définie par ses deux points d'intersection avec les axes de coordonnées

$$x=0, y=P_0 \quad \text{et} \quad x=1, y=0.$$

Cette droite a pour équation

$$(5) \quad y = P_0(1-x) = f(x).$$

On obtient en appliquant la formule (4)

$$(6) \quad J = \frac{P_0}{U\sqrt{3}}$$

Si la courbe des fréquences de la figure 275 était assimilée à une droite semblable, ce qui est sensiblement réalisé, on aurait donc

$$J = \frac{9000}{10 \times 1,73} = 519A.$$

Dans les formules générales ci-dessus, on a considéré le cas d'une transmission par courant continu, ou par courant alternatif monophasé. Pour éviter toute difficulté dans les applications aux courants alternatifs polyphasés, le plus simple consiste à raisonner sur les puissances directement et non sur les tensions. On détermine alors une puissance fictive constante \mathcal{X} définie comme suit :

$$(7) \quad \mathcal{X} = \sqrt{\int_0^1 f^2(x) dx}$$

et on calcule les pertes pour l'année entière correspondant à cette puissance fictive.

L'application de ce procédé au cas des diagrammes des fréquences en gradins est tout aussi aisée.

Soit

$$P_0, P_1, P_2, \dots$$

les puissances réalisées pendant les fractions d'année

$$\alpha_0, \alpha_1, \alpha_2 \dots$$

La puissance fictive \mathcal{P} pour le calcul des pertes a pour expression quel que soit le mode de transmission,

$$(8) \quad \mathcal{P} = \sqrt{P_0^2 \alpha_0 + P_1^2 \alpha_1 + P_2^2 \alpha_2 + \dots}$$

On calcule ensuite J à partir de \mathcal{P} par les formules applicables au type de transmissions considéré.

On généraliserait facilement cette méthode pour le cas où le facteur de puissance serait fonction de la puissance elle-même.

5. Nature des conducteurs. — La section obtenue par la règle de Lord Kelvin peut évidemment être modifiée pour adopter un conducteur de section standard, sans qu'on s'éloigne beaucoup des conditions optima, en vertu de la loi mathématique des minima des fonctions qui varient peu de part et d'autre de leur minimum.

On vérifiera que la section obtenue par la règle de Lord Kelvin est suffisante pour prévenir l'effet couronne, sinon il faudrait adopter une section apparente supérieure, soit par l'emploi de conducteurs creux, soit par l'adoption d'un conducteur de plus forte section réelle.

Le choix du métal est subordonné aussi à l'étude économique générale de la ligne, car à une section plus forte correspond un effort du vent supérieur qui entraîne à son tour la nécessité de renforcer les supports eux-mêmes.

Enfin, ce choix est subordonné aussi à des questions de prix relatif, et parfois même à des questions nationales.

Ces divers aspects du problème rendent sa résolution complexe, et montrent qu'il pourra recevoir des solutions différentes suivant les conditions locales.

6. Types de supports. Portées économiques. — La ligne peut être installée sur des supports de bois, de ciment ou de fer. Quoique les supports de bois soient réservés aux lignes à tensions relativement faibles (jusqu'à 15.000 v.), on a construit en Amérique des lignes à 110.000 v. sur des portiques en bois.

Depuis quelques années, les ouvrages en ciment armé ont peu à peu supplanté dans de nombreuses applications les ouvrages métalliques et il était naturel que les supports de lignes en ciment suivent un développement parallèle. Les poteaux en ciment ont ainsi été adoptés pour des lignes à toutes tensions, depuis les plus basses jusqu'aux plus élevées.

Enfin, le pylône métallique par sa facilité d'exécution se prête aussi à tous les types de lignes.

On peut cependant établir la distinction générale suivante qui peut servir de guide dans le choix du type de support :

Emploi des poteaux de bois :

a) Pour les lignes définitives dont les tensions sont comprises entre 0 et 20.000 v. environ ;

b) Pour les lignes provisoires dont les tensions sont comprises entre 0 et 60.000 V.

Emploi des poteaux en ciment :

a) Pour les lignes dont les tensions sont comprises entre 0 et 60.000 V ;

b) Exceptionnellement pour les lignes à plus haute tension.

Emploi des pylônes métalliques :

Pour les lignes dont les tensions sont supérieures à 15.000 V.

Cette classification n'a rien d'absolu, et chaque cas doit faire l'objet d'une étude attentive, en mettant en balance :

a) Les facilités d'approvisionnement et de construction ;

b) Les conditions de sécurité et de durée.

Quel que soit le type de support, il existe une *portée économique* pour laquelle le prix général de la ligne passe par un minimum. On s'en rend aisément compte, en remarquant que l'équipement de chaque support correspond à une dépense composée :

a) D'une partie fixe (prix des isolateurs, des accessoires, etc) ;

b) D'une partie fonction de la hauteur (prix des supports eux-mêmes, des transports, des massifs et du levage) ;

c) Enfin d'une partie fonction de l'effort au sommet nécessaire.

Si le nombre des supports par km. est petit, la dépense a) sera

faible, mais les dépenses *b*) et *c*) seront élevées; au contraire, si ce nombre est grand, la dépense *a*) sera plus élevée, et les dépenses *b*) et *c*) seront plus faibles.

Quand on fait une étude complète du problème pour des exemples particuliers, on constate que le prix total par km. passe bien par un minimum; mais que la variation des prix en fonction

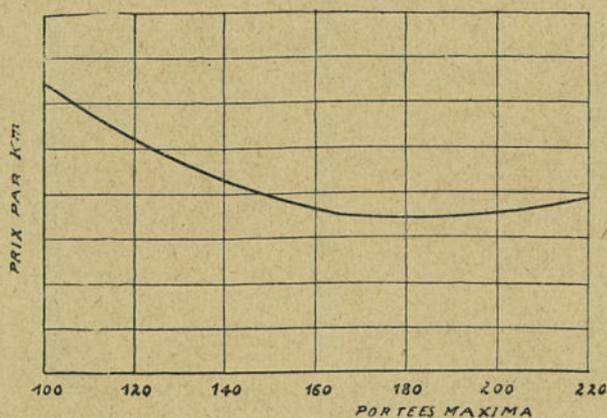


Fig. 277. — Variation du prix des lignes en fonction de la portée : 3 conducteurs; 1 câble de terre; 45.000 V.

des portées est très lente, de sorte que ces prix sont sensiblement constants pour des variations de l'ordre de ± 10 p. cent de part et d'autre du minimum théorique.

Les figures 277 et 278 donnent des exemples de variation du prix des lignes en fonction de la portée.

La figure 277 se rapporte à une ligne triphasée à 3 conducteurs et un câble de terre, pour la tension de 45.000 V.; la figure 278 à une ligne triphasée de même composition, mais pour la tension de 110.000 V.

Klingenberg (1), qui a fait une étude très complète de la question, a donné les conclusions suivantes :

(1) KLINGENBERG. — *Construction des grandes centrales électriques*, Paris Bérenger, 1923. Les figures données par cet auteur révèlent plusieurs anomalies que l'absence de développement des calculs ne permet pas de s'expliquer. Quoiqu'il en soit, elles permettent de se rendre compte de l'allure générale des courbes, telle qu'on l'obtient réellement.

- a) La portée économique croit avec la section des conducteurs ;
- b) La portée économique n'est pas modifiée sensiblement par l'adoption d'un câble de terre ;
- c) La portée économique d'une ligne à 6 conducteurs est sensiblement plus élevée que celle d'une ligne à 3 conducteurs ;
- d) L'accroissement de la tension augmente la portée économique ;
- e) La nécessité d'adopter un tracé sinueux introduisant des

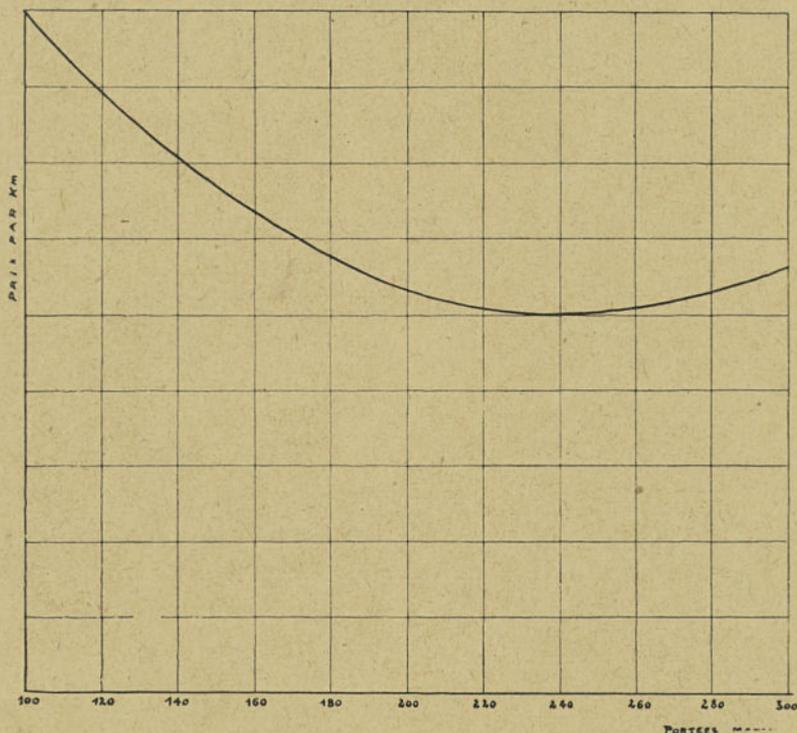


Fig. 278. — Variation du prix des lignes en fonction de la portée : 3 conducteurs
1 câble de terre ; 110.000 V.

supports d'angle entraîne une légère réduction de la portée économique.

Cette étude a été faite pour des lignes construites avec des supports métalliques. L'étude des lignes en ciment conduirait à des résultats sensiblement identiques.

Enfin, les portées des lignes construites sur poteaux de bois, sont fonction surtout de la résistance et de la hauteur des poteaux ordinaires.

Les portées les plus communément admises en France, et sur lesquelles pourra être basé un avant-projet sont les suivantes :

Types d'isolateurs	Tensions	Supports de bois	Supports de béton	Supports d'acier
Rigides	0—5.000 V.	40 m.	60 m.	60 m.
	5.000—30.000	40 m.	100 m.	100 m.
	30.000—60.000	40 m.	130 m.	130—150 m.
Suspendus	60.000—90.000	—	—	200 m.
	60.000—120.000	—	—	250 m.
	120.000—220.000	—	—	250—300 m.

Divers auteurs ont étudié la question d'une façon générale, en appliquant des formules plus ou moins complexes; nous citerons en particulier Scholes (1), et Bachellery (2).

Quelle que intéressantes que soient ces études, nous pensons que la portée économique doit être établie plutôt dans chaque cas particulier par des estimations aussi exactes que possible, en tenant compte des circonstances locales.

7. Éléments permettant d'établir le devis d'une transmission. — L'étude générale du coût d'une ligne présente des difficultés spéciales, en raison des différences considérables que l'on rencontre dans chaque cas particulier, suivant le type de ligne, suivant la région et les conditions locales. Par exemple, en Suisse, on a recherché le coefficient à appliquer au prix de revient d'une ligne type supposée établie sur un terrain idéal par rapport au prix réel obtenu; on a trouvé que le coût théorique devait être majoré dans certains cas jusqu'à 40 % pour les lignes construites en montagne.

(1) SCHOLES. — *Proceedings of the American Institute*, juin 1907.

(2) BACHELLERY. — Bulletin spécial n° 4 de la Société Hydrotechnique de France, publié comme *Supplément à la Revue Générale de l'Electricité* du 10 juillet 1920, p. 113 H.

En outre, pendant la période des oscillations des changes dans les pays à monnaie non stabilisée, les prix ont subi des variations telles qu'il est impossible de donner des indications précises ; ces prix sont, en effet, fonction du prix des conducteurs ; du prix d'autres matériaux : fers, ciments, isolateurs dont les cours ont suivi des variations assez complexes, enfin du prix de la main-d'œuvre qui suit sensiblement l'indice des prix de détail.

On ne peut pas même indiquer la proportion à peu près constante du coût des matériaux et de celui de la main-d'œuvre pour un ouvrage déterminé.

Il faut donc, dans chaque cas tenir compte :

- a) Du prix d'achat des matériaux ;
- b) Du prix de transport par fer et à pied d'œuvre ;
- c) Du prix de la main-d'œuvre ;
- d) Du prix, très variable, des autorisations d'implantation ;
- e) Du prix des abatages et des élagages.

Les prix réels ainsi obtenus doivent être encore majorés d'un pourcentage variable dans chaque cas pour frais généraux et bénéfiques de l'entreprise.

En se basant sur ces considérations, on établira le prix unitaire de chaque élément de ligne, puis on en fera la somme pour déterminer le prix par kilomètre.

Le présent paragraphe ne peut donc constituer un bordereau de prix qu'il suffirait d'appliquer à chaque cas ; il a pour principal but de donner une idée générale de l'établissement des prix et un ordre de grandeur de la dépense pour diverses lignes établies au cours des années 1922 à 1928.

1° Les *prix des matériaux* ont subi des fluctuations importantes ; on devra donc dans chaque cas consulter les fournisseurs éventuels pour obtenir une approximation suffisante.

2° Les *prix des transports par fer* sont établis en tenant compte des tarifs en vigueur. Il y a lieu, pour les pièces encombrantes, en particulier pour les pylônes, de ne pas se baser uniquement sur le poids de ces pièces mais aussi sur leur encombrement.

Les transports sur route à traction automobile ou animale

doivent être étudiés avec beaucoup de soin. En première approximation, on peut se baser sur les prix suivants (1926) :

Traction automobile, 6 à 10 francs par tonne kilométrique suivant les matériaux ;

Traction animale, 1 collier avec conducteur, 50 fr. par jour ;
2 colliers avec conducteur, 80 francs par jour.

3° Les *prix de la main-d'œuvre* sont eux-mêmes extrêmement variables suivant les saisons et les cours des matériaux consommables. On peut toutefois se baser sur les cours suivants (1928) :

Manœuvre..... 2 fr. 50 à 3 francs l'heure ;
Monteur..... 4 fr. 50 à 5 fr. 50 l'heure ;
Chef monteur 5 francs à 7 fr. 50 l'heure.

Si les salaires horaires ont varié dans des limites importantes au cours de ces dernières années, de sorte que l'indication des prix de

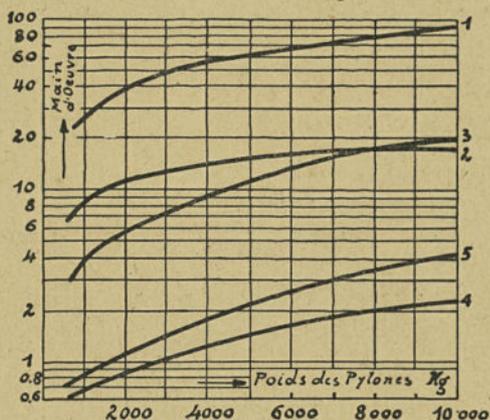


Fig. 279. — Graphique donnant le nombre d'heure et de camionnage pour le transport des pylônes à pied d'œuvre.

divers travaux n'ont qu'une valeur relative pour l'époque correspondant à l'exécution des travaux, au contraire, la durée d'exécution d'un ouvrage déterminé peut être considérée comme constante pour un personnel ouvrier d'aptitudes moyennes. C'est en se basant sur cette remarque que F. Seidl (1) a établi des graphiques

(1) F. SEIDL. — Sur le projet de montage des lignes à haute tension E. u. M. du 19 avril 1925, p. 298.

de temps moyen pour chaque opération de construction d'une ligne à haute tension, que nous reproduisons ici.

Le graphique de la figure 279 se rapporte au transport des

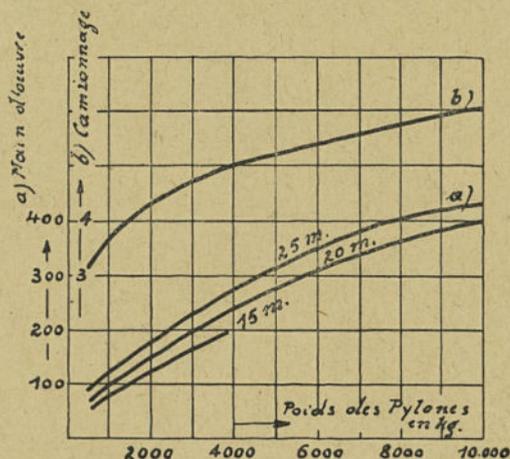


Fig. 280. — Graphique représentant le nombre d'heures nécessaires à la mise en place des pylônes et la durée du transport de l'outillage d'un pylône au suivant.

pylônes à pied d'œuvre; il donne en fonction du poids des pylônes : le nombre d'heures de main-d'œuvre pour un transport

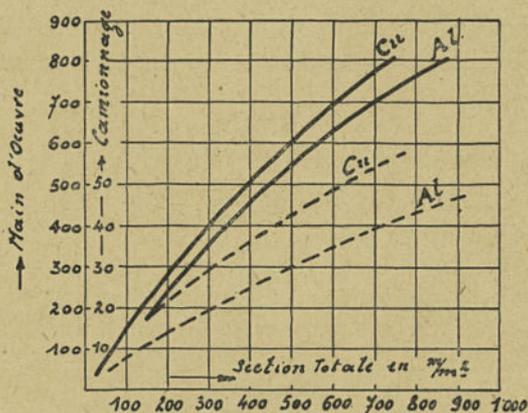


Fig. 281. — Nombre d'heures pour le transport et le tirage des conducteurs par km.

sur 4 km. (courbe 1) ; le nombre d'heures nécessaires au camionnage (courbe 2) ; le nombre d'heures de main-d'œuvre pour tout

kilomètre supplémentaire (courbe 3); le nombre d'heures de camionnage pour chaque kilomètre supplémentaire (courbe 4); enfin, le nombre d'heures consacré au haubanage éventuel (courbe 5).

Le graphique de la figure 280 donne le nombre d'heures nécessaires au levage, comprenant l'assemblage des tronçons et des traverses, le levage proprement dit, la fixation et le scellement des ancrages et des haubans suivant le poids et la hauteur des

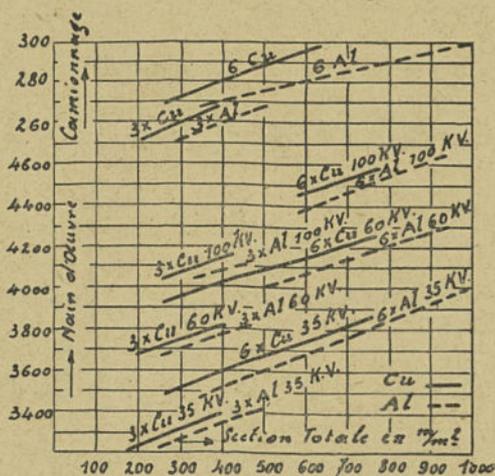


Fig. 282. — Nombre d'heures affecté à la main-d'œuvre et au transport pour diverses lignes.

pylônes (courbe *a*), ainsi que le temps de déplacement du matériel de chantier d'un pylône au suivant (courbe *b*).

Le graphique de la figure 281 indique les heures nécessitées pour le tirage des conducteurs de cuivre et d'aluminium, et pour le camionnage en fonction de la *section totale* de ceux-ci, et par kilomètre de ligne.

Enfin, le graphique de la figure 282 donne un résumé général du nombre d'heures affecté aux travaux et au camionnage pour un certain nombre de lignes en cuivre et en aluminium, en fonction de la *section totale* des conducteurs, et par kilomètre de ligne.

Toutes les durées ci-dessus sont établies pour le cas d'un travail effectué dans de bonnes conditions pendant la bonne saison

et en terrain normal; on devra encore tenir compte de l'époque de l'année affectée aux travaux, ainsi que des difficultés spéciales à la région. Il y a là divers éléments d'appréciation impossibles à définir plus complètement, et qui ne peuvent être fixés que par une grande expérience dans ce genre de travaux suivant les conditions particulières à chaque cas.

Le même auteur a résumé en un tableau la proportion en pour 100 des travaux totaux que représente chaque travail partiel.

TRAVAIL	Pour cent du travail total
Chargement, déchargement et transport	4 à 7
Fouille, terrassements.	30 à 35
Fondations	6 à 10
Remblayage.	5 à 7,5
Nivellement des terres	1,75 à 3
Armement, levage	20 à 27
Tirage, réglage	13 à 29
Plaques de terre, plaques « Danger »	1,1 à 1,75

Ces proportions varient naturellement avec le type de ligne, et avec le type de fondations (semelles, massifs) et la nature du sol; mais peuvent donner des indications utiles pour vérifier les résultats obtenus dans chaque cas particulier étudié (1).

On pourrait établir des mêmes graphiques pour l'exécution des lignes avec des supports de bois et des supports en ciment, qui donneraient également des renseignements précieux pour l'étude financière d'un projet.

4° Au sujet des *indemnités pour autorisations d'implantation*, la Société des paysans suisses a adressé en 1920 au Département des Postes et Chemins de fer un rapport demandant le relèvement des indemnités payées par les entreprises électriques pour l'implantation de poteaux et le passage des lignes aériennes dans les propriétés (2).

Dans ce rapport, les intéressés ont donné des calculs très détaillés des diverses indemnités dues pour l'implantation des poteaux, l'augmentation de travail, le droit de passage et la dépréciation du fonds.

(1) On trouvera dans l'*Industrie Electrique* du 25 avril 1931, p. 190, une décomposition analogue pour une ligne à 220.000 volts construite récemment en Italie.

(2) Voir *Industrie Electrique* du 25 janvier 1921.

Pour l'implantation du poteau, c'est-à-dire la cession du terrain, le rapport demande une somme de 0,30 franc (ces prix sont établis en francs suisses).

Pour le supplément de travail, causé par la présence d'un poteau, le rapport fait la différence entre les terrains qui peuvent être travaillés à la machine et ceux qui doivent être travaillés à la main.

Dans les prés travaillés à la machine, le supplément de travail est estimé à 3,15 francs par an, se répartissant comme suit :

a) Perte de temps pour le conducteur de la faucheuse et de la faneuse, 2 fois 20 minutes ; surcroît de travail pour le fauchage et râtelage autour du poteau, 30 minutes ; donc en tout 70 minutes correspondant à une dépense de 0,95 franc.

b) Perte de temps pour un attelage de deux chevaux : 2 fois 20 minutes, à raison de 2 centimes par cheval et par minute, soit 1,60 franc.

c) Surcroît de frais de réparations aux machines, aux instruments et aux harnais : 0,60 franc.

Dans les champs, travaillés à la machine, l'indemnité annuelle demandée est de 4,85 francs, se répartissant de la manière suivante :

a) Supplément de travail manuel : 100 minutes à raison de 80 centimes l'heure, soit 1,35 franc.

b) Supplément de travail de l'attelage (trois chevaux pour le labour, deux pour le premier hersage, un pour le second hersage) correspondant annuellement à 145 minutes pour un cheval, ce qui, à raison de 2 centimes par minute, s'élève à 2,90 francs.

c) Surcroît de frais de réparations aux machines, instruments et harnais 0,60 franc.

Dans le cas de poteaux en treillis, le rapport demande un supplément de 10 francs tous les 20 ans.

Dans le cas où le travail ne peut être exécuté à la machine, le surcroît de travail est presque insignifiant, ce rapport l'estime au quart de l'indemnité due pour perte de temps, dans le cas de travail à la machine.

Dans le cas où les poteaux sont disposés à la lisière d'un champ, le surcroît de travail est moindre, le rapport estime l'indemnité à 75 pour 100 de celle due pour des poteaux disposés à l'intérieur de la propriété.

Pour le droit de passage et les inconvénients inhérents à la présence des lignes, l'indemnité demandée est de 20 à 50 centimes par mètre courant de ligne passant au-dessus de la propriété, suivant la valeur de celle-ci.

Le rapport donne un tableau de l'indemnité due pour dépréciation du fonds. d'après le nombre de poteaux par hectare ; l'indemnité pouvant être le double de l'indemnité normale.

La Société des paysans demande que le capital correspondant aux indemnités annuelles soit payé tous les 20 ans.

L'Union des Centrales Suisses d'Electricité a adressé au Département fédéral des Postes et Chemins de fer un contre-rapport dont nous extrayons les conclusions suivantes :

Jusqu'ici les indemnités offertes aux propriétaires pour l'établissement des lignes aériennes ont été, en général, trouvées suffisantes. Sur les 2 ou 300.000 poteaux installés, il y en a moins de 1 pour 100 qui ont donné lieu à des expropriations.

Aucun faucheur ne peut prétendre qu'il se laisse arrêter plus de 2 minutes par un poteau; du reste une Commission d'experts parmi lesquels se trouvait M. Martinet, Directeur de l'Etablissement agricole de Lausanne, a évalué en 1898 la perte de temps à 2 minutes. En 20 minutes on fauche à la main un are et à la machine plusieurs ares. Le calcul du Secrétariat de l'Union des paysans pêche donc par la base : la plupart du temps, la faucheuse ne subit aucun retard ; l'attelage dévie à droite ou à gauche et la petite surface qui n'a pas été atteinte par la machine est fauchée à la main.

Le temps perdu réellement est celui consacré à ce dernier travail soit environ 6 minutes par an, correspondant à une dépense annuelle de 8 centimes, soit l'intérêt d'un capital de 1,60 franc. On est donc loin de la somme de 40 francs payée tous les 20 ans, qui correspond à la dépense annuelle de 3,15 francs, indiquée dans le rapport de l'Union des paysans.

On retrouve la même exagération dans le calcul de l'indemnité pour le cas où le poteau est placé dans un champ. Dans le temps indiqué on laboure plus d'un demi-arpent. La perte qui résulte réellement de la présence d'un poteau n'en est que la dixième partie et la dépense annuelle supplémentaire est en réalité de 50 cent., ce qui correspond à un capital de 10 francs. Une somme de 10,50 francs suffirait donc pour compenser la perte de terrain et le surcroît de travail.

La même exagération se retrouve dans le cas de pylône : un poteau en treillis n'est pas particulièrement gênant et en dehors de l'indemnité pour surcroît de travail ; la somme de 10 francs réclamée tous les 20 ans n'est pas justifiée.

Quant à l'indemnité de 20 à 50 centimes par mètre pour droit de passage, il faut remarquer qu'une ligne électrique ne cause pas, d'après la loi suisse, un dommage par la simple présence des fils. Pour justifier une indemnité, il faut que le propriétaire prouve que les fils nuisent à l'usage auquel sont destinés les terrains et cette preuve ne peut guère être fournie que lorsque le terrain traversé est une forêt et que les fils obligent à l'exploiter en taillis.

Quant au droit acquis par les usines de faire traverser par leur personnel les terrains ou passent les lignes, il faut remarquer qu'il est extrêmement rare que les contrôleurs en fassent usage. Le contrôle se fait depuis la route ou les chemins d'exploitation, et l'on choisit toujours l'époque où les récoltes sont rentrées ; lorsque les électriciens causent des dommages, une indemnité spéciale est versée.

Une indemnité régulière à payer, dans tous les cas, pour le simple passage d'une ligne, ne saurait en aucun cas être admise par les entreprises de distribution d'énergie.

La dépréciation du terrain due à la présence d'un grand nombre de poteaux ne peut être évaluée d'après un tableau.

En ne tenant pas compte des circonstances, on risquerait de commettre les plus grandes injustices.

D'après les calculs d'un homme de métier, le dommage causé par la présence d'un support dépend de l'utilisation du terrain ; il se monte :

Dans un pâturage, à 0,10 franc pour un poteau simple et à 0,30 franc pour un pylône d'une surface de 2 mètres carrés.

Dans un pré, qui ne peut être fauché qu'à la main, à 0,30 franc pour un poteau et 1 franc pour un pylône.

Dans un pré qui permet l'emploi de la faucheuse, à 2 francs pour un poteau simple et à 3 francs pour un pylône.

Dans un champ à 11 francs pour un poteau et à 20 francs pour un pylône.

Les entreprises de distribution d'énergie offrent une indemnité, versée une fois pour toutes, de : 6 à 20 francs par poteau simple, et de 10 à 25 francs pour un pylône dans un pré qui ne peut être fauché qu'à la main et de 20 à 30 francs par poteau simple et 25 à 50 francs par pylône dans un champ.

Si l'on augmentait les indemnités dans les proportions demandées par l'Union des paysans, le prix de revient de l'énergie devrait être augmenté de 2 à 5 pour 100.

En France, les autorisations d'implantation et de surplomb sont réglées à l'amiable avec le propriétaire, et, d'une façon générale, les indemnités payées se rapprochent d'assez près de celles qui sont considérées comme légitimes en Suisse par les entreprises de Distribution d'Énergie.

5° Enfin, toute entreprise est affectée de *frais généraux* qui doivent naturellement être couverts avant le prélèvement de tout bénéfice. Les principaux frais généraux sont les suivants :

- a) Frais de surveillance et de direction des chantiers ;
- b) Frais d'étude ;
- c) Frais de comptabilité des chantiers ;
- d) Frais de correspondance ;
- e) Frais d'assurance du personnel ;
- f) Frais fiscaux ;
- g) Frais d'avance de capitaux par l'entreprise.

A l'heure actuelle (1930), ces frais dans leur ensemble absorbent un pourcentage du montant des travaux variable avec ce montant, mais qui pour tous travaux inférieurs à 1.000.000 atteignent environ 25 % de ce chiffre. Pour les travaux de plus grande envergure, le taux précédent peut être quelque peu réduit, quoique

certaines frais soient rigoureusement proportionnels au montant des travaux (frais fiscaux, par exemple).

8. Charges financières d'amortissement et d'entretien des installations. — Le type de ligne le plus économique étant déterminé, il est nécessaire d'établir les charges financières annuelles correspondantes :

- a) Pour l'intérêt et l'amortissement des capitaux à engager ;
- b) Pour les frais de renouvellement ;
- c) Pour les frais d'entretien et de surveillance.

Les charges d'*intérêt et d'amortissement* doivent être telles que le capital engagé soit amorti en fin de concession. Mais comme, d'une part, celle-ci est généralement de longue durée (50 et même 75 ans), et, d'autre part, une partie du matériel conserve une valeur réelle (cuivre), on peut sans erreur sensible négliger le taux d'amortissement, et ne considérer que l'intérêt.

Pour une prévision financière, on peut établir en première approximation le montant du capital, en francs, d'une ligne triphasée normale à 3 conducteurs, en se basant sur la formule suivante (1927 et 1928), y compris les conducteurs ;

$$\text{Prix} = 5.000 \text{ à } 10.000 + \text{tension en volts.}$$

Dans le cas d'une ligne triphasée à 6 conducteurs, le prix des supports implantés, non compris les conducteurs, est sensiblement égal à 1,5 fois le prix des supports implantés d'une ligne à 3 conducteurs.

Les charges de *renouvellement* sont variables suivant le type de lignes adopté.

Il est prudent de considérer que l'amortissement doit être effectué en :

- 10 ans pour les supports en bois ;
- 25 ans pour les pylônes métalliques, y compris les nouvelles applications de peinture ;
- 35 ans pour les supports en ciment ;
- 10 ans pour les isolateurs.

Les conducteurs n'ont pas à subir de charges de renouvellement.

Enfin, les frais d'*entretien et de surveillance* sont fonctions du prix de la main-d'œuvre, et du nombre d'équipes adopté. Ils doivent être établis dans chaque cas particulier suivant les conditions d'exploitation.

En se basant sur ces divers frais annuels ainsi que sur le prix de l'énergie perdue en ligne, on peut établir le prix du péage sur le réseau.

Par exemple, si l'on envisage la transmission à grande distance par des lignes à 150.000 ou à 220.000 v. capables de transmettre à 500 km. une puissance respective de 50.000 ou de 100.000 kw, le prix du péage (1926) s'élève à environ 1,5 centime par 100 km. (1).

D'autre part, les frais financiers, d'entretien et d'exploitation de l'ensemble des lignes de transmission à grande distance, des sous-stations de transformation et des réseaux répartiteurs peuvent se chiffrer dans l'ensemble et par an à 15 p. cent de leur valeur ; on peut donc, en connaissant la puissance des transmissions et le facteur de charge de l'ensemble du réseau, déterminer le prix de transmission par kwh.

Ce facteur de charge est très variable suivant la nature de la charge (éclairage, force motrice, traction, etc.). D'après M. Duval (loc. cit.), les facteurs de charge moyens constatés sur des grands réseaux américains sont les suivants :

0,50, moyenne pour 22 réseaux dont les puissances de pointe varient entre 80.000 et 280.000 kw ;

0,405, moyenne pour 20 réseaux dont les puissances de pointe varient entre 23.000 et 70.000 kw.

Nous croyons utile de donner quelques indications sur la façon dont se fait l'entretien et la surveillance des lignes à haute tension de la « Southern California Edison Co. ». Un *superintendant général* pour l'ensemble

(1) Voir C. DUVAL, *Usines hydroélectriques*. On trouvera dans cet important ouvrage des considérations très complètes sur les formules de tarification de l'énergie tenant compte du prix de production, de la nature de la charge, et des frais financiers des installations.

Voir C. VAN GASTEL. *Production et distribution de l'énergie*.

du réseau de cette compagnie a sous ses ordres deux surveillants : l'un pour les lignes à 220.000 v. ; l'autre pour les lignes à 60.000 v. La surveillance des lignes à 220.000 v. nécessite 30 patrouilleurs, non compris les équipes des centrales, sous-stations et postes ; dépense mensuelle correspondante : 4.600 dollars.

Les patrouilles ou équipes de surveillance comprennent deux hommes : un chef et un aide. La distance entre les postes de patrouilleurs est de 20 à 25 miles, suivant la facilité plus ou moins grande du terrain. Les patrouilleurs sont autant que possible logés et nourris aux postes de coupure ; ils parcourent la ligne régulièrement une fois par semaine soit en automobile soit à cheval, soit à pied, et l'inspectent avec des jumelles. Ils nettoient les isolateurs, les contrôlent au megger, et les remplacent.

Les équipes de réparation sont envoyées sur le rapport spécial des équipes de surveillance ; pour des réparations urgentes, on constitue des équipes de secours en recrutant des ouvriers qui sont amenés à pied d'œuvre par des moyens de fortune.

Lorsqu'il se produit sur la ligne un incident dont l'emplacement est mal défini, les équipes de surveillance partent de divers postes jusqu'à ce qu'ils rencontrent l'équipe de surveillance venant en sens inverse.

On a de même institué un service spécial d'équipes de surveillance de nuit qui est chargé de contrôler les amorçages d'arcs (se produisant souvent au lever du soleil).

Ces veilleurs de nuit sont logés dans des bâtiments dans lesquels aboutissent les circuits téléphoniques distants de 1/2 à 5 miles de la ligne. Un incident produit sur la ligne d'énergie agit par induction sur la ligne téléphonique et actionne un signal avertisseur.

CHAPITRE II

ETUDE DU TRACÉ DES LIGNES

1. Généralités. — L'étude technique des divers éléments d'une ligne étant effectuée, et le choix du type étant fixé (lignes sur supports de bois, de ciment ou d'acier), il faut passer à la réalisation, qui comprend deux parties distinctes :

- a) l'étude du tracé sur le terrain ;
- b) l'exécution des travaux.

Ces deux questions ont évidemment de multiples points communs et leur interdépendance est telle qu'il faudrait faire de nombreux renvois d'un chapitre à l'autre, ce que nous éviterons autant que possible ; mais on comprendra aisément que l'agent chargé de diriger l'étude sur le terrain, en vue de réaliser le piquetage d'une ligne, doit être au courant des difficultés des travaux eux-mêmes ; il y a là un *flair* qui ne peut s'acquérir que par la pratique, et qui fait de l'entreprise de construction de réseaux une véritable spécialité, car dans ce genre de travail, plus que dans beaucoup d'autres, aux questions techniques viennent s'adjoindre des questions plus complexes, telles que la nature du terrain, les facilités plus ou moins grandes des transports des matériaux et du ravitaillement, et même le logement et le transport du personnel.

2. Principes généraux de l'étude du tracé. — L'étude du tracé doit être effectuée avec un grand soin, car il en résulte pour le constructeur une plus grande facilité de construction et pour l'exploitant une plus grande facilité d'exploitation et une plus grande économie. Quoique chaque ligne doive faire l'objet d'une étude particulière, en raison des conditions spéciales, on peut

néanmoins fixer quelques principes généraux applicables à tous les cas.

Une ligne aérienne doit être aussi rectiligne que possible, la présence des angles augmentant le poids des supports, et augmentant sa longueur et par conséquent son prix. Cependant, si la ligne droite est, au point de vue mathématique, le plus court chemin entre deux points, ce n'est pas toujours le chemin le plus économique en pratique : au point de vue de l'exploitation, il est préférable de rechercher un tracé permettant de suivre autant que possible les routes afin de rendre plus aisée la visite de la ligne ; au point de vue de la construction, il est souvent plus aisé de ne pas trop s'éloigner des routes, non plus, en particulier lorsque l'on adopte des supports en ciment, dont le prix de transport hors route est très élevé, en comparaison du coût de l'augmentation de longueur. Il n'est pas rare qu'un transport d'un tel type de support représente la moitié du prix du support lui-même, de sorte que l'on a alors intérêt à ce point de vue à dériver la ligne en augmentant le nombre de supports, pour suivre une route ou un chemin accessible aux tracteurs.

L'étude devra donc commencer par une reconnaissance générale de la région, que l'on parcourra plusieurs fois pour se fixer dans la mémoire les divers obstacles rencontrés. On notera, en particulier, la facilité plus ou moins grande pour le transport des matériaux à pied d'œuvre, les points d'approvisionnement en sable, gravier et pierre, les difficultés du terrain, soit générales (forêts, ravins, rivières, etc.), soit particulières (parcs, propriétés privées, etc.).

Cette première étude terminée, on reportera les observations faites sur une carte à grande échelle, et on établira les tracés possibles. Un mémoire joint résumera les avantages et les inconvénients de chacun d'eux, et les classant par ordre de préférence, en tenant compte des nécessités de la construction et de l'exploitation, des extensions éventuelles et de la dépense. Généralement, cette étude conduit à un tracé qui s'impose, réunissant le plus grand nombre de conditions avantageuses. Dans le doute entre

deux tracés équivalents, on fera entrer en ligne de compte des conditions plus secondaires, telles que : meilleur abri contre les orages ou meilleure orientation par rapport aux vents violents de la région. Un examen des lignes de télécommunication de l'Etat ou des lignes d'énergie voisines donnera à ce sujet des renseignements précieux.

Dans un article récent, M. Dauzère (1) a montré que la foudre avait tendance à frapper les mêmes lieux, et que la situation de ceux-ci dépend avant tout de la constitution géologique du sol. C'est ainsi que les terrains calcaires ne sont presque jamais foudroyés, et que les schistes ardoisiens, les granits et les ophites le sont souvent. Les lieux les plus exposés sont situés sur les lignes de contact de deux terrains géologiques différents ; ces lignes correspondent fréquemment aux fonds des vallons, aux sources et aux cols qui, pour cette raison, sont souvent foudroyés.

Ce même auteur remarque que les lignes électriques, en elles-mêmes, n'attirent pas la foudre, mais qu'elles la propagent et en augmentent l'étendue des dégâts. Si la ligne n'est pas construite, on évitera donc autant que possible de la faire passer par des lieux dangereux à ce point de vue ; on se gardera surtout d'y installer un poste de transformation. La carte géologique de la région peut donc donner des renseignements précieux pour le choix du tracé à suivre.

Il est d'ailleurs utile de se réserver des variantes au tracé général ainsi fixé dans le cas où surviendraient des événements imprévus, accidents de terrain non reconnus, difficultés avec certains propriétaires n'acceptant pas le passage sur leurs propriétés ou l'abatage trop important des bois.

3. Piquetage. — On procède ensuite à une nouvelle étude détaillée qui conduit au piquetage, c'est-à-dire à la fixation précise de l'emplacement des supports par l'implantation dans le sol d'un piquet servant de point de repère. L'agent supérieur fixe lui-même les points principaux du tracé qui seront, soit un sommet de

(1) DAUZÈRE. — *Bulletin de la Société Française des Electriciens*, juin 1929.

colline, soit un accident particulier de terrain de façon à établir les principaux angles; il trace ainsi la *ligne polygonale* à suivre. Ces points principaux sont balisés de manière à permettre leur visibilité à longue distance. On établit alors un plan du tracé à grande échelle, soit en agrandissant la carte d'Etat-Major, soit en calquant les plans d'ensemble des communes traversées. Tout est prêt pour procéder au piquetage complet et définitif. Un opérateur aidé de deux porte-mires repère l'emplacement exact de chaque support sur chaque alignement de la ligne polygonale tracée en recherchant à maintenir les portées aussi régulières que possible. Ces alignements sont établis soit au goniomètre pour les longues distances, soit simplement à l'œil ou à la jumelle pour les plus petites distances. Les angles sont relevés et la bissectrice en est repérée au moyen d'un piquet supplémentaire.

Au fur et à mesure de l'avancement du piquetage, l'opérateur reporte les positions des supports sur le plan et inscrit les caractéristiques de chaque support sur le carnet de piquetage.

L'équipe de piquetage relève également les profils des points spéciaux tels que traversées de lignes d'énergie ou de télécommunication, traversées de chemin de fer et d'une façon générale de tous les points qui, d'après l'Arrêté Technique, exigent l'adoption de dispositions spéciales, soit pour les supports, soit pour les armements, soit enfin pour les isolateurs.

Pendant ces opérations, un aide relève dans les mairies les plans cadastraux et sollicite les autorisations de passage. Le tracé est porté sur ces plans cadastraux au fur et à mesure de son avancement et de l'acceptation des propriétaires. La figure 283 reproduit le tracé ainsi relevé.

Le carnet de piquetage doit être aussi clair que possible et doit indiquer les portées adjacentes, leur angle, les caractéristiques des supports, numéros, nature, hauteur, type d'armement, type d'isolateurs, les caractéristiques spéciales du terrain et des fouilles, les sections des conducteurs, les nom et adresse des propriétaires, et d'une façon générale tous renseignements utiles à la commande du matériel et à l'exécution des travaux.

4. Conditions particulières aux lignes à haute tension. — Pour les lignes importantes, dans lesquelles les portées atteignent ou dépassent 300 mètres, il est nécessaire de munir les équipes d'instruments de mesure à lunette (théodolite) permettant de relever les angles non seulement dans le plan horizontal, mais aussi dans le plan vertical. Le tachymètre est un théodolite muni d'une boussole, et dont la lunette est graduée pour la mesure des distances; son emploi est général pour l'étude du tracé des lignes à haute tension.

En outre, la réalisation des lignes à haute tension pose de multiples problèmes que nous avons exposés au cours des chapitres précédents; mais il nous paraît utile d'insister sur la question particulière des ancrages à prévoir au cours du piquetage, que l'on a tendance à réduire de plus en plus.

La plupart des grandes lignes modernes sont en effet actuellement installées sans aucun pylône d'amarrage, sauf évidemment aux deux extrémités de la ligne, aux endroits en contre-bas (disposition d'ailleurs mauvaise) ou aux angles particulièrement importants.

Mécaniquement, les amarrages nécessitent des pylônes plus forts pour supporter les conditions données de charge ou de rupture de conducteurs, tandis que la prise relativement progressive de la charge d'un conducteur rompu par une chaîne de suspension est un avantage, car un pylône moins lourd supporte, dans ces conditions, la même charge qu'un pylône d'amarrage, qui est soumis à des contraintes et à des chocs continuels.

Il s'est produit assez souvent des arcs entre les ponts de connexion reliant les extrémités des deux chaînes d'amarrage et la traverse; en particulier, sur l'une des premières lignes à 220 kv. aux Etats-Unis. On peut évidemment fixer la position du pont par une chaîne d'isolateurs qui amarre celui-ci à la traverse inférieure, ou par des tubes placés sur le câble immédiatement à la sortie des pinces d'arrêt, ce qui rend le pont plus rigide; mais avant d'employer tous ces dispositifs plus ou moins compliqués et plus ou moins efficaces, il faut chercher à réduire les amarrages le plus

possible, ne conservant que ceux qui sont absolument nécessaires.

Il n'y a aucune raison d'ailleurs de réaliser les angles normaux au moyen d'isolateurs d'amarrage; au contraire, on réalise une ligne infiniment meilleure à tous les points de vue en équipant les pylônes d'angle par des chaînes de suspension ordinaires qui prendront la direction de la résultante des forces. Ceci peut amener à prévoir des traverses un peu plus longues que normalement pour le côté extérieur de l'angle pour éviter un rapprochement trop grand au pylône, ou l'emploi d'une ferrure spéciale à l'extrémité des traverses extérieures pour éviter un rapprochement trop grand aux traverses elles-mêmes.

On a pu constater que dans certains cas, au cours de violentes tempêtes, des pylônes d'ancrage ont été détruits alors qu'aucun pylône d'alignement n'avait bougé.

D'autre part, en ce qui concerne le montage, la suppression des pylônes d'amarrage permet de régler des tronçons bien plus longs, d'où un avantage économique, par réduction de la main-d'œuvre, et technique, par uniformisation plus grande des tensions.

4. Autorisation de passage des lignes. — L'obtention des autorisations de passage des lignes et d'implantation des supports est assez souvent très difficile à obtenir, en raison de l'imprécision de la législation sur les droits de chaque partie. Il n'entre pas dans le cadre de cet ouvrage de définir cette législation différente d'ailleurs suivant la nature et l'importance des lignes; nous donnerons simplement ci-dessous quelques modèles de formules d'autorisations les plus usuelles, telles qu'elles ont été proposées par l'Union des Syndicats de l'Electricité.

(VOIR PAGE SUIVANTE LES MODÈLES D'AUTORISATION)

Formule n° 1**AUTORISATION DE PROPRIÉTAIRE****Points d'appui et passage de ligne**

Je soussigné :

demeurant à :

propriétaire d'un immeuble situé :

rue :

n° :

autorise gratuitement..... pour toute la durée de son exploitation dans la Commune de..... à placer, maintenir et entretenir sur ledit immeuble les canalisations de la distribution dont elle est concessionnaire, les potelets ou tous autres points d'appuis nécessaires au passage des dites canalisations, ainsi que les colonnes, branchements et appareils nécessaires pour la distribution de l'énergie électrique aux locataires de l'immeuble.

Les installations faites par les soins et aux frais de la Compagnie resteront sa propriété.

La Compagnie aura libre accès pour leur entretien et éventuellement leur modification.

La présente autorisation est consentie à la condition que..... aura à sa charge toutes les dégradations qui en résulteraient et qu'elle prendra toutes les dispositions nécessaires pour permettre au propriétaire, soit les réparations de son immeuble, soit des constructions nouvelles, sans qu'il en résulte aucuns frais pour lui.

Le..... 193

Le Propriétaire,

Formule n° 2**AUTORISATION DE PROPRIÉTAIRE****Passage de ligne aérienne**

Je soussigné :

demeurant à :

propriétaire d'un

situé :

donne pour la durée de sa concession, l'autorisation de faire passer et d'entretenir au-dessus de ladite propriété des fils de distribution d'énergie électrique

La Société sera responsable des accidents et dommages de toute nature imputables à l'installation autorisée ci-dessus. Elle s'engage à la déplacer et replacer à ses frais dans le cas de construction ou de surélévation d'immeuble.

Fait en triple à..... le..... 193

Le Propriétaire :

Pour la Société :

Formule n° 3**BAIL POUR PASSAGE DE LIGNE AÉRIENNE
ET IMPLANTATION DE SUPPORTS (1)**

Entre les soussignés :

1° La Société.....
désignée au cours des présentes par les mots « La Société locataire » ;

2° Monsieur..... propriétaire d'un immeuble
situé dans la commune de..... parcelle.....
n°..... section..... du plan cadastral, désigné au cours des
présentes par les mots « Le Bailleur » ;

Il a été convenu et arrêté ce qui suit :

Le Bailleur après avoir pris connaissance du tracé dans sa propriété
de la ligne de distribution (ou de transport) d'énergie électrique dont la
Société locataire est concessionnaire, autorise ladite Société ou ses ayants
droit :

à établir, entretenir et remplacer..... supports dans cette
propriété, aux emplacements indiqués sur le plan ci-joint, ainsi qu'à faire
passer au-dessus de sa propriété les canalisations qui seront soutenues
par lesdits supports.

Les agents ou entrepreneurs de la Société locataire pourront pénétrer
en tout temps sur la propriété, pour la surveillance, l'entretien et la
réparation de la ligne ou de ses accessoires.

La Société locataire s'engage :

1° A rembourser au bailleur le montant des dommages qui pourraient
être causés par ses agents ou ses entrepreneurs à la propriété, après
évaluation à l'amiable ou à dire d'experts ;

2° A déplacer et replacer la ligne à ses frais sur la propriété en cas
d'édification ou de surélévation de construction immobilière :

Le présent bail est consenti et accepté pour la durée de la concession
accordée à la Société locataire, moyennant le paiement entre les mains
du bailleur, à titre de loyer, de la somme de..... exigible
le 31 décembre de chaque année, ledit loyer annuel pouvant être racheté
moyennant le versement au bailleur une fois pour toutes de la somme
de.....

Les frais de timbre et d'enregistrement des présentes sont à la charge
de.....

Fait en triple à.... le..... 193

(1) Pour les postes de transformateurs et autres ouvrages, il pourra être employé
une formule analogue.

Formule n° 4

**CONVENTION POUR PASSAGE
DE LIGNE AÉRIENNE
ET IMPLANTATION DE SUPPORTS**

Entre les soussignés :

1° La Société
2° M. propriétaire d'un immeuble situé dans la commune de parcelle n° section du plan cadastral, il a été convenu et arrêté ce qui suit :

M. après avoir pris connaissance du tracé dans sa propriété de la ligne de distribution (ou de transport) d'énergie électrique dont la Société est concessionnaire, autorise ladite Société : à établir, entretenir et remplacer supports dans cette propriété, aux emplacements indiqués sur le plan ci-joint, ainsi qu'à faire passer au-dessus de sa propriété les canalisations qui seront soutenues par lesdits supports.

Les agents ou entrepreneurs du concessionnaire pourront pénétrer en tout temps sur la propriété, pour la surveillance, l'entretien et la réparation de la ligne ou de ses accessoires.

La Société s'engage :

1° A rembourser à M. le montant des dommages qui pourraient être causés par ses agents ou ses entrepreneurs à la propriété, après évaluation à l'amiable ou à dire d'experts ;

2° A déplacer et replacer la ligne à ses frais sur la propriété en cas d'édification ou de surélévation de construction immobilière ;

3° A payer, entre les mains de M., à titre d'indemnité, la somme de exigible le

La présente autorisation est consentie et acceptée pour la durée de la concession accordée à la Société.

Il est expressément convenu que cette autorisation ne confère à la Société aucun droit réel et notamment aucune servitude sur l'immeuble appartenant à M.

Il est également précisé que, pendant toute la durée de la présente autorisation, la Société ne pourra se prévaloir sur aucune parcelle de la propriété de M. d'aucun des avantages reconnus par les lois et usages aux locataires, la portée de l'autorisation accordée par M. à la Société étant strictement limitée par les termes du présent acte.

La présente convention oblige tant les parties elles-mêmes que leurs ayants droit pendant toute sa durée d'application.

Les frais de timbre et d'enregistrement des présentes sont à la charge de

Fait en triple à le 193

5. Instruments utilisés pour les piquetages (1). — L'établissement des plans de piquetage et des profils en long ou en travers nécessite tout comme les relevés topographiques :

- la mesure des longueurs;
- la mesure des angles;
- la mesure des différences de niveau.

Nous décrirons sommairement les divers instruments qui sont utilisés le plus souvent.

a) *Mesures directes des longueurs.* — Les mesures directes des longueurs se font à l'aide du mètre, du pas, de la chaîne d'arpenteur, du ruban d'acier, enfin de la roue taximètre.

Le *mètre* ou le *double-mètre* ne sont utilisés que pour les faibles longueurs. On se sert de deux mètres, ou de deux doubles-mètres que l'on reporte successivement bout à bout.

La *mesure au pas* se fait en comptant les pas du parcours à mesurer. On doit s'exercer à marcher d'un pas régulier, à son allure la plus naturelle et, avant la mesure, étalonner son pas en comptant à plusieurs reprises combien on en fait dans un hectomètre. On compte les pas automatiquement au moyen du *podomètre* que l'on porte sur soi : la secousse du corps à chaque pas fait avancer l'aiguille d'une division.

La *chaîne d'arpenteur* se compose de chaînons en fil de fer ou de laiton recourbés à leurs extrémités en forme d'anneaux et reliés deux à deux par un anneau. La longueur de la chaîne est de 10 ou de 20 mètres. Le mesurage des distances à la chaîne ne permet pas d'obtenir une précision supérieure à 0,10 m. par 100 m. en terrain facile et 0,15 à 0,30 m. par 100 m. en terrain accidenté.

Le *ruban d'acier* a 14 ou 16 mm. de largeur et 10, 20 ou même 50 et 100 m. de long. Il est muni d'anneaux à ses extrémités et porte des divisions espacées de 1 décimètre et marquées par de petits rivets de laiton.

On peut obtenir avec le ruban d'acier une précision pour 100 m. de 0,05 m. en terrain facile et de 0,15 m. en terrain difficile.

On se sert quelquefois d'une *roue* de 1 ou 2 m. de circonférence, portant un compte-tour, que l'on promène sur le tracé à mesurer, à l'aide d'un montant fixé sur son axe. La roue ne s'emploie guère que sur un terrain plat et ne convient que rarement à l'étude d'un tracé en pleine campagne.

La mesure des longueurs peut être également obtenue par des méthodes indirectes que nous indiquerons en décrivant le tachéomètre.

b) *Mesure des angles.* — La mesure des angles la plus simple est basée sur la *boussole*. Au moyen de cet instrument, chaque alignement peut

(1) Nous avons extrait la plupart des renseignements de ce paragraphe de l'ouvrage de G. TISON, *Cours de topographie de l'École des Maîtres Mineurs de Douai*. Imprimerie des Etablissements H. Morin.

être déterminé par rapport à la direction de la méridienne magnétique; l'angle ainsi obtenu s'appelle l'*asimut* de cet alignement. La boussole simple doit être complétée par une lunette astronomique, ou au moins par une règle mobile appelée *alidade* qui sert à faire les visées; un niveau permet en outre de placer la boussole dans un plan rigoureusement horizontal avant la visée.

Pour les relevés des cheminements en forêt, on utilisera avec succès la boussole de direction et le podomètre, instruments qui permettent d'obtenir un tracé suffisant pour une étude d'avant-projet.

La boussole est cependant soumise à de nombreuses causes d'erreur dont les principales sont : la variation de déclinaison, l'influence magnétique locale, les défauts de construction de l'appareil.

La déclinaison varie avec le temps, le lieu et l'instrument. La direction du pôle magnétique subit, comme on sait, non seulement des déplacements de très longue durée, mais aussi des variations diverses qui sont de $\pm 6'$ environ. Les moments les plus favorables pour les observations se situent dans la journée avant 11 heures, puis après 15 heures; les lectures entachées d'erreurs minima se feront à 10 heures et à 18 heures, instants où la variation diurne change de sens.

Les erreurs locales résultent d'influences diverses telles que la présence de pièces ou de gisements magnétiques.

La mesure d'un angle peut aussi être obtenue indirectement par la mesure des trois côtés d'un triangle dont deux côtés sont formés par les deux alignements et le troisième côté par une droite quelconque qui coupe ces deux alignements. Cette mesure n'offre cependant pas non plus une précision très grande.

Les angles ne seront mesurés avec précision qu'au moyen des *goni-mètres*. Le plus simple est le *graphomètre*, constitué par un demi-cercle divisé en 180°. Le diamètre du demi-cercle correspond à la ligne de visée des pinnules fixes. Une alidade formée d'une règle plate pivotant autour du centre du limbe comporte à ses extrémités des pinnules et un vernier. La précision obtenue avec le graphomètre est en général celle de 2 à 3 minutes.

Le *pantomètre* est formé de deux tambours cylindriques de même diamètre et de même axe vertical. Le tambour inférieur comporte une paire de pinnules ou fentes étroites correspondant aux angles 0° et 180° de la graduation périphérique; le tambour supérieur peut être mû autour de l'axe commun au moyen d'un engrenage commandé par un bouton moleté.

Il comporte deux paires de pinnules à 90° et un vernier correspondant à ces plans de visée. L'appareil est souvent complété par une boussole. Sa précision est du même ordre que celle du graphomètre.

Les goniomètres plus perfectionnés sont munis de lunettes astronomiques.

C'est le cas du *cercle d'alignement* composé, en principe, d'un plateau

circulaire gradué et d'un second plateau monté sur le même axe supportant la lunette avec réticule. La mesure de l'angle s'obtient en visant les deux directions des alignements et en lisant la valeur de l'angle sur la graduation du premier plateau au moyen du vernier placé sur le second plateau. Des vis calantes permettent de fixer l'appareil rigoureusement vertical. Diverses vis de rappel ou de serrage permettent d'amener les diverses parties de l'appareil dans la position désirée sans effort.

Le *théodolite* est un goniomètre complété par des plateaux à axe horizontal permettant de mesurer en outre les angles par rapport à l'horizon, dans un plan vertical.

La précision obtenue par les meilleurs cercles d'alignement et théodolites est de l'ordre du dixième de seconde. Ce sont ces appareils qui sont utilisés pour le relevé des plans demandant le plus de précision.

Pour des mesures moins précises, on peut utiliser la *planchette* qui se compose de deux parties : une planchette qui reçoit une feuille de papier, et une alidade à pinnules qui donne la direction des visées. On peut ainsi construire graphiquement l'angle qu'il suffit ensuite de lire au rapporteur.

c) *Mesure des angles et des distances par le même instrument (tachéomètre)*. — Le *tachéomètre* permet la mesure à la fois des azimuts (angles dans le plan vertical) au moyen d'un cercle horizontal, ainsi que des angles dans le plan vertical, comme le théodolite, enfin des longueurs.

Nous n'avons rien à ajouter au sujet de la mesure des angles sur ce qui a été dit au sujet des théodolites; nous donnerons simplement quelques indications au sujet de la mesure des distances, dont le principe dérive de la *stadia*.

Si, plaçant l'œil en un point O (fig. 284) on regarde un objet éloigné AB

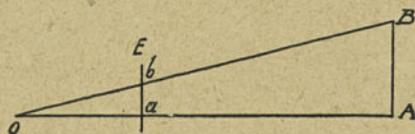


Fig. 284. — Principe de la stadia.

à travers l'écran E, les rayons lumineux OA et OB interceptent sur cet écran parallèle à AB une longueur ab et la relation des triangles semblables donne :

$$\frac{ab}{AB} = \frac{oa}{OA};$$

d'où

$$(1) \quad OA = \frac{oa}{ab} \times AB.$$

Si donc l'on connaît AB, on peut, de la mesure de ab et de oa déduire

la distance OA. La stadia est un appareil à pinnule comportant deux plaques métalliques : l'une percée d'un œilleton correspondant à O, l'autre parallèle et formant l'écran E. Cet écran est percé d'une fenêtre portant deux repères espacés de 3 cm., il peut coulisser sur le support commun aux plaques métalliques de manière à faire varier la longueur ab, jusqu'au moment où les rayons visuels OA et OB partant de o passent respectivement par a et par b. L'appareil est gradué pour permettre la lecture de oa; on en déduit, connaissant AB la distance OA par la formule (1).

La stadia est fort peu précise, aussi la remplace-t-on par une lunette astronomique dont le réticule porte deux fils parallèles horizontaux ayant un écartement fixe. Il suffit de viser par la lunette une échelle graduée sur laquelle on lit la longueur AB. Pour un instrument donné, l'écartement ab des deux fils horizontaux et la distance à o sont fixés et on déduit encore la distance OA de la formule (1).

En réalité, les nécessités de construction de la lunette du tachéomètre conduisent à adopter plutôt la marche des rayons représentée sur la figure 285; mais, même dans ce cas, on peut appliquer la formule (1). Le

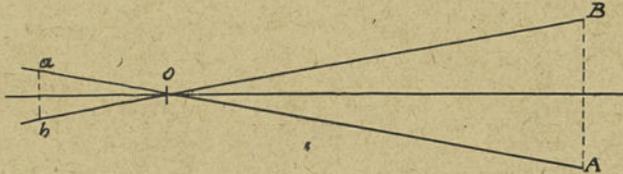


Fig. 285. — Principe du tachéomètre pour la mesure des distances.

rapport $\frac{oa}{ab}$ est constant pour un instrument et a pour valeur $1/200$ ou $1/100$ ou $1/50$.

Si l'on faisait une visée inclinée par rapport à la règle AB et non perpendiculaire, il faudrait appliquer une correction à la distance obtenue. Soit i l'angle de visée par rapport au plan d'horizon, la distance obtenue doit être multipliée par $\cos i$ pour obtenir la distance inclinée vraie, et par $\cos^2 i$ pour obtenir la distance horizontale vraie.

Les mires à placer en AB ont généralement 4 m. de longueur, et sont formées de deux règles de 2 m. assemblées par charnières; elles sont divisées en centimètres par des divisions peintes alternativement en rouge et en bleu sur fond blanc, permettant des lectures faciles même à grande distance.

La tachéométrie ne convient évidemment pas à des mesures de grande précision; mais elle est tout à fait suffisante pour les relevés nécessaires à l'établissement des lignes aériennes. Elle est très rapide, et la précision sur les mesures de longueur est cependant du $1/500^e$

d) *Relevé direct d'un cheminement* (altiplanigraphe). — L'altiplanigraphe permet de faire un relevé complet d'un cheminement en même temps en plan et en altitude, à la vitesse moyenne de 1,500 km. par heure

tout en conservant aux levées la précision obtenue par les procédés de la topographie courante.

L'appareil permet de dresser des plans à diverses échelles qui peuvent ensuite être reportés directement sur les cartes de même échelle.

Un dispositif spécial dit « à fil perdu » permet l'exécution des levés d'itinéraire dans des conditions de rapidité et de sécurité très grandes.



CHAPITRE III

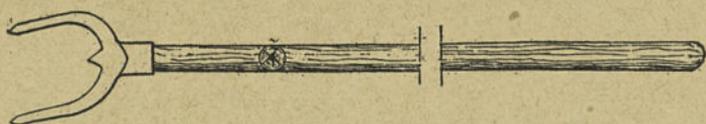
EXÉCUTION DES TRAVAUX ; PRINCIPES GÉNÉRAUX

Les travaux étant notablement différents suivant le type de ligne, nous envisagerons successivement le cas des lignes construites avec des supports en bois, les lignes construites avec des supports en ciment, et enfin les lignes construites avec des supports métalliques. Quel que soit le type de lignes il est toujours nécessaire de réaliser une organisation des travaux bien étudiée, afin que le matériel soit livré en temps voulu pour ne pas causer de trouble dans le développement logique de diverses opérations de montage.

1. Construction des lignes établies sur poteaux de bois. — En vue du ravitaillement, un exemplaire du carnet de piquetage ainsi qu'un extrait de la carte d'État-Major, sur laquelle on aura repéré le tracé de la ligne, et les chemins praticables aux camions automobiles, seront remis au chef d'équipe chargé de ce service.

Lors de leur déchargement, les poteaux seront parqués provisoirement suivant leur longueur et leur grosseur. On réservera pour la basse tension les poteaux les plus gros, ces derniers ayant à supporter des efforts plus élevés. On ne commencera leur répartition à pied d'œuvre que lorsque tout le matériel nécessaire sera reçu des fournisseurs, afin d'éviter des frais de transport inutiles, et des arrêts dans la construction des lignes. Les matériaux seront transportés le plus près possible du tracé, par traction automobile ou hippomobile. On constituera de petits dépôts en des points judicieusement choisis, qui seront répartis ensuite le long de la ligne. Lorsque le tracé suit une route ou lui est parallèle, les approvi-

FOURCHE DE LEVAGE



BARRE A MINE



BARRE A MINE



BOURROIR



CURETTE



GRIMPETTES



NIVELETTE



Fig. 286. — Matériel spécial pour l'exécution des lignes construites avec des poteaux de bois.

sionnements n'offrent pas de difficultés ; mais, dans la plupart des cas, ce parallélisme n'existe pas ; les poteaux doivent être alors trainés jusqu'à leur lieu d'emploi. Les armements seront approvisionnés à dos de mulet ou autrement, en même temps que les supports. La pierre nécessaire au calage ne sera approvisionnée que lorsque les fouilles seront commencées, à raison de $1/3 \text{ m}^3$ par fouille ; on trouve, en effet, bien souvent la pierre sur place soit dans la fouille, soit dans les environs immédiats. Les contre-fiches sont généralement bétonnées, on aura donc soin d'approvisionner au moment du levage le sable et le ciment nécessaires.

Lorsque les équipes d'approvisionnement ont une certaine avance, on peut mettre en chantier une ou plusieurs équipes de fouilles (suivant l'allure avec laquelle les travaux doivent être conduits). Chaque équipe de fouilles aura la composition suivante : 1 chef d'équipe, 1 monteur, 6 manœuvres, 1 mousse. Il sera remis en consigne, au chef, sur un carnet d'outillage le matériel ci-dessous :

4 Jalons ;	2 Clés à molette ;
6 Pelles curettes ;	1 Hache ;
10 Barres à mine ;	1 Scie ;
2 Bourroirs ;	1 Herminette ;
3 Fourches de levage ;	2 Cordes service ;
2 Paires de grimpettes ;	1 Caisse à explosifs ;
2 Ceintures ;	1 Masse ;
1 Vilebrequin ;	2 Marteaux.
2 Tarières ;	

Ce matériel sera renfermé autant que possible dans un coffre à outils monté sur roues. La figure 286 représente les principales pièces de l'outillage spécial. Les barres à mine seront affûtées suivant la nature du sol. Le chef d'équipe aura soin de ne mettre qu'un homme par fouille, le rendement se ressentant des bavardages inévitables lorsque deux hommes travaillent ensemble. Il sera dérogé à cette règle pour les fouilles en rocher très dur.

Le chef d'équipe veillera attentivement à ce que les fouilles soient exactement faites à l'emplacement du piquet ; à cet effet, il disposera le plus loin possible, derrière les piquets du tracé, et en avant de son équipe, 3 ou 4 jalons convenablement plombés ;

de cette façon, un simple coup d'œil lui suffira pour vérifier l'alignement des fouilles en cours. Les fouilles seront cylindriques, d'un diamètre moyen de 0,60 m. ; leur profondeur sera déterminée par la formule suivante :

$$h = 0,60 + \frac{H}{10},$$

H étant la hauteur totale du support employé. Les pierres rencontrées dans la fouille seront soigneusement mises de côté et serviront au calage.

On ne peut donner exactement un prix de revient de ces fouilles, le rendement étant très différent suivant la nature du sol. A titre de renseignement, dans 9 heures de travail effectif, un manoeuvre spécialisé peut, dans un terrain argileux mais sec, faire 7 fouilles, le rendement baisse de deux fouilles dans un terrain mouillé. En rocher demi-dur, un homme fait 2 à 3 fouilles ; en rocher très dur une fouille exige deux hommes pendant 9 heures. Ces rendements sont d'ailleurs très variables et doivent être considérés plutôt comme des maxima. Les charges d'explosifs ne seront pas très fortes, afin de ne pas creuser des trous trop grands, ce qui rendrait le calage très difficile. Au fur et à mesure de l'avancement des fouilles, le monteur, aidé du mousse, procède à l'armement des supports avant leur levage, sauf pour les poteaux d'angle qui ne seront armés qu'après leur levage. On adopte souvent des armements dits col de cygne, en fer rond galvanisé de 20 m/m de diamètre, traversant le poteau. Une contre-plaque, en tôle d'acier ou en fonte, empêche l'armement de tourner dans les portées déséquilibrées. Les trous sont percés à la tarière. Les boulons nécessaires au jumelage ou au contre-fichage des poteaux ont même diamètre que ceux des armements afin d'unifier l'outillage.

Dès qu'une vingtaine de fouilles sont prêtes, on procède au levage. Si on a soin de lever les supports au fur et à mesure de cette avance, on corrige facilement les légers écarts d'alignement inévitables dans le forage des fouilles. On peut arriver, de cette façon, à réaliser des alignements impeccables de plusieurs kilomètres.

Le poteau est amené à proximité de la fouille. Une barre à mine est placée verticalement dans celle-ci, pour faciliter le glissement du poteau. Un homme maintient cette barre à mine et, avec son pied, appuie fortement sur le poteau pendant que 3 autres manœuvres soulèvent le support par la tête et le placent sur leur épaule. Au fur et à mesure que le poteau s'élève, ces hommes changent alternativement de place, en avançant vers la fouille. Pendant ce temps, les deux autres manœuvres disponibles aident au levage avec leurs fourches placées en éventail. Une équipe entraînée n'a pas besoin de fourches pour lever les poteaux de 9 à 10 mètres; l'emploi des fourches n'étant indispensable que pour les poteaux de plus de 11 mètres. On ne tient aucun compte de la position des armements au moment du levage, car le poteau est tourné très facilement dans le sens convenable lorsqu'il est dans la fouille. Les armements étant orientés convenablement, on maintient le poteau dans sa position définitive au moyen de 3 fourches en faisceau : on appuie sur l'une ou l'autre fourche pour le plomber dans les deux sens. La fouille étant assez large, il est très facile, en déplaçant le pied, de placer le poteau dans l'alignement prévu. Les supports d'angle seront légèrement inclinés dans le sens opposé au tirage (cette inclination sera égale au diamètre du sommet).

On procède ensuite au calage. Une première clef de pierres est fortement tassée contre le poteau dans le fond de la fouille à l'aide du bourroir. On ne doit laisser aucun jour entre les pierres, chaque vide est comblé par une pierre de grosseur appropriée. Une couche de terre, fortement tassée, recouvre cette première clef, un deuxième calage est fait de la même façon, ainsi qu'une deuxième couche de terre. Enfin, une troisième clef entoure le poteau et arrive environ à 10 cm. du bord supérieur de la fouille. On termine par une couche de terre. Les supports d'angle sont bétonnés, généralement avec un béton composé de une partie de ciment pour trois parties de sable et de gravier.

Les poteaux jumelés seront assemblés soit avant, soit après leur levage. Dans ce dernier cas, le perçage des trous livrant passage

aux trois boulons d'assemblage est facilité, mais l'assemblage en est plus difficile.

Les contre-fiches seront entaillées par terre, au moyen d'une hache, et creusées à l'herminette de façon qu'elles épousent la forme du support; les poteaux sont contre-fichés en tête, on évitera de les contre-ficher en dessous des isolateurs; la pente à donner à la coupe de la contrefiche est déterminée au moyen d'une corde. On donne, pour les poteaux de 9 et 10 mètres, 1,50 m. de pied aux contre-fiches. Ces dernières sont bétonnées comme le support, et ne sont fixées à ce dernier, que lorsque le massif est complètement sec. On procède, en même temps, à leur armement et à la pose de la ferrure entretoisant le poteau et sa contre-fiche.

M. Bunet (1) a donné récemment des indications intéressantes sur un procédé curieux employé aux États-Unis pour l'implantation des poteaux de bois. Ce procédé consiste à : enfoncer dans le sol un tube de fer de 35 à 40 mm. de diamètre à la profondeur désirée, descendre au fond quelques cartouches d'explosif, retirer le tube de fer en maintenant l'explosif au moyen d'une tige de bois passée à son intérieur et qu'on laisse en place; dresser le poteau au-dessus, le pied à la surface du sol, le maintenir avec des cordes, et faire partir la charge. Le poteau descend dans le sol et se met en position lui-même. Avec ce procédé, la profondeur d'implantation peut varier de 2,50 à 6 m. Au moment de l'explosion, on voit le poteau vaciller, puis après un moment d'hésitation, glisser dans le trou pratiqué dans le sol par l'expansion des gaz.

L'armement de la ligne étant terminé, ou après une certaine avance, les massifs de supports bétonnés étant bien secs, on procède au déroulage.

Le dévidoir représenté sur la figure 287 est d'une construction très simple; il peut être établi à peu de frais sur n'importe quel chantier. Il se compose d'un touret tronconique, tournant vertica-

(1) P. BUNET. — Procédé de mise en place des poteaux de lignes électriques. *L'Industrie Electrique* du 10 décembre 1928, p. 533. Voir aussi l'*American Institute of Electrical Engineers* de décembre 1924.

lement sur sa partie supérieure, autour d'un axe planté dans le sol. Une plaque de tôle boulonnée sur la petite base du cône sert de butée; un croisillon, fixé sur l'axe, empêche l'ensemble de s'enfoncer dans le sol au delà d'une certaine limite, lorsque l'appa-

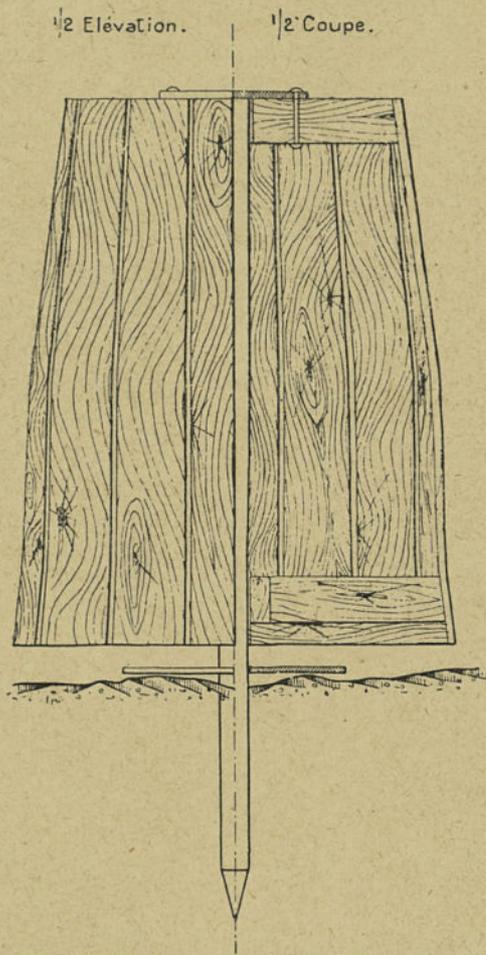


Fig. 287. — Dévidoirs pour conducteurs livrés en couronnes.

reil est chargé. Le poids moyen des couronnes de cuivre est d'environ 120 kgs. On emploie autant de dévidoirs que de fils de ligne, et on déroule les 3 couronnes simultanément, soit à l'aide d'un cheval, soit à main d'homme. Un homme freine le dévidoir

à l'aide d'une planche s'il y a lieu. Au fur et à mesure du déroulage, 2 ou 3 monteurs, suivant la vitesse de ce travail, hissent les fils sur les isolateurs où ils sont maintenus à l'aide d'une attache provisoire ; cette attache ne doit pas être trop serrée pour permettre au fil de glisser au moment du réglage. Les couronnes étant complètement déroulées, on ne procède au déroulage de nouvelles couronnes que lorsque le réglage de la partie déroulée est terminé. En alignement, le canton de pose ne dépassera pas 12 à 15 portées (800 mètres environ pour du 50/10, 1 km. pour du 40/10). Le réglage étant fait au moyen de nivelettes (voir figure 286), le chef de l'équipe du réglage, devra posséder, avec le carnet de

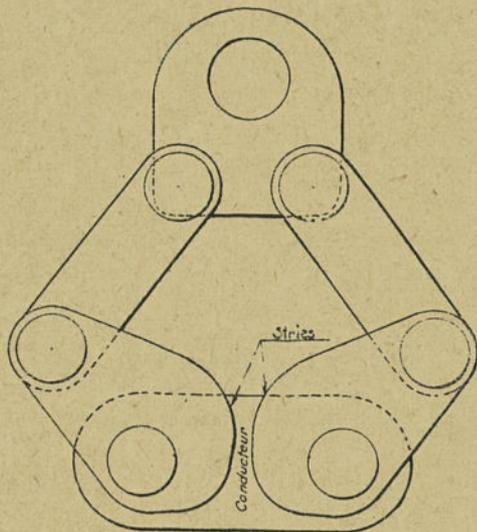


Fig. 288. — Tendeur articulé ou « grenouille » utilisé pour la tension des câbles.

piquetage, un tableau lui indiquant les flèches à appliquer. Ces flèches sont indiquées par portées variant de 5 m. en 5 m. et pour une série de températures variant également de 5° en 5°. Les nivelettes sont placées, autant que possible, dans une portée ayant une longueur voisine de la moyenne des portées du canton de pose. Lorsque le déroulage de la couronne est terminé, l'équipe de déroulage tire autant que possible le fil et amarre ce dernier au pied du plus proche poteau.

Le réglage a lieu au moyen de mouffles ; ces derniers sont amarrés, par une extrémité, à un crayon ou à une barre à mine, profondément enfoncé dans le sol ; à l'autre extrémité est attachée une élingue terminée par un tendeur articulé appelé « grenouille » qui vient mordre le fil à régler, aussi loin que le permet la longueur du palan. Le modèle le plus courant est représenté sur la figure 288. Le tirage du palan a lieu sans à-coups, le chef d'équipe commande la manœuvre au sifflet ou à la corne de chasse. On ne règle qu'un fil au moyen des nivelettes, les autres fils sont, généralement, réglés à l'œil, en cherchant à réaliser une flèche identique à celle du fil réglé. Dès que le canton de pose est réglé, on libère les palans. Pour cela, on place une grenouille sur chaque fil, amarrée à l'autre extrémité à l'armement ; on a soin, d'ailleurs, avant cette opération, d'effectuer une attache d'arrêt sur le support précédent. On continue de la même façon le réglage de la partie déroulée. Le déroulage se poursuit ensuite avec une partie de l'équipe pendant que l'autre partie, 2 hommes sur 9, effectue les attaches définitives.

Lorsque la mesure de la flèche par le procédé ordinaire de visée n'est pas possible, en particulier pour les lignes à longue portée, on peut se baser soit sur la fréquence des balancements du fil assimilé à un pendule, soit sur la vitesse de propagation d'une onde mécanique produite par un choc vertical.

Le balancement du câble par gravité suit la loi du pendule, que nous pouvons écrire sous la forme suivante :

$$(1) \quad n = \frac{1}{\pi} \sqrt{\frac{gMh}{K}},$$

formule dans laquelle,

n est le nombre d'oscillations simples par seconde ;

g l'accélération due à la pesanteur ;

M la masse du câble ;

h la distance à l'axe du centre de gravité de l'ensemble de la portée, c'est-à-dire la longueur du pendule composé ;

K le moment d'inertie du pendule par rapport à son axe d'oscillation.

Ce moment d'inertie K est connu pour une parabole ayant une flèche f , et a pour valeur

$$(2) \quad K = \frac{8}{15} Mf^2.$$

D'autre part, on a encore entre f et h la relation

$$(3) \quad h = \frac{2}{3}f.$$

Substituons (2) et (3) dans (1), on a

$$(4) \quad n = \frac{1}{2\pi} \sqrt{\frac{5g}{f}},$$

ou, en désignant par N le nombre d'oscillations par minute,

$$(5) \quad N = \frac{30}{\pi} \sqrt{\frac{5g}{f}},$$

d'où l'on tirera en définitive la flèche f , en fonction de N ,

$$(6) \quad f = \left(\frac{669}{N}\right)^2 \text{ cm.}$$

Le tableau suivant résume les calculs faits pour une succession de couples de valeurs de f et de N .

NOMBRE d'oscillations simples N.	FLÈCHE f.	NOMBRE d'oscillations simples N.	FLÈCHE f.
par minute.	cm.	par minute.	cm.
30	497	82	66
32	437	84	63
34	387	86	60
36	346	88	58
38	311	90	55
40	280	92	53
42	253	94	51
44	231	96	49
46	211	98	47
48	194	100	45
50	178	102	43
52	165	104	41
54	153	106	40
56	143	108	38
58	133	110	37
60	124	112	36
62	116	114	34
64	109	116	33
66	103	118	32
68	97	120	31
70	91	122	30
72	86	124	29
74	82	126	28
76	77	128	27
78	73	130	26
80	70	132	25

Le procédé basé sur la vibration par choc vertical a été étudié récemment par la Narok Aluminium Aktieselskapet (1).

La durée d'une propagation complète de l'onde produite par le choc, c'est-à-dire le temps t employé par l'onde mécanique pour parcourir deux fois la portée l en partant du voisinage d'un appui et en revenant au point de départ, a pour expression

$$(1) \quad t = 2\sqrt{\frac{Ml}{T}},$$

en désignant par T la contrainte du câble.

Remplaçons dans (1) T et M par leurs valeurs de définition,

$$(2) \quad T = \frac{sp l^2}{8f},$$

$$(3) \quad M = \frac{slp}{g}.$$

On a alors, après simplifications,

$$(4) \quad t = 4\sqrt{\frac{2f}{g}},$$

d'où, en exprimant t en secondes, f en cm. et g en cm. : sec²,

$$(5) \quad f = 30,7 t^2 \text{ cm.}$$

Il suffit donc, pour connaître la flèche, de déterminer t .

La formule obtenue ne tient pas compte de la raideur du câble, dont l'influence ne peut être déterminée que par l'expérience. Celle-ci a permis d'obtenir les chiffres suivants qui remplacent 30,7 dans la formule théorique,

30,8 pour le câble de cuivre,

31,1 pour le fil de cuivre,

31,4 pour le câble d'acier,

soit une moyenne de 31,1 qui peut être admise avec une suffisante approximation dans tous les cas, de sorte que la formule pratique devient

$$(6) \quad f = 31,1 t^2 \text{ cm.}$$

On procède habituellement de la façon suivante :

Prenant le câble dans une main, à proximité immédiate de l'amarrage, on lui imprime une secousse dans son plan, et on déclenche un chronographe. On attend, en laissant la main sur le câble, le retour de la

(1) AN. Un nouveau procédé pour la mesure de la flèche des lignes aériennes. *La Houille Blanche*, mars-avril 1928, p. 42. Voir aussi : LOUIS ALBERT. Note sur l'étude des lignes caténaïres de contact destinées à l'exploitation des tramways. *L'Industrie des Voies ferrées et des Transports automobiles*, novembre 1928, t. XXII, p. 337; *R. G. E.* du 2 mars 1929, t. XXV, p. 77 D.

3^e oscillation, et on arrête à ce moment l'aiguille du chronographe. On porte dans (6) la valeur moyenne de la durée d'une oscillation, et on obtient par cette formule la flèche en centimètres.

Dans le cas d'isolateurs suspendus, le retour de la 3^e oscillation n'est pas toujours suffisamment perceptible; on se contente alors de mesurer t ou $2t$.

L'approximation obtenue avec ce moyen simple est très suffisante et ne conduit guère qu'à une erreur d'environ 0,15 m. sur une flèche de 8 à 9 mètres.

Le tableau suivant donne une série de couples des valeurs : temps pour une oscillation complète (aller et retour) et flèche.

TEMPS pour une oscillation complète t .	FLÈCHE f .	TEMPS pour une oscillation complète t .	FLÈCHE f .
sec.	cm.	sec.	cm.
0,5	8	2,3	165
0,6	11	2,4	180
0,7	15	2,5	195
0,8	20	2,6	210
0,9	25	2,7	227
1	31	2,8	245
1,1	38	2,9	262
1,2	45	3	280
1,3	53	3,1	300
1,4	61	3,2	320
1,5	70	3,3	340
1,6	80	3,4	360
1,7	90	3,5	382
1,8	101	3,6	405
1,9	112	3,7	427
2	125	3,8	450
2,1	138	3,9	475
2,2	150	4	500

On peut remarquer que le nombre d'oscillations complètes par minute donné par cette seconde méthode est égal à $\frac{60}{t}$, et que le nombre d'oscillations simples est double, soit de $\frac{120}{t}$ par minute. Désignons par N_1 ce nombre; on a

$$(7) \quad N_1 = \frac{120}{t},$$

ou en substituant dans (7) la valeur de t déduite de (4)

$$(8) \quad N_1 = 30 \sqrt{\frac{g}{2f}}.$$

Faisons enfin le rapport des nombres N et N_1 , ainsi donnés par les deux méthodes, on a

$$(9) \quad \frac{N \sqrt{10}}{N_1 \pi} = 1,008.$$

On arrive à la conclusion que le temps correspondant à une oscillation pendulaire simple de la portée est égal au temps de propagation d'une onde d'un des points d'attache de la portée à l'autre point d'attache. On peut donc utiliser la formule de la seconde méthode pour l'application de la première méthode simplement en introduisant le double du temps qui s'écoule entre deux passages successifs à la position d'équilibre, cette durée étant égale à une demi-oscillation complète de la portée. Par exemple, pour un nombre d'oscillations simples égal à 120 par minute, le tableau de la première méthode donne une flèche de 31 cm. ; à ce nombre correspond une durée de 0,5 seconde par oscillation simple, soit 1 seconde par oscillation double. Le tableau de la seconde méthode donne pour $t=1$ seconde, $f=31$ cm. également.

Le raccordement des extrémités des conducteurs se fait au moyen de manchons (manchons à rivet, manchons Pairard, etc.) ou simplement au moyen de l'attache dite anglaise. (Voir figure 289.)

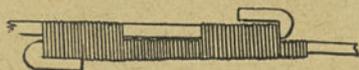


Fig. 289. — Attache simple dite attache anglaise.

Le fil ayant servi d'attaches provisoires sur les isolateurs (on emploie du fil recuit 20/10 comme attaches lorsque le diamètre du conducteur ne dépasse pas 60/10) est employé pour les attaches définitives. Une équipe de 9 hommes déroule, règle et attache 1 km. par jour. Le réglage terminé, on procède aux parachèvements, pose des ronces, plaques Danger de Mort, parafils d'angle ou de traversée, numérotation, enlèvement des terres, pose éventuelle des interrupteurs aériens, etc. La figure 290 indique un procédé de ligature du fil à l'isolateur.

Une équipe de déroulage et de réglage d'une ligne utilisera l'outillage suivant :

10 Paires de griffes ;	4 Mouffles ;
10 Ceintures ;	2 Barres à mine ou crayons ;
9 Grenouilles ;	1 Jeu de nivelettes ;
3 Elingues ;	1 Chronographe.

La construction des lignes de distribution dans les localités présente certaines particularités, en raison de la disposition des lieux

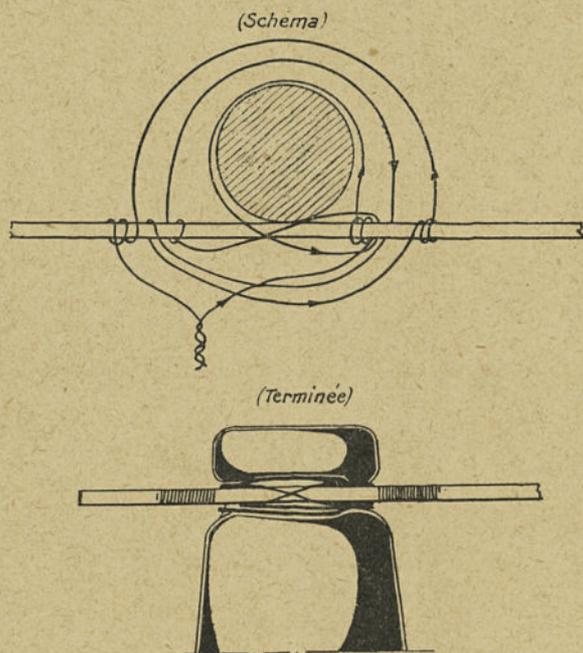


Fig. 290. — Ligature ordinaire ; représentation schématique et aspect de la ligature terminée.

et de l'usage de potelets ; nous en donnerons les caractéristiques principales.

Le matériel nécessaire ayant été entreposé à l'avance, l'approvisionnement des poteaux se fait, ainsi que le levage et le calage, au fur et à mesure de l'avancement des fouilles. Les fouilles entamées sont chaque soir bouchées au moyen de planches, afin d'éviter tout accident (bétail, etc.).

Les potelets et consoles sont placés en dernier lieu. Les potelets qui nous ont donné de bons résultats étaient constitués par une hampe en tube rond de 50×60 , de la longueur nécessaire. Cette hampe était fixée sur deux pattes en fer U de 78 à 80 au moyen

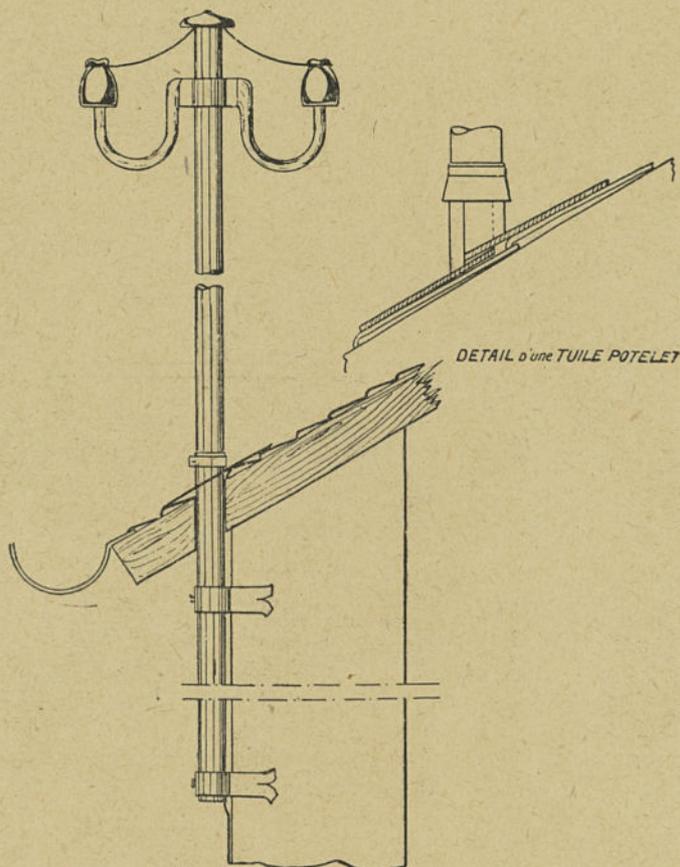


Fig. 291. — Potelet traversant une toiture.

d'un collier en fer forgé muni d'une vis de pression. Les pattes en fer U étaient scellées sur les façades au moyen de ciment prompt; leur longueur variait entre 35 et 70 cm. suivant les cas. Dans les angles, ou en tête de ligne, les potelets étaient renforcés au moyen d'une jambe de force en tube. Les armements étaient boulonnés sur la hampe au moyen d'un collier. Il existe, d'ailleurs, de nom-

breux autres types de potelets donnant également satisfaction. Lorsque le potelet ou la jambe de force traversent une toiture, l'étanchéité est assurée au moyen d'une tuile métallique serrée sur la hampe au moyen d'un collier avec joint d'étoupe trempée dans la cêruse ou dans le goudron. La figure 291 représente un potelet se trouvant dans ce cas.

Les consoles de ligne sont montées sur deux fers U dont la longueur permet le passage des conducteurs à plus de 1 m. de la façade conformément aux règlements. Elles sont évidemment employées chaque fois que la hauteur des immeubles le permet.

Dès que les supports sont armés on procède au déroulage qui est beaucoup plus long que pour les lignes en dehors des aggloméra-

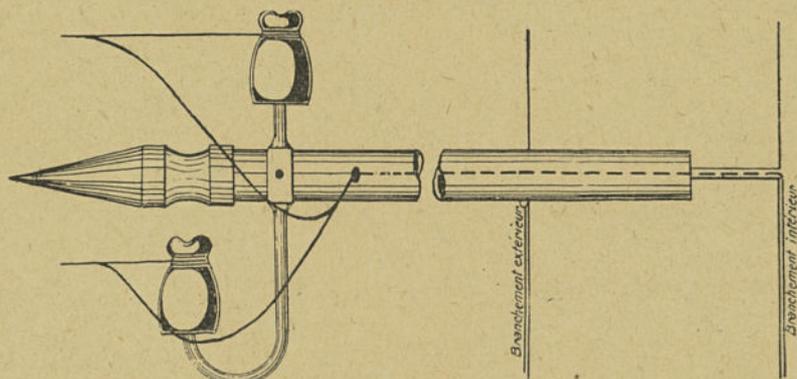


Fig. 292. — Type de console de branchement.

tions, du fait de la diversité des sections des conducteurs employés. On adopte généralement le système de distribution triphasée à 4 fils ; un 5^e fil est également tiré pour la commande de l'éclairage municipal.

Le réglage et les attaches terminés, on procède aux parachèvements : pose des lampes de rue, peinture, numérotation, etc. Une équipe de 8 hommes (1 chef d'équipe, 4 monteurs, 4 manœuvres) suffit dans une commune de moyenne importance.

Les branchements particuliers sont également faits, autant que possible, au fur et à mesure de l'avancement du réseau. Une équipe de 2 monteurs et 2 manœuvres suffit à l'exécution de ce

travail, dans le même laps de temps que l'équipe employée sur le réseau.

Les potelets de branchement sont du même type que ceux employés sur la ligne, la jambe de force est seulement remplacée par un hauban en fil de fer galvanisé de 60/10. Une tête spéciale en porcelaine termine la hampe.

Les consoles de branchements peuvent être en tube de 50/60, scellé perpendiculairement à la façade et supportant des isolateurs en son extrémité comme l'indique la figure 292. Une flamme en bois termine la console.

Les branchements peuvent être faits, soit sous tube acier, soit au moyen de fil sous gaine d'aluminium. On procède d'abord au scellement de l'armement des potelets et consoles, on pose ensuite le fil, qui, arrivé sous le potelet, passe à l'intérieur de la hampe, pour ressortir au sommet par la tête spéciale. Le tube acier est arrêté à la base de la hampe, les fils seuls continuent jusqu'au sommet. Le branchement est terminé à son entrée dans l'immeuble par une boîte plombable, renfermant les coupe-circuits.

L'outillage nécessaire à l'équipe établissant la basse tension et les branchements comprendra :

6 Jalons ;	3 Truelles ;
6 Barres à mine ;	6 Pointerolles ;
6 Curettes ;	2 Burins ;
1 Hache ;	2 Filières (pour tube acier) ;
1 Herminette ;	2 Pincés à couder (pour tube) ;
2 Scies à métaux ;	2 Redresse-fils (tube) ;
2 Vilebrequins ;	4 Marteaux ;
2 Tarières ;	6 Mouffles ;
3 Clefs à molette ;	12 Grenouilles ;
6 Paires de griffes ;	1 Jeu de nivelettes ;
6 Ceintures ;	2 Seaux ;
5 Dévidoirs ;	2 Pioches ;
3 Échelles à coulisse ;	2 Pelles ;
3 Fourches de levage ;	1 Forge ;
2 Niveaux à bois ;	1 Enclume ;
2 Fils à plomb ;	6 Pincés universelles.

2. Construction des lignes établies sur poteaux en ciment. —

Les poteaux sont exécutés soit en usine, soit sur chantiers de

moulage répartis le long du tracé de la ligne, soit enfin au point même d'implantation.

Le moulage en usine convient aux poteaux de types spéciaux (poteaux centrifugés) ou aux poteaux relativement légers pour lesquels le prix de transport par chemin de fer n'est pas exclusif.

Le moulage au point d'implantation est onéreux en raison du déplacement nécessaire du matériel de moulage et du personnel, ainsi que des déchets de matériaux (sable, gravier et ciment); il n'est donc adopté que dans des cas spéciaux où les transports seraient trop onéreux à cause soit de l'état du terrain soit du poids du poteau.

En général, la solution la plus économique consiste à établir un chantier de moulage de 25 en 25 km. environ, de sorte que le nombre des poteaux à mouler soit de l'ordre de 200 à 250. Nous avons exposé dans le chapitre réservé à ces supports, les conditions générales de fabrication; nous n'y reviendrons donc pas, et nous nous occuperons immédiatement des conditions de leur transport.

Ce transport est une opération difficile et délicate, afin d'éviter des bris de poteaux, qui pendant ces manutentions sont souvent soumis à des efforts voisins de leur taux de rupture.

Les poteaux moulés en usine, comme c'est le cas des poteaux centrifugés, sont chargés directement sur wagons à l'aide de ponts roulants. Il est nécessaire de disposer des bois de calage d'une forme appropriée à celle du poteau, et d'amarrer convenablement le chargement.

A l'arrivée, le déchargement s'effectue à l'aide de grues, de chèvres ou de poulains de déchargement. Si le poteau est particulièrement lourd, sa descente est réglée par des palans.

Le transport sur route peut s'effectuer soit en utilisant un tracteur avec remorque pourvus chacun d'un palonnier mobile sur un chemin de roulement, soit en adoptant un tracteur et un fardier métallique à treuils, monté sur roues garnies de bandages de caoutchouc, ou même de pneumatiques.

L'emploi du tracteur et de la remorque nécessite l'aide de

grues, de chèvres ou de poulains pour le chargement ; l'emploi du fardier est plus simple, puisqu'il suffit d'engager simplement celui-ci au-dessus du poteau qui peut ainsi être levé à l'aide de treuils.

Le déchargement des poteaux transportés par fardier ne nécessite pas d'autre personnel que le conducteur du tracteur et son aide, tandis que le déchargement des poteaux transportés



Fig. 293. — Poteau transporté par triqueballe.

par remorque exige une équipe de déchargement comprenant de 4 à 6 hommes suivant le poids des poteaux.

Par contre, le tracteur permet un débit plus grand, les fardiens ne permettant de transporter tout au plus que 1 à 3 poteaux suivant leur poids et leur encombrement, tandis que la remorque peut être chargée d'un nombre sensiblement double.

Pour le transport dans les champs, on utilise généralement un fardier spécial à deux roues du type adopté pour le transport des bois désignés sous le nom de *triqueballe* ou de *diable*.

La figure 293 montre un poteau fixé au triqueballe pour son transport sur un chemin d'exploitation inaccessible aux camions.

Dans certains cas, le triqueballe peut même être utilisé sur route pour de petits parcours, comme on le voit sur le figure 294 où l'on a fait usage d'un tracteur agricole. Les roues des triqueballes doivent être de grand diamètre (2 m. environ) et doivent avoir une largeur de jante de 20 cm. environ. Ces dimensions sont



Fig. 294. — Poteau transporté sur route par triqueballe et tracteur agricole.

nécessaires pour maintenir le poteau à une hauteur suffisante, malgré les accidents de terrain, et pour éviter l'embourbement dans les terrains labourés ou trop peu résistants. La traction pourra se faire, soit par l'emploi de tracteurs du type agricole, soit par l'emploi de bœufs ou de chevaux, soit enfin dans certains cas par treuil convenablement amarré pour les passages relativement difficiles. Dans des cas tout à fait exceptionnels, on pourra enfin utiliser des éléments de voie de 0,60 m. et de deux wagonnets à boggies, avec palonniers articulés, reliés par une barre d'accouplement; mais alors le prix d'un tel transport devient

tellement élevé qu'il est préférable d'adopter exceptionnellement un pylône métallique.

L'organisation du chantier étant sensiblement la même que celle décrite pour les lignes établies avec des supports de bois, nous n'en ferons pas la description. Les fouilles étant supposées effectuées, on procède au levage. Le procédé de levage le plus simple consiste à utiliser une chèvre de hauteur appropriée à celle

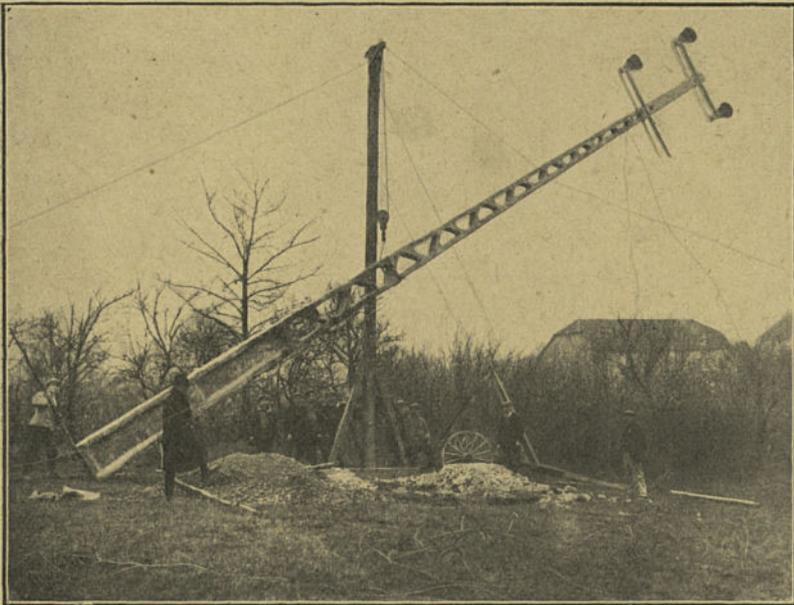


Fig. 295. — Levage d'un poteau en ciment au moyen d'une chèvre.

des supports; par exemple une chèvre de 12,50 permet le levage des supports de 18 m. de hauteur totale.

Le support est placé préalablement en travers de la fouille, il est attaché par une élingue un peu au-dessus de son centre de gravité, la dite élingue étant prise d'autre part par le crochet de la chèvre. On place encore aux extrémités des élingues (3 au minimum) qui auront pour but de maintenir le poteau en place après le levage, en lui servant de hauban.

La figure 295 montre le levage par ce procédé d'un poteau

en ciment de 17 m. de hauteur totale calculé pour supporter en tête au coefficient de sécurité 3 un effort de 700 kg.

Après le levage proprement dit, l'équipe de levage arrête les haubans à des « crayons » enfoncés dans le sol et transporte la

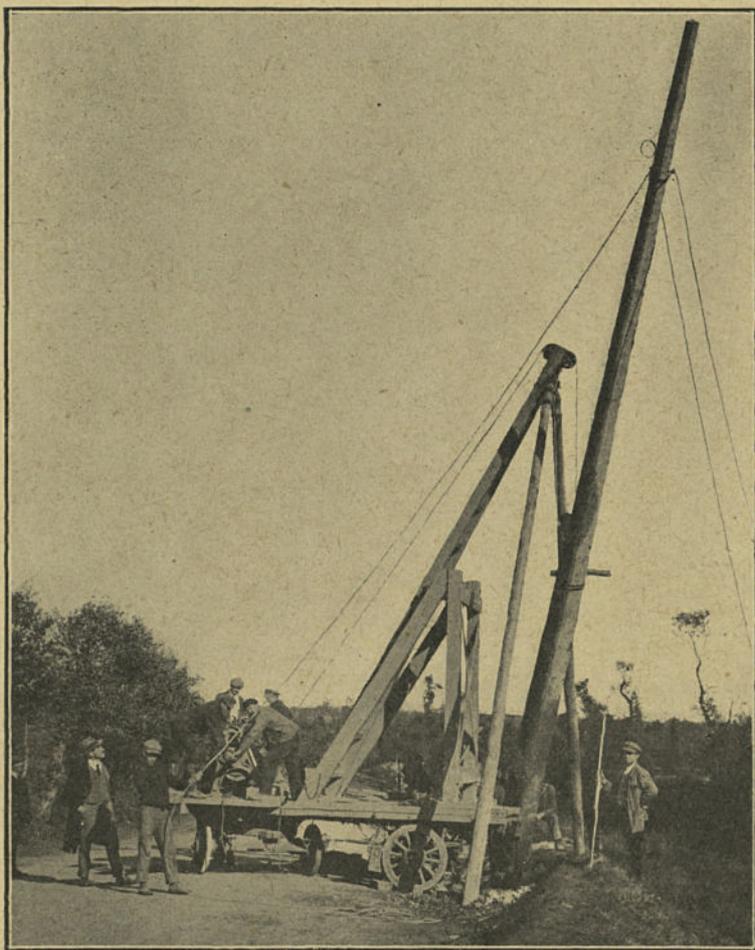


Fig. 296. — Levage d'un poteau en ciment au moyen d'une chèvre montée sur camion.

chèvre au poteau suivant. L'équipe de bétonnage suit et peut ainsi effectuer le massif et le réglage définitif de l'aplomb et de l'aligne-

ment sans être entravée par le personnel et le matériel de levage.

L'allure du levage dépend évidemment de la nature et du type des supports. A titre indicatif, une équipe de 6 hommes peut lever par jour 6 à 7 poteaux en béton de 15 à 16 mètres d'un poids de 3 à 4 tonnes, soit un poteau par homme et par jour. La même équipe arriverait à lever de 8 à 10 poteaux plus petits, par exemple de 10 mètres de longueur totale et d'un poids de 2 à 2,5 tonnes.

Lorsque l'on a à lever des poteaux relativement légers, on peut faire usage d'une chèvre montée sur camion à cheval, comme celle de la figure 296; le transport de la chèvre et des engins de levage est ainsi très facile.

Un autre procédé de levage qui peut être appelé *procédé de basculement* consiste à utiliser une chèvre et un treuil indépendant. Le support est couché dans un plan perpendiculaire au plan de la chèvre, son pied étant engagé préalablement dans la fouille, et sa tête étant soulevée de 1 m. environ à l'aide d'un cric. La chèvre est dressée entre le poteau et le treuil, convenablement haubanée, et le treuil est amarré le plus loin possible de la chèvre, enfin le câble de traction fixé à l'élingue du poteau passe sur la poulie de tête de la chèvre et s'enroule sur le treuil. Ces opérations effectuées, il suffit de manœuvrer le treuil et de dégager peu à peu les haubans de la chèvre. Le poteau prend alors sa place, et est amarré par haubans comme dans le procédé précédent.

Ce procédé est généralement employé pour le levage des pylônes métalliques, dont la base est scellée au préalable dans son massif. Au moyen de pièces faciles à imaginer, on constitue une articulation provisoire entre les fers du massif et ceux de la base du pylône; il suffit après le levage de boulonner le pylône proprement dit sur sa base.

L'équipe de bétonnage exécute le béton au pied du poteau abandonné par les levageurs, et confectionne le massif composé de béton au ciment de laitier ou à la chaux hydraulique.

Le dosage à recommander est de 300 kg. de ciment Portland pour 400 litres de sable et 800 litres de gravillon. Le dosage se

fait en poids pour le ciment et en volume pour le sable et le gravillon à l'aide de caisses sans fond ou de brouettes de capacité connue.

Pour exécuter le béton, on verse en tas, sur une aire en planches bien propre ou en tôles, les sacs de ciment et les brouettées de sable et de gravillon. On mélange les trois matières d'une façon intime; le mélange est suffisant quand il a pris une couleur uniforme. Puis on ajoute peu à peu l'eau de gâchage et l'on brasse fortement, en déplaçant la masse à la pelle d'une manière continue. La quantité d'eau, variable avec l'état hygrométrique de l'air, est déterminée généralement au jugé par un ouvrier expérimenté. Comme contrôle, l'eau de gâchage incorporée au ciment ne doit apparaître à la surface qu'après un pilonnage énergique.

C'est la même équipe qui place la plaque de terre du poteau qui est fixée au câble sortant au voisinage de la base du support.

La mise en place des armements, des isolateurs, et le tirage et réglage des conducteurs ne diffèrent pas essentiellement des conditions particulières exposées en détail pour l'exécution des lignes sur poteaux de bois; nous renverrons donc le lecteur à cet exposé.

Une équipe de levage, composée du chef d'équipe et de 6 à 8 hommes sera munie du matériel suivant :

- | | |
|---|--|
| A. — <i>Pour les fouilles.</i> | 2 Pioches; |
| 12 Pioches; | 4 Masses coubles; |
| 12 Pelles avec manches de rechange; | 4 Pincés en fer pour barder les poteaux; |
| 1 Épuisoir; | 3 Fourches à caler les poteaux; |
| 2 Masses; | 6 Massettes de casseur de pierre; |
| 10 Pointerolles ou burins; | 2 Dames en bois; |
| 10 Barres à mines; | 2 Epuisoirs; |
| Explosifs et curettes. | 5 Haubans chanvre 30 m/m, longueur : 16 mètres; |
| B. — <i>Pour le levage.</i> | 3 Haubans chanvre de rechange; |
| 1 Chèvre; | 4 Seaux; |
| 1 Chariot pour le transport de la chèvre; | 3 Elingues câble acier 18 à 20 m/m; |
| 1 Tonneau (500 à 1000 litres) sur roues pour un cheval; | 5 Crayons d'amarrage en fer de 40 m/m, longueur 1 ^m 60; |
| 1 Coffre à outils sur roues; | 2 Clefs anglaises; |
| 2 Brouettes; | 1 Fil à plomb très lourd; |
| 6 Pelles ordinaires; | Quelques madriers, un triqueballe, |
| 6 Fourches à gravier; | quelques chaînes |

3. Construction des lignes établies sur pylônes métalliques. —

Le pylône métallique est exclusivement construit en usine et est livré par chemin de fer en divers tronçons. Une bonne disposition consiste à profiter de son fruit pour engager les unes dans les autres les parties séparées du fût ; par ce moyen, on réduit les frais de transport qui, ainsi qu'on le sait, ne dépendent non seulement du poids, mais aussi de l'encombrement.

Si la fragilité de ce type de support n'est pas comparable à celle

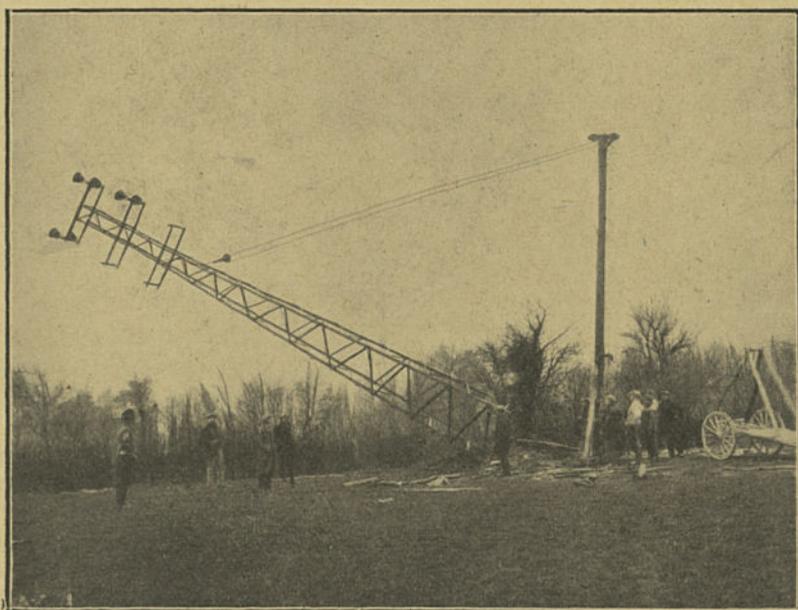


Fig. 297. — Levage d'un pylône par basculement avec emploi d'une chèvre.

du poteau en ciment, on doit cependant exécuter toutes les opérations de manutention, de chargement et de déchargement avec beaucoup de soin.

Le transport à pied d'œuvre des pylônes métalliques peut se faire avec le même matériel que celui des poteaux en ciment, mais, d'une façon générale ces supports étant d'un poids moins élevé et d'une moins grande fragilité peuvent être transportés avec une plus grande variété de matériel suivant la région ; en général toute voiture assez résistante convient.

On effectue à pied d'œuvre l'assemblage des diverses parties séparées du pylône, et on effectue son levage comme on l'a indiqué à l'occasion de la description du levage des poteaux en ciment.

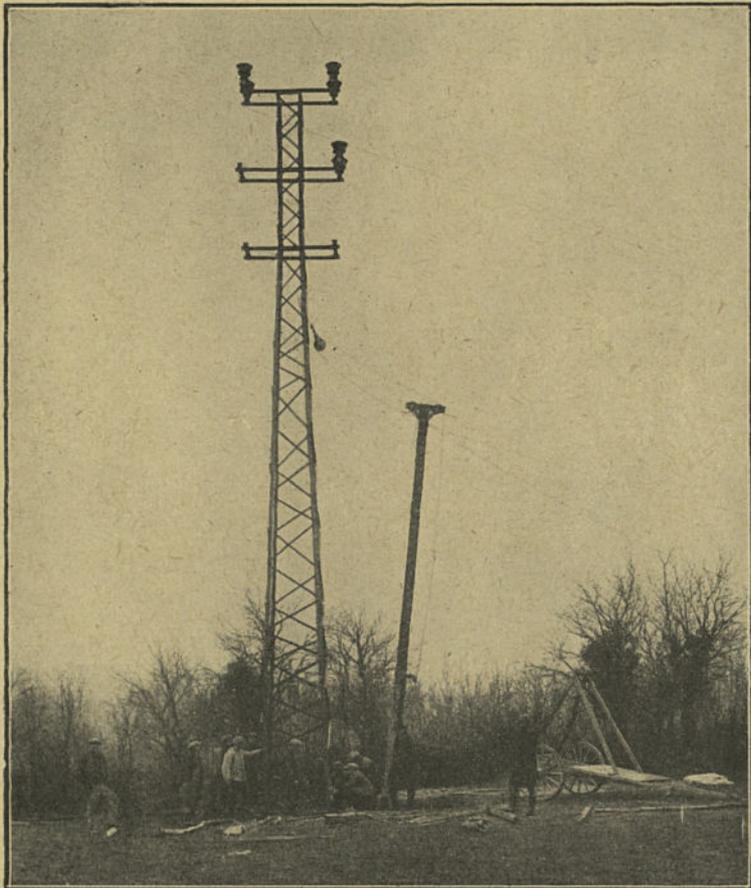


Fig. 298. — Même pylône levé.

En particulier l'adoption de socles scellés au préalable permet en raison de l'absence de chèvre d'équiper le pylône avant son levage, même lorsque cet équipement consiste en isolateurs à chaînes.

Ce procédé de levage peut encore être adopté dans le cas où les pylônes sont à base large et sont prévus avec 4 pieds dans

4 massifs séparés. Pour certains pylônes, à empattement particulièrement grand, on procède à l'assemblage des pièces sur place; on évite chaque fois qu'on le peut d'avoir recours à ce procédé coûteux et généralement le pylône est assemblé avant d'être levé.

Les figures 297 et 298 montrent le levage d'un pylône au moyen d'une chèvre, avec pivotement autour de la base, et les figures

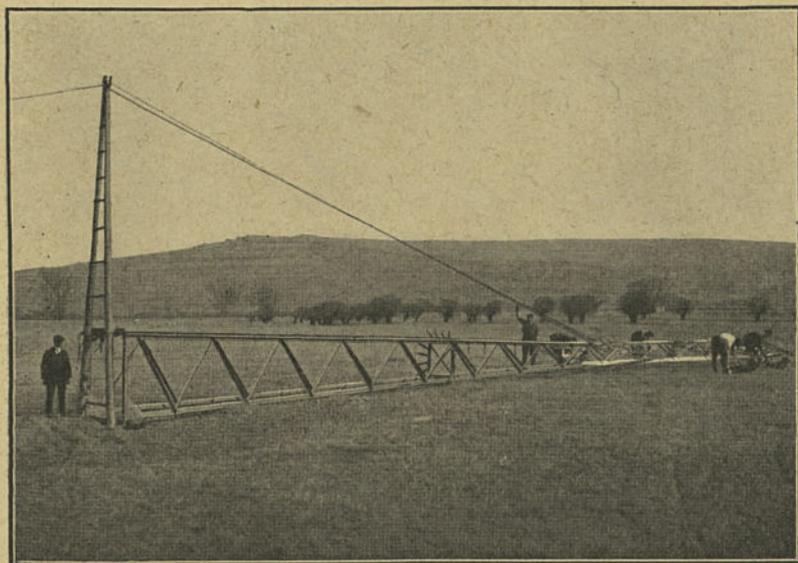


Fig. 299. — Levage d'un pylône par basculement; pylône prêt pour le levage.

299 et 300 le levage par le procédé de basculement sans chèvre également avec pivotement.

Pour les pylônes de lignes à très haute tension, on peut compter sur un levage par le procédé de base articulée de 5 à 8 pylônes par jour pour une équipe de 10 à 14 hommes. Au contraire, l'assemblage des pylônes pièce par pièce conduit à un débit beaucoup moindre; une équipe de 7 hommes assemble tout au plus un pylône par jour.

La mise en place des conducteurs est différente suivant le type d'isolateurs adopté.

Dans le cas des lignes avec isolateurs rigides les travaux sont

identiques à ceux qui ont été décrits pour les lignes en bois.

Au contraire, dans le cas des lignes avec isolateurs suspendus il faut prendre certaines précautions spéciales. En principe, pour ces lignes il est fait usage de gros câbles qui sont livrés par les tréfileries non en couronnes, mais enroulés sur des tourets, dont le poids varie de 500 kg. à 1 tonne. En outre, on ne dispose plus

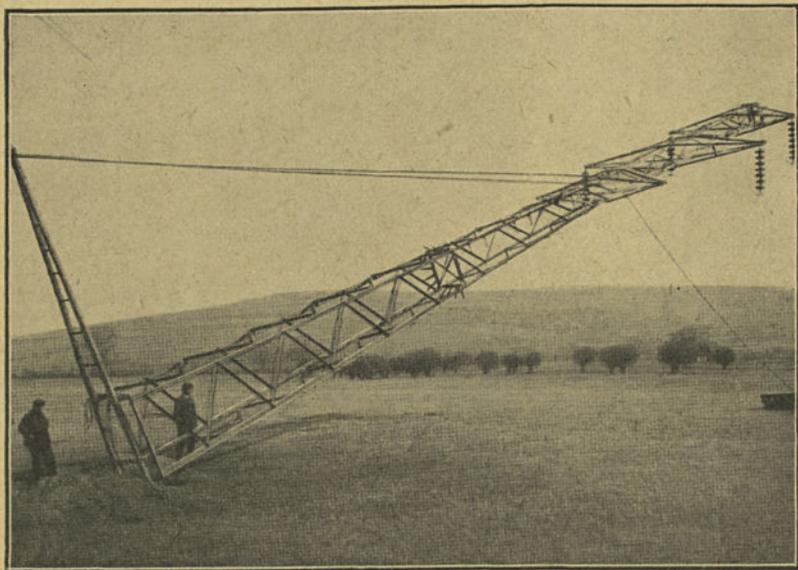


Fig. 300. — Pylône précédent en cours du levage.

de bras pouvant retenir provisoirement le câble pendant son tirage. Il faut donc envisager des dispositions spéciales. Le déroulage peut être effectué de deux façons :

1° Soit en amarrant provisoirement l'extrémité du câble et en déroulant le touret placé sur un camion au fur et à mesure de l'avancement de celui-ci ;

2° Soit en maintenant le touret fixe et en tirant sur le câble au moyen de chevaux, de bœufs, ou mieux de tracteurs ou de treuils.

Le premier procédé est à adopter chaque fois que cela est possible car il produit un moindre frottement des câbles, et évite ainsi des blessures ou des bris de brins.

On suspend au voisinage de chaque chaîne d'isolateurs une poulie destinée à recevoir provisoirement le câble.

Une fois ce tirage effectué, on règle l'ensemble des portées au moyen de moufles et de treuils. Il suffit ensuite de fixer définitivement les câbles dans les pinces des chaînes d'isolateurs. A cet effet, on fait usage d'échelles et de passerelles.

4. Observations sur la mise à la terre des supports. — Les mises à la terre des supports des lignes aériennes doivent se faire avec le plus grand soin, afin d'éviter des accidents graves au personnel de surveillance ainsi qu'à toute personne approchant les pylônes.

Il est difficile de définir la résistance maximum d'une prise de terre, et encore plus difficile de la mesurer avec quelque exactitude ; toutefois, l'expérience et la théorie conduisent à des règles que nous résumerons et qui, si elles sont bien observées, donnent satisfaction.

Quelle que soit la forme ou la nature des prises de terre, il est indispensable que la liaison entre l'organe de mise à la terre, plaque ou tube et le pylône soit effectuée avec un conducteur de section suffisante et relié électriquement très soigneusement d'une part à la plaque, d'autre part au pylône.

On devra utiliser un câble de liaison de la plaque au pylône de même métal que celui de la plaque elle-même, afin d'éviter les effets d'électrolyse dans le sol au contact des deux métaux, en présence d'un milieu humide contenant toujours des acides minéraux ou organiques.

La présence de deux métaux différents à la connexion au pylône, qui se fait toujours au-dessus du sol, offre moins d'inconvénient : les effets d'électrolyse sont moins importants, et cette connexion peut être surveillée périodiquement, contrairement à la liaison à la plaque de terre. Néanmoins, on étamera la cosse de jonction lorsqu'elle sera en cuivre.

La profondeur d'implantation de la plaque de terre dépend de la nature du sol. Il est bien évident que dans un sol dont la surface est constamment humide, cette plaque peut être placée au voisinage de la surface, tandis que l'on doit parfois aller chercher la zone humide à une profondeur plus grande. On devra, même dans certain cas, constituer un véritable puits rempli de charbon de bois, de coke (200 à 300 kg.) ou autres matériaux permettant à l'eau de s'infiltrer plus facilement.

On disposera les plaques de préférence verticalement pour que la couche du sol intéressée soit plus importante.

Dans certains cas spéciaux à variations hygrométriques saisonnières exceptionnelles, il est prudent de prévoir deux plaques de terre, l'une profonde, l'autre en surface, pour que l'une au moins des deux soit placée dans un milieu humide.

S'il faut aller chercher la zone humide à une grande profondeur, le mieux est d'enfoncer dans le sol des tubes de fer ou de cuivre.

Chaque cas particulier devra faire l'objet d'une étude attentive, de manière à réaliser la meilleure mise à la terre de l'ensemble.

On peut supposer, à première vue, qu'il suffit qu'un point du pylône soit à la terre pour que celui-ci soit au potentiel du sol en tous ses points, ce qui n'est pas exact. Considérons, en effet, le pylône de la figure 301, que nous prenons intentionnellement à base très large pour accentuer le phénomène que nous nous proposons d'exposer. On a placé une plaque de terre p à la base du montant 1. Contrairement à l'idée généralement admise, il peut y avoir danger de s'approcher de l'un des autres montants. Deux cas peuvent en effet se produire :

1° Mauvaise terre, c'est-à-dire résistance trop élevée au contact plaque

terre. Le pylône est alors à un potentiel différent du sol lui-même, et d'autant plus élevé que le courant d'écoulement au sol est plus grand (mise à la terre plus ou moins franche d'une phase, par exemple) ;

2° Terre mauvaise ou bonne, mais chute de tension au voisinage de la plaque trop élevée; c'est, par exemple, le cas d'une terre relativement sèche. Les surfaces équipotentielles au niveau du sol qui affectent une forme circulaire représentées en pointillés sur la figure 301 montrent que la différence de potentiel entre la plaque et le sol augmente à mesure qu'on s'éloigne de celle-ci. Cette décroissance suit une loi logarithmique, de sorte que c'est surtout au voisinage de la plaque que le gradient de potentiel est le plus élevé. Il peut y avoir danger à se déplacer dans la zone de la plaque en faisant de trop grands pas! Mais le danger le plus important est celui que l'on court en touchant le montant le plus éloigné

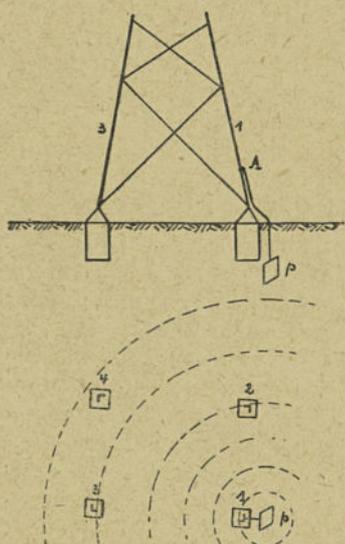


Fig. 301. — Représentation des surfaces équipotentielles autour d'une plaque de terre.

gné de la plaque. Si la mise à la terre est parfaite, le pylône lui-même est au même potentiel que la plaque, et en admettant que les quatre pieds sont noyés dans un béton isolant, on voit que l'on a entre le sol et le montant la même différence de potentiel qu'entre le même point du sol et la plaque elle-même.

Les différences de potentiel résultant des deux phénomènes précédents — résistance entre plaque et terre, ou chute de tension dans le sol lui-même — sont en général de faible importance, à moins qu'elles ne soient augmentées par un défaut d'isolement des câbles de ligne, ou par un fonctionnement d'appareil de protection comme cela se présente au voisinage de parafoudres en fonctionnement. *Il faut empêcher formellement*

l'accès des prises de terre des parafoudres et des bobines d'écoulement et constituer ces prises de terre avec le plus grand soin. Les prises de terre de ces appareils de protection doivent être faites assez profondes (plusieurs mètres) et on doit *isoler* le câble de connexion aussi bien au moins que la ligne elle-même. Par ce moyen, on réalise des surfaces équipotentielles ayant une forme sphérique qui ont la plaque pour centre commun et dont les surfaces d'intersection avec le sol sont des cercles d'autant plus espacés que la profondeur de la prise de terre est plus grande.

Il y a danger d'électrocution lorsque l'intensité du courant qui traverse le corps atteint 50 milliampères; l'électrocution est certainement mortelle si cette intensité atteint 100 milliampères. Mais il est difficile de connaître la résistance qu'offre un homme, résistance qui dépend non seulement de son corps, mais de sa chaussure plus ou moins humide, de sorte que l'on ne peut déterminer qu'approximativement les conditions de danger.

D'après M. Schiesser (1) un courant de terre de 100 A donne avec une prise de terre normale une répartition des surfaces équipotentielles telle que l'intensité du courant passant à travers le corps d'un homme ayant les pieds écartés de 0,80 m. dépasse 20 milliampères.

La conductibilité non homogène du sol peut aussi modifier la répartition des surfaces équipotentielles et créer des zones de danger plus grand encore. Si le sol est moins conducteur en surface que dans les couches profondes, le danger sera affaibli; il sera augmenté si c'est, au contraire, la surface qui est mouillée et plus humide que les couches plus profondes. Dans ce dernier cas, on réduit considérablement le gradient de potentiel autour du pylône en disposant dans le sol autour du pylône ou de son massif un feuillard ou un câble placé à 15 ou 20 cm. de profondeur et à 30 cm. environ de distance du pylône, et même un second feuillard ou câble placé à 40 cm. de profondeur et à 60 ou 70 cm. du pylône; ces câbles ou feuillards sont reliés en outre à la plaque qui est placée à proximité immédiate du poteau ou même si possible en dessous de celui-ci.

Les plaques de terre seront constituées par des rectangles de tôle galvanisée ou de cuivre ayant une surface d'autant plus grande que le sol sera moins conducteur, mais qui variera généralement de 0,4 à 1 m², et dont l'épaisseur ne descendra pas en dessous de 2 à 3 mm.

Pour les prises de terre profondes on utilise généralement des tubes de fer à gaz d'un diamètre de 2 à 2 1/2 pouces et d'une longueur de 2,5 à 3 m.

La fixation du câble à la plaque est effectuée soit par boulons de serrage soit, ce qui est préférable, par boulons ou rivetage et soudure. La fixation du câble au tube est réalisée au moyen d'un collier, ou cosse assurant un contact électrique suffisant. La figure 302 donne la représentation d'un mode de fixation plaque-câble pouvant être adopté.

(1) Bulletin de l'Association Suisse de: Électriciens, juillet et août, 1923, t. XIV p. 370 et 409.

Dans l'installation des postes de transformation, on établira de même une prise de terre spéciale pour les parafoudres et particulièrement soignée. Elle sera, en particulier, placée à une profondeur de 2 à 3 mètres du niveau du sol, et le câble de liaison à la plaque sera isolé ainsi qu'on l'a indiqué. Cette connexion sera sans coupure et ne comportera ni sectionneurs, ni fusibles. En outre, elle sera autant que possible rectiligne et placée à un endroit d'un accès difficile ou peu fréquent.

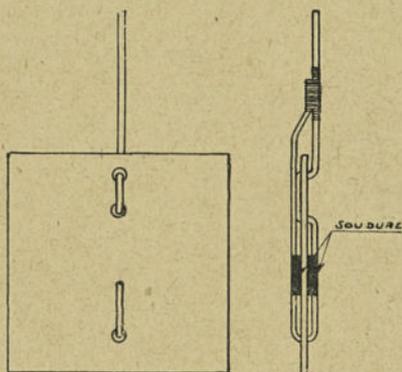


Fig. 302. — Fixation de la plaque de terre au câble de terre par soudure et ligature.

La section de la canalisation de mise à la terre peut être calculée en se basant sur les conditions les plus défavorables, c'est-à-dire sur l'intensité maximum pouvant parcourir cette canalisation pendant un temps très court, ou l'intensité du courant de court-circuit possible pendant une durée capable de se prolonger. On définira l'intensité maximum en se basant sur les caractéristiques du disjoncteur le plus voisin. Ces calculs assez longs peuvent, dans la prati-

que courante, être remplacés par les indications suivantes données par les règlements allemands :

1° Il n'est pas nécessaire de donner aux conducteurs de mise à la terre une section supérieure à 50 mm^2 pour le cuivre et de 100 mm^2 pour le fer galvanisé ;

2° La section minimum sera de 16 mm^2 pour le cuivre et de 35 mm^2 pour le fer lorsque la canalisation sera à l'extérieur des locaux d'exploitation.

En outre, le règlement français prescrit que la mise à la terre des lignes à la tension de 60.000 V et au-dessus devra être réalisée par l'intermédiaire de conducteurs de section suffisante : 30 mm^2 au moins s'ils sont en cuivre et 50 mm^2 au moins s'ils sont en fer.

APPENDICE

Des raisons indépendantes de notre volonté ne nous ont pas permis de compléter, comme nous l'eussions désiré, le présent ouvrage par l'abondante bibliographie préparée à cette intention.

Le lecteur qui ne trouverait pas, au cours du texte, les renseignements cherchés, pourra se reporter à la collection de la *Revue Générale de l'Électricité*, 12, plac. de Laborde, à Paris, qui publie les principaux mémoires originaux français et étrangers.

TABLE ALPHABÉTIQUE DES MATIÈRES

A

Abaque Blondel pour le calcul électrique des lignes	54
— Blondel-Brown pour le calcul électrique des lignes	113
— Blondel pour le calcul mécanique des conducteurs en cuivre.	276 et 283
— Blondel pour le calcul mécanique des conducteurs en alumi- nium et almelec	287 et 289
— Blondel (Tracé du polygone de sécurité sur l')	281
— Froehlich pour le calcul des massifs.	585
— Percy H. Thomas pour le calcul mécanique des lignes.	322
— pour le calcul de la tension d'apparition d'effluves par la formule de Peek	88
— pour le calcul de la tension économique	639
— pour le calcul de l'écartement des conducteurs	367
— pour le calcul de ω l et ω c.	84
— pour le calcul des efforts transmis aux supports par les conducteurs.	334
— pour le calcul des massifs.	602
— pour le calcul des potelets.	514
— pour le calcul des pylônes	452, 455 et 456
— pour le calcul direct de m et n	86
— universel de Blondel pour le calcul des lignes à haute tension.	107
Acier (Conducteur en)	27
— et cuivre (Conducteurs bi-métalliques en)	31
— (Soudure des)	428
— (Usinage des).	426
Action de la glace et du verglas sur les conducteurs.	251
— du vent sur les conducteurs	250
— du vent sur les organes des lignes aériennes	247
Almelec (Conducteurs en).	24
Aluminium (Conducteurs en).	19
— et acier (Conducteurs mixtes en)	35
Altiplanigraphe	675
Amélioration du facteur de puissance (Calcul graphique de l').	71
Amorçage (Tension en fonction de la tension du réseau).	231

Amortissement des ondes libres	185
Anneaux répartiteurs	221
Armatures des poteaux en béton armé	473
Armements	506
— (Calcul des bras d')	544
— spéciaux	519

B

Baum (Diagramme de Perrine et)	105
Béton armé (Armature des poteaux en)	473
Bi-métal (Acier cuivre, conducteurs)	31
Bois (Poteaux de)	383
— (Préservation des poteaux de)	386
— (Propriétés des supports de)	384
— (Prix des poteaux de)	396
Bouclés (Réseaux de distribution)	152
— (Réseaux de distribution non)	145
Blondel (Abaque pour le calcul mécanique des conducteurs en cuivre)	276 et 283
— (Abaque pour le calcul mécanique des conducteurs en aluminium et almelec)	287 et 289
— (Abaque pour les lignes à basse tension)	54
— Brown (Abaque pour le calcul électrique des lignes)	113
— (Abaque universel pour le calcul des lignes à haute tension)	107
— (Tracé du polygone de sécurité sur les abaqués)	281
Bras d'armement (Calcul des)	544
Bronze (Conducteurs en)	15
Brown (Abaque Blondel et)	113

C

Câble de terre (Efficacité du)	191
— homogènes (Constantes des)	30
Calcul de la tension d'apparition d'effluves par la formule de Peek (Abaque pour le)	88
— de l'écartement des conducteurs (Abaque pour le)	367
— de ωl et ωc (Abaque pour le)	84
— des bras d'armement	544
— des courants de court-circuit	164
— des efforts transmis aux supports par les conducteurs (Abaque pour le)	334
— des ferrures à cône	533
— des ferrures à embase	526
— des ferrures coudées	525

Calcul des lignes à haute tension (Abaque universel de Blondel pour le)	107
— des lignes à haute tension (Calculateur de Miss Clark pour le)	108
— des massifs (Abaques de Froehlich pour le)	585
— des massifs (Abaque pour le)	602
— des massifs basé sur l'hypothèse des terres pulvérulentes. .	590
— des massifs, comparaison des diverses méthodes	596
— des massifs de l'Association Suisse des électriciens	573
— des massifs sur sol élastique.	550 et 556
— des massifs sur sol indéformable	549
— des poteaux contre-fichés	411
— des poteaux de bois.	404
— des poteaux en ciment centrifugé.	483
— des poteaux haubanés	415
— des poteaux jumelés	409
— des potelets (Abaque pour le).	514
— des pylônes (Abaque pour le)	452, 455 et 456
— des pylônes (Abrégé).	432
— des socles à semelles	557
— direct de m et n (Abaque pour le)	86
— électrique algébrique des lignes à basse tension.	58
— électrique algébrique des lignes à haute tension	126
— électrique des lignes à basse tension par la méthode de séparation des puissances	60
— électrique des lignes à haute tension (Formules générales pour le)	99
— électrique des lignes à haute tension en parallèle.	118
— électrique des lignes à haute tension par les épures.	103
— graphique des pylônes	447
— graphique électrique des lignes à basse tension.	43
— mécanique des conducteurs en aluminium et almelec (Abaque Blondel pour le)	287 et 289
— mécanique des conducteurs en cuivre (Abaque Blondel pour le).	276 et 283
— mécanique des conducteurs en tenant compte de la flexibilité des supports.	345
— mécanique des conducteurs pour plusieurs portées non arrêtées	316
— mécanique des conducteurs (Précision du)	324
Capacité des lignes triphasées (Mesure de la)	96
— par phase en courants alternatifs triphasés.	79
Caractéristiques des lignes (Détermination expérimentale des) . . .	93
— des lignes (Modification des).	89
— des lignes triphasées (Influence des transformateurs sur les)	90
Centres auxiliaires (Modification des réseaux par l'adjonction de). .	155

Changement d'état d'un fil (Equation du)	265
Charges financières des lignes	659
Chèvre pour le levage des supports	697
Ciment (Calcul des poteaux en)	485
— centrifugé (Poteaux en)	483
— (Essais de poteaux en)	502
— (Moulage des poteaux en)	481
— pour poteaux	475
Circuits équivalents	131
Clark (Calculateur pour les lignes à haute tension de Miss)	108
Coefficients de majoration	266
Compensateur synchrone	67
Condensateurs statiques	67
Conducteurs (Action du vent sur les)	247
— bi-métalliques	31
— (Conditions administratives pour les)	252
— creux de cuivre	16
— d'acier	27
— d'alemlac	24
— d'aluminium	19
— de bronze	15
— de cuivre	8
— disposition, exemples	370
— écartement, conditions électriques	360
— écartement, conditions mécaniques	363
— écartement, formules proposées	363
— (Échauffement des)	62
— (Efforts transmis aux supports par les)	329
— flèches pour les portées dénivelées	305
— flèches pour les portées de même niveau	263
— galvanisés	29
— (Réglage des)	686
— (Transposition des)	361
Conditions administratives pour les conducteurs	252
— administratives pour les supports	255
Constantes électriques des circuits enchevêtrés	80 et 92
— des câbles homogènes comparées à celles des fils de même métal	30
— du métal (Variation des)	291
Construction de la parabole	299
— des lignes sur poteaux de bois	677
— des lignes sur poteaux de bois (Matériel pour la)	679
Contrepoids pour chaînes d'isolateurs	379
Courants admissibles dans les conducteurs	64
— alternatifs triphasés (Capacité par phase)	79
— alternatifs triphasés (Impédance par phase)	43

Courants alternatifs triphasés (Inductance par phase)	42 et 77
— alternatifs triphasés (Perdite par phase)	82
— alternatifs triphasés (Résistance par phase)	41 et 76
— de court circuit (Calcul des)	164
Courant moyen annuel	642
Courbe prise par un fil tendu	261
Croisillons (Disposition des)	437
Cuivre (Conducteurs creux en)	16
— (Conducteurs en)	8
— (Résistance des conducteurs en)	9

D

Détérioration des isolateurs	223
Diagramme de Perrine et Baum	105
Disposition des conducteurs, exemples	370
Distribution, réseaux bouclés	152
— réseaux non bouclés	145
— réseaux, leur modification par l'adjonction des centres auxiliaires	155

E

Ecartement des conducteurs (Abaque pour le calcul de l')	367
— des conducteurs (Conditions électriques d')	360
— des conducteurs (Conditions mécaniques)	363
— des conducteurs, formules proposées	363
Echauffement des conducteurs	62
Efficacité du câble de terre	191
— du câble de terre, formule de Petersen	193
Effort transmis aux supports par les conducteurs (Abaque)	334
— transmis aux supports par les conducteurs	329
Embase (Calcul des ferrures à)	526
Equations du changement d'état d'un fil	265
Essais des isolateurs	231
— des poteaux en ciment	502
Euler (Formule d')	417

F

Facteur de puissance des installations (Amélioration du)	65
— de puissance (Calcul graphique de l'amélioration du)	71
Ferrures	506
— à cône (Calcul des)	533
— à embase (Calcul des)	526
— coudées (Calcul des)	525

Fils (Constantes des câbles homogènes comparées à celles des) . . .	30
— (Equations du changement d'état d'un)	265
— tendu (Courbe prise par un)	261
Flambage (Considérations relatives au)	417
Flèches des conducteurs, portées de même niveau.	263
— des conducteurs, portées dénivelées.	305
— (Mesure des)	684
— prise par un pylône métallique.	447
Flexibilité des supports (Calcul mécanique des conducteurs en tenant compte de la)	345
Flexion d'un poteau de bois	339
— d'un pylône.	341
Forme des isolateurs (Détermination de la).	206
Formule d'Euler	417
— de Petersen, efficacité du câble de terre	193
— proposées pour l'écartement des conducteurs.	363
— de Resal.	420
— de Tetmayer.	419
Froehlich (Abaques pour le calcul des massifs)	585

G

Galvanisation des conducteurs d'acier.	29
Glace et verglas, action sur les conducteurs.	251
Grandeurs caractéristiques des lignes; leur détermination expérimentale	93
— caractéristiques des lignes; leur modification.	89

I

Impédance, par phase, des courants alternatifs triphasés.	43
Implantation (Autorisation d').	655 et 668
Inductance des lignes triphasées (Mesure de l')	96
— par phase en courants alternatifs triphasés	42 et 77
Instruments utilisés pour le piquetage.	672
Isolateurs, Anneaux répartiteurs.	221
— au bord de la mer.	226
— (Causes de détérioration des)	223
— (Contrepoids pour chaînes d')	379
— (Constitution et préparation de la porcelaine pour).	200
— (Détermination de la forme des)	206
— (Essais des)	231
— inclinaison des chaînes d'angle	375
— (Pertes par les).	207
— (Répartition du potentiel le long des chaînes d').	211
— tension d'amorçage en fonction de la tension du réseau.	230

J

Jauges	39
------------------	----

L

Ligature des conducteurs	690
Lignes aériennes (Action du vent sur les organes des)	247
— à haute tension (Abaque universel de Blondel pour les)	107
— à haute tension (Calcul électrique algébrique des)	126
— à haute tension (Calcul électrique des lignes en parallèle)	118
— à haute tension (Calcul électrique, formules générales)	99
— à haute tension (Calcul électrique par des épures)	103
— à basse tension (Calcul électrique algébrique)	58
— à basse tension (Calcul électrique graphique)	43
— à basse tension (Calcul électrique par la méthode de la séparation des puissances)	60
— caténaïres	617
— (Charges financières des)	659
— en parallèle (Calcul électrique des lignes à haute tension)	118
— sur poteaux de bois (Construction des)	677
— sur poteaux de bois (Matériel pour la construction des)	679
— (Tracé des)	662
— triphasées (Mesure de la capacité des)	96
— triphasées (Mesure de la perditance des)	98
— triphasées (Mesure de la résistance des)	96
— triphasées (Mesure de l'inductance des)	96
Lord Kelvin (Règle de)	640

M

Majoration (Coefficients de)	266
Massifs (Abaques de Frœhlich pour le calcul des)	585
— (Abaque pour le calcul des)	602
— (Calcul basé sur l'hypothèse des terres pulvérulentes)	596
— (Calcul de l'Association des Électriciens)	573
— sur sol élastique (Calcul des)	550 et 556
— sur sol indéformable (Calcul des)	549
Matériel pour la construction des lignes sur poteaux de bois	679
— pour piquetage	672
Mershon (Abaque de)	50
Mesure de la capacité des lignes triphasées	96
— de la perditance des lignes triphasées	98
— de la résistance des lignes triphasées	96
— de l'inductance des lignes triphasées	96

Mesure des flèches	684
Mise en parallèle de réseaux à haute tension.	242
— sous tension de réseaux à haute tension	236
Miss Clark (Calculateur pour les lignes à haute tension)	108
Moteur asynchrone compensé	67
— asynchrone synchronisé	66
— synchrone.	66
Moulage des poteaux en ciment	481

N

Notations adoptées pour le calcul électrique des lignes à haute tension (Tableau des)	141
---	-----

O

Ondes libres (Amortissement des)	185
— libres (Propagation des).	178

P

Parabole (Construction de la)	299
Parallèle (Réseaux à haute tension, mise en).	242
Peek (Abaque pour le calcul de la tension d'apparition d'effluves par la formule de).	88
Peek (Formule de).	82
Percy H. Thomas (Abaque de)	322
Perditance des lignes triphasées (Mesure de la)	98
— des lignes triphasées (Calcul de la)	83
— par phase en courants alternatifs triphasés	82
Perrine et Baum (Diagramme de)	105
Pertes par les isolateurs.	207
Petersen (Efficacité du câble de terre, formule de)	193
Piquetage.	664
— (Instruments utilisés pour le).	672
Polygone de sécurité (Abaque Blondel, tracé du).	281
Porcelaine (Constitution et préparation de la)	200
Portées critiques.	272
— de même niveau (flèche des conducteurs)	263
— dénivelées.	302
— dénivelées (flèche des conducteurs)	305
— économiques	646
— non arrêtées (Calcul mécanique des conducteurs pour des).	316
Poteaux contrefichés	411
— de bois	383

Poteaux de bois (Construction des lignes sur)	677
— de bois (Flexion des)	339
— de bois, leur calcul	404
— de bois (Matériel pour la construction des lignes sur)	679
— de bois (Préservation des)	386
— de bois (Prix des)	396
— de bois (Socles pour)	397
— en ciment armé, leurs armatures	473
— en ciment (Calcul des)	485
— en ciment (Construction des lignes sur)	693
— en ciment centrifugé	483
— en ciment (Essais des)	502
— en ciment (Implantation)	697
— en ciment (Moulage des)	481
— en ciment (Transport des)	694
— haubanés (Calcul des)	415
— jumelés (Calcul des)	409
— noirs	392
Potelets	507
— (Abaque pour le calcul des)	514
Potentiel, répartition le long des chaînes d'isolateurs	211
Précision des calculs mécaniques des conducteurs	324
Préservation des poteaux de bois	386
Prix des poteaux de bois	396
— des transmissions d'énergie	650
Propagation des ondes libres	178
Propriétés des bois utilisés comme supports	384
Protection contre la rouille	462
Pylônes (Calcul graphique des)	447
— Calcul par les abaques	452, 455 et 456
— (Construction des lignes sur)	701
— (Flexion des)	341
— leur calcul algébrique	432
— métalliques (Flèches prise par les)	447
— métalliques (Levage et implantation des)	701
— métalliques (Poids approximatifs des)	456 et 458
— métalliques (Protection contre la rouille des)	462
— métalliques (Torsion des)	459

R

Réglage des conducteurs	686
Résal (Formule de)	420
Réseaux à haute tension (Autoamorçage des alternateurs débitant sur les)	240

Réseaux à haute tension (Mise en parallèle des)	242
— à haute tension (Mise sous tension)..	236
— de distribution bouclés.	152
— de distribution, leur modification par l'adjonction de centres — auxiliaires	155
Réseaux de distribution non bouclés.	145
— miniature.	169
— (Surtensions sur les)	188
— (Transfiguration des)	153
Résistance des lignes triphasées (Mesure de la).	97
— des poteaux de bois.	402
— des terres à la compression.	579
— par phase en courants alternatifs triphasés	41 et 76
Rouille (Protection des pylônes métalliques contre la)	462

S

Semelle (Calcul des Socles à)	557
Socles à semelles.	557
— pour poteaux de bois	397
Sol élastique (Calcul des massifs sûr).	550 et 556
— indéformable (Calcul des massifs sûr).	549
Soudure des aciers	428
Supports (Abaque pour le calcul des efforts transmis par les con- ducteurs aux)	334
Supports, calcul mécanique en tenant compte de leur flexibilité	345
— (Conditions administratives pour les).	255
— (Efforts transmis par les conducteurs aux).	329
— en béton armé	465
— propriétés des bois utilisés	384
Surtensions, leur origine	173
— leur valeur.	187
— résultats pratiques sur plusieurs réseaux	188

T

Tableau des notations adoptées pour le calcul électrique des lignes à haute tension	141
Tachéomètre	674
Tension d'amorçage en fonctions de la tension du réseau.	231
— d'apparition d'effluve (Abaque pour le calcul par la formule de Peek)	88
Tension économique (Abaque pour le calcul de la).	637 et 639
Terre (Efficacité du câble de)	191
— (Observations électriques sur les)	705

Terres pulvérulentes (Calcul des massifs basé sur l'hypothèse des)	590
— (Résistance à la compression des)	579
Tetmayer (Formule de)	419
Torsion des pylônes.	459
Tracé des lignes	632
Transfiguration des réseaux.	153
Transformateurs, leur influence sur les caractéristiques des lignes.	90
Transmission d'énergie (Prix des)	650

V

Variation des constantes du métal	291
Vent (Action sur les organes des lignes aériennes)	247
— Action sur les conducteurs.	250
Verglas et glace, action sur les conducteurs	251

TABLE ANALYTIQUE DES MATIÈRES

PREMIÈRE PARTIE

CALCULS ÉLECTRIQUES DES LIGNES DE TRANSMISSION D'ÉNERGIE

CHAPITRE PREMIER

Caractéristiques des conducteurs utilisés dans la construction des lignes aériennes.

1. — Généralités.	7
§ 1. — <i>Conducteurs de cuivre.</i>	
2. — Cuivre	8
3. — Alliages de cuivre.	15
4. — Câbles de cuivre creux	16
§ 2. — <i>Conducteurs d'aluminium.</i>	
5. — Aluminium	19
6. — Almelec	24
7. — Conducteurs d'acier.	27
8. — Constantes des câbles homogènes de cuivre et d'aluminium	30
§ 3. — <i>Conducteurs bimétalliques.</i>	
9. — Conducteurs mixtes cuivre-acier (bimétal).	31
10. — Câbles mixtes aluminium-acier	35
11. — Tableau comparatif des différentes jauges	39

CHAPITRE II

Calcul électrique des lignes à tension assez basse pour que l'on puisse négliger les effets de capacité.

1. — Constantes caractéristiques des lignes.	41
2. — Calculs graphiques par des épures	43
3. — Abaque de Merzhon.	50

4. — Abaque de Blondel	54
5. — Calcul algébrique.	58
6. — Calcul par la méthode de séparation des puissances	60
7. — Échauffement des conducteurs. — Courants admissibles.	62
8. — Amélioration du facteur de puissance des installations	65
9. — Calcul de la puissance réactive nécessaire pour modifier le facteur de puissance d'une installation.	71

CHAPITRE III

**Grandeurs caractéristiques entrant dans le calcul
des lignes à haute tension**

1. — Les grandeurs caractéristiques ; leur détermination mathématique	75
2. — Calcul rapide des grandeurs caractéristiques des lignes au moyen d'abaques	85
3. — Modification des grandeurs caractéristiques des lignes	89
4. — Détermination expérimentale des quatre grandeurs caractéristiques	93

CHAPITRE IV

**Calcul électrique des lignes à haute tension par des diagrammes
et par des abaques**

1. — Équations générales	99
2. — Construction directe des épures des tensions et des courants.	103
3. — Construction des épures des tensions et des courants au moyen d'un abaque universel	106
4. — Calcul graphique par l'emploi d'abaques des fonctions hyperboliques.	109
5. — Formules générales pour l'étude des lignes fonctionnant en parallèle	118
6. — Application des méthodes précédentes à un exemple particulier.	120

CHAPITRE V

**Méthodes algébriques de calcul électrique des lignes
à haute tension**

1. — Méthode de calcul par les imaginaires en partant des formules générales.	126
2. — Méthode de calcul par les imaginaires en partant des développements en série des fonctions hyperboliques vectorielles	127
3. — Méthode de calcul par le développement en série des fonctions hyperboliques réelles	128

CHAPITRE VI

Les circuits équivalents des lignes à constantes réparties ;
leurs applications

1. — Circuits équivalents.	131
2. — Circuits équivalents généralisés.	134
3. — Simplification des circuits en Π et en T des transformateurs.	135
4. — Application du circuit équivalent en Π au calcul d'une ligne	137
5. — Résumé des principales notations adoptées pour le calcul des lignes	141

CHAPITRE VII

Calcul des réseaux de distribution et des courants de court-circuit

§ 1. — Réseaux de distribution non bouclés.

1. — Distribution à section constante.	145
2. — Distribution à sections variables avec la charge	146
3. — Distribution autour d'un centre; poids de cuivre minimum	148
4. — Distribution simple alimentant plusieurs points	150

§ 2. — Calcul des réseaux bouclés.

5. — Méthode générale.	152
6. — Simplification d'un réseau bouclé, par la méthode de la transfiguration.	153
7. — Modification d'un réseau bouclé par l'adjonction de centres auxiliaires de distribution	155
8. — Calcul de réseaux bouclés	155

§ 3. — Calcul du courant de court-circuit
des réseaux à courant alternatif

9. — Méthode générale.	164
10. — Méthode indirecte	166
11. — Cas d'un réseau alimenté par plusieurs génératrices.	170

CHAPITRE VIII

Phénomènes transitoires. Protection des lignes
contre les surtensions

1. — Origine des surtensions.	173
2. — Propagation des ondes libres	178
3. — Le câble de terre; son efficacité	191

CHAPITRE IX

Les isolateurs

1. — Description sommaire des types d'isolateurs utilisés.	197
2. — Constitution et préparation de la porcelaine.	200
3. — Influence des composants sur les qualités de la porcelaine. . .	202
4. — Tracé des formes d'isolateurs.	206
5. — Répartition du potentiel entre les éléments d'une chaîne d'isolateur ; constitution des chaînes	211
6. — Causes de détérioration et de mauvaise tenue des isolateurs. .	223
7. — Détermination de l'isolement nécessaire.	228
8. — Essais des isolateurs	231

CHAPITRE X

Étude de quelques problèmes particuliers soulevés
par l'exploitation des lignes à haute tension

1. — Mise sous tension de réseaux à haute tension.	236
2. — Auto-amorçage des alternateurs débitant sur des réseaux à haute tension.	240
3. — Mise en parallèle des lignes ou des réseaux triphasés	242

DEUXIÈME PARTIE

ÉTUDE MÉCANIQUE DES LIGNES DE TRANSMISSION
D'ÉNERGIE

CHAPITRE PREMIER

Efforts agissant sur les lignes aériennes ; conditions administratives

1. — Généralités	247
2. — Efforts dus au vent	247
3. — Efforts exercés par le vent sur les pylônes	250
4. — Efforts exercés par le vent sur les conducteurs	250
5. — Influence du verglas ou de la glace.	251
6. — Conditions administratives admises dans le calcul des con- ducteurs.	252

CHAPITRE II

Calcul mécanique des conducteurs par des formules
et par des abaques

1. — Généralités.	260
2. — Courbe prise par un fil tendu entre deux appuis au même niveau; relations algébriques entre ses divers éléments . .	261
3. — Équation du changement d'état d'un fil tendu	265
4. — Calcul algébrique des conducteurs en appliquant l'équation du changement d'état	266
5. — Exemple du calcul algébrique d'un conducteur	267
6. — Portée critique.	272
7. — Résolution de l'équation du changement d'état au moyen d'abaques.	273
8. — Exemple du calcul graphique d'un conducteur (abaque Blondel)	277
9. — Polygone de sécurité	281
10. — Seconde forme de l'abaque Blondel	282
11. — Exemple d'application de l'abaque Blondel rectiligne à l'établissement du polygone de sécurité	288
12. — Constantes du métal; influence de leur variation sur les résultats des calculs	289
13. — Graphiques et tableaux auxiliaires.	293
14. — Construction de la parabole d'un fil tendu.	299

CHAPITRE III

Calcul mécanique des conducteurs dans quelques cas spéciaux

1. — Généralités.	302
2. — Établissement des formules fondamentales; cas des supports à des niveaux différents.	302
3. — Formules pratiques déduites des formules théoriques précédentes.	308
4. — Équation générale du changement d'état du fil; cas des supports à des niveaux différents.	313
5. — Calcul mécanique des conducteurs dans le cas d'une ligne libre de jouer sur ses supports	316
6. — Calcul des très longues portées.	318
7. — Considérations sur la précision des calculs mécaniques des conducteurs	324

CHAPITRE IV

Effets transmis aux supports par les conducteurs

1. — Généralités	329
2. — Efforts transmis par les conducteurs aux supports dans les conditions normales.	329
3. — Efforts sur les supports d'alignement résultant des différences de contrainte dans les portées adjacentes	336
4. — Application à la recherche de l'équilibre de deux portées successives inégales, en tenant compte de la flexion du support.	345
5. — Etude de l'équilibre d'une ligne après rupture d'une portée, en tenant compte de la flexion des supports.	348

CHAPITRE V

Disposition et écartement des conducteurs

1. — Considérations générales	358
2. — Disposition des conducteurs imposée par des conditions électriques	360
3. — Disposition des conducteurs imposée par des conditions mécaniques.	363
4. — Exemples des dispositions généralement adoptées	369
5. — Inclinaison prise par une chaîne d'isolateurs placée à un support d'angle.	375

CHAPITRE VI

Supports en bois

1. — Généralités	383
2. — Caractéristiques des bois employés comme supports	384
3. — Préservation des poteaux par injection ou imprégnation d'antiseptiques	386
4. — Préservation des poteaux par emploi de socles.	397
5. — Considérations générales sur le calcul de la résistance des poteaux de bois.	402
6. — Méthodes de calcul des poteaux de bois	404
7. — Considérations générales sur les formules à appliquer pour le calcul des pièces au flambage	417

CHAPITRE VII

Pylônes métalliques

1. — Considérations générales	423
2. — Considération sur l'usinage des aciers	426

3. — Principe du calcul des pylônes en treillis.	432
4. — Exemple de calcul d'un pylône en treillis.	439
5. — Exemple de calcul d'un pylône flexible.	444
6. — Principe du calcul graphique des pylônes	447
7. — Calcul rapide des pylônes au moyen d'abaques.	451
8. — Principe du calcul des pylônes à la torsion.	459
9. — Mode de fixation des pylônes dans leurs massifs de fondation.	460
10. — Procédés de protection contre la rouille des fers des pylônes	461

CHAPITRE VIII

Supports en béton armé

1. — Généralités	465
2. — Nature des matériaux employés dans la construction des poteaux en béton armé	472
3. — Fabrication des poteaux en ciment obtenus par moulage	481
4. — Caractéristiques particulières des poteaux en ciment armé centrifugé.	483
5. — Hypothèses sur lesquelles est basé le calcul des supports en béton armé	485
6. — Principe du calcul basé sur la circulaire ministérielle du 20 octobre 1906	488
7. — Application au calcul d'un poteau de section rectangulaire	490
8. — Exemple de calcul de la section d'un poteau en ciment moulé.	495
9. — Calcul complet d'un poteau en ciment armé	496
10. — Calcul graphique des poteaux en ciment.	498
11. — Conditions d'essais des poteaux en béton armé.	502

CHAPITRE IX

Ferrures et armements

1. — Généralités	506
2. — Ferrures murales	506
3. — Armements pour supports en bois et en ciment armé.	514
4. — Calcul des ferrures coudées	525
5. — Calcul des ferrures à embase	526
6. — Calcul des ferrures à cône.	533
7. — Calcul des bras des armements	544

CHAPITRE X

Fondations des supports

4. — Généralités	547
2. — Calcul d'un massif posé sur un sol indéformable.	549
3. — Calcul d'un massif posé sur un sol élastique	550

4. — Calcul des socles à semelles sans massif.	557
5. — Calcul d'un massif en forme de dalle verticale supposée encastrée dans un terrain élastique de résistance constante indépendante de la profondeur	559
6. — Calcul d'un massif en forme de dalle verticale encastrée dans un terrain élastique de résistance variable avec la profondeur.	562
7. — Calcul d'un massif prismatique en terrain élastique (Andrée et Norsa).	566
8. — Calcul d'un massif prismatique en terrain élastique d'après la méthode simplifiée de Schütz	572
9. — Méthode de calcul basée sur les expériences effectuées par l'Association Suisse des Electriciens.	573
10. — Méthode de calcul basée sur les expériences de Frœblich.	583
11. — Méthode de calcul basée sur l'hypothèse des terres pulvérolentes.	590
12. — Comparaison des diverses méthodes de calcul des massifs	596
13. — Application des diverses méthodes de calcul des fondations des supports	604
14. — Exemple de calcul des massifs des poteaux en ciment	610
15. — Exemple de calcul des massifs des pylônes métalliques.	613
16. — Exemple de calcul de la stabilité d'un poteau de bois.	615

CHAPITRE XI

Calcul des lignes caténaïres

1. — Généralités	617
2. — Principe et difficultés du calcul des lignes caténaïres.	620
3. — Calcul d'une caténaïre entravée	622
4. — Principe du calcul d'une ligne caténaïre souple	631
5. — Considérations sommaires sur le matériel de construction des lignes caténaïres	633

TROISIÈME PARTIE

ÉTUDE ÉCONOMIQUE ET PRINCIPES DE CONSTRUCTION DES LIGNES DE TRANSMISSION D'ÉNERGIE

CHAPITRE PREMIER

Considérations économiques générales

1. — Généralités	636
2. — Relation entre la tension, la longueur de la ligne et la puissance transmise.	637

3. — Section des conducteurs. Règle de Lord Kelvin	640
4. — Détermination des pertes annuelles, courant moyen annuel, puissance moyenne annuelle.	642
5. — Nature des conducteurs	646
6. — Types de supports, portées économiques.	646
7. — Éléments permettant d'établir le devis d'une transmission . .	650
8. — Charges financières d'amortissement et d'entretien des instal- lations.	659

CHAPITRE II

Étude du tracé des lignes

1. — Généralités	662
2. — Principes généraux de l'étude du tracé.	662
3. — Piquetage.	664
4. — Conditions particulières aux lignes à haute tension	667
5. — Autorisation de passage des lignes.	668
6. — Instruments utilisés pour les piquetages	672

CHAPITRE III

Exécution des travaux ; principes généraux

1. — Construction des lignes établies sur poteaux de bois	677
2. — Construction des lignes établies sur poteaux en ciment. . . .	693
3. — Construction des lignes établies sur pylônes métalliques . . .	701
4. — Observations sur la mise à la terre des supports	705

J.-B. BAILLIÈRE & FILS, Éditeurs, 19, rue Hautefeuille, PARIS

Encyclopédie d'Électricité Industrielle

PUBLIÉE SOUS LA DIRECTION DE

M. A. BLONDEL

Membre de l'Académie des Sciences

Professeur à l'École Nationale des Ponts et Chaussées

Président d'honneur de la Société des Electriciens

VOLUMES EN VENTE

CHEMINS DE FER ÉLECTRIQUES

PAR **M. BACHELLERY**

Ingénieur en chef du Matériel des Chemins de fer du Midi

1925, 1 vol. grand in-8° de 445 pages, avec 224 fig. — Broché : 75 fr.; relié : 90 fr.

COMMUTATRICES ET CONVERTISSEURS ÉLECTRIQUES

PAR **M. BARRÈRE**

Ingénieur-Conseil, Chef des Travaux électrotechniques à l'École Centrale

PRÉFACE DE R. ROUGÉ.

Ingénieur-Conseil au Matériel électrique S. W.

1931, 1 vol. grand in-8° de 493 pages, avec 371 fig. — Broché : 90 fr. Relié : 105 fr.

LES TRANSFORMATEURS STATIQUES

PAR **P. BUNET**

Ingénieur E. P. C. I., Ingénieur-Conseil

1923, 1 vol. grand in-8° de 632 pages, avec 456 fig. — Broché : 90 fr.; relié : 105 fr.

CENTRALES ÉLECTRIQUES

PAR **M. DROUIN**

Directeur technique à la Compagnie générale d'Électricité

Maître de Conférences à l'École supérieure d'électricité

1928, 1 vol. grand in-8° de 602 pages, avec 241 fig. — Broché : 85 fr.; relié : 100 fr.

USINES HYDROÉLECTRIQUES

PAR **Charles-L. DUVAL**

Maître de Conférences à l'École supérieure d'Électricité

Directeur des Services électriques à la Société Générale d'entreprises
suivi de

RÉGLAGE DES GROUPES ÉLECTROGÈNES

PAR **J.-S. ROUTIN**

Maître de Conférences à l'École supérieure d'Électricité

Ingénieur-Conseil des Établissements Schneider et C^{ie}

1925, 1 vol. grand in-8° de 512 pages, avec 317 fig. — Broché : 85 fr.; relié : 100 fr.

PILES PRIMAIRES ET ACCUMULATEURS

FÉRY

Professeur

à l'École de Physique et de Chimie

PAR MM.

CHENEVEAU

Chargé de cours

à la Faculté des Sciences de Paris

ET **PAILLARD**

1925, 1 vol. grand in-8° de 684 pages, avec 290 fig. — Broché : 90 fr.; relié : 105 fr.

ESSAIS DES MACHINES ÉLECTRIQUES

PAR **M. GUILBERT**

Sous-Directeur de l'École supérieure d'Électricité

1922, 1 vol. grand in-8° de 560 pages, avec 264 fig. — Broché : 80 fr.; relié : 95 fr.

ENCYCLOPÉDIE D'ÉLECTRICITÉ INDUSTRIELLE

RADIOTECHNIQUE GÉNÉRALE

PAR C. GUTTON

Professeur à la Faculté des Sciences de Nancy

1927, 1 vol. grand in-8° de 572 pages, avec 303 fig. — Broché : 125 fr.; relié : 140 fr.

APPLICATION DE L'ÉLECTRICITÉ AUX MINES

PAR M. HACAULT

Ingénieur des Arts et Manufactures, Ingénieur E. S. E.

1928, 1 vol. grand in-8° de 550 pages, avec 250 fig. — Broché : 85 fr.; relié : 100 fr.

LA DÉCHARGE ÉLECTRIQUE dans le vide et dans les gaz

Maurice LEBLANC

Membre de l'Institut

PAR

ET

Maurice LEBLANC Fils

Agrégé des Sciences physiques

1930, 1 vol. grand in-8° de 375 pages, avec 137 fig. — Broché : 70 fr.; relié : 85 fr.

APPAREILS & INSTALLATIONS TÉLÉGRAPHIQUES

PAR E. MONTORIOL

Professeur à l'École supérieure des Postes et Télégraphes

PRÉFACE DE M. BLONDEL

Membre de l'Institut

1921, 1 vol. grand in-8° de 625 pages, avec 449 fig. — Broché : 80 fr.; relié 95 fr.

Protection contre les effets nuisibles de l'Électricité

DE NERVILLE

*Ancien directeur du Laboratoire
central d'Électricité*

Professeur à l'École des Ponts et Chaussées

1928, 1 vol. grand in-8° de 860 pages, avec 279 fig. — Broché, 125 fr.; relié : 140 fr.

PAR MM.

ET

HARDY

*Ingénieur des Postes, Télégraphes
et Téléphones*

Étude mécanique et usinage des machines électriques

par M. DE PISTOYE

Professeur à l'École supérieure d'Électricité

Ingénieur en chef des Usines Bréguet

1924, 1 vol. grand in-8° de 839 pages, avec 802 fig. — Broché : 100 fr.; relié : 115 fr.

APPAREILS & INSTALLATIONS TÉLÉPHONIQUES

PAR M. REYNAUD-BONIN

Professeur à l'École supérieure des Postes, Télégraphes et Téléphones

1923, 1 vol. grand in-8° de 487 pages, avec 292 fig. — Broché : 75 fr.; relié : 90 fr.

APPLICATIONS DE L'ÉLECTRICITÉ A LA MARINE

PAR

L.-J.-M. RICAUD

*Ancien Ingénieur
en chef de la Marine*

Ed. MARGET

*Ingénieur en chef
d'Artillerie navale de réserve*

COMPLÉTÉES PAR

APPAREILS DE TÉLÉCOMMANDE ET DE TÉLÉPOINTAGE

PAR J.-L. ROUTIN

Maître de conférences à l'École supérieure d'Électricité

Un volume grand in-8° de 320 pages avec 126 fig. — Broché : 60 fr.; relié : 75 fr.

Ajouter pour frais d'envoi : France, 10 % ; Étranger, 15 %.

J.-B. BAILLIÈRE & FILS, Éditeurs, 19, rue Hautefeuille, PARIS

BIBLIOTHÈQUE PROFESSIONNELLE

Directeur : M. DHOMMÉE

Inspecteur général de l'Enseignement technique

MANUEL DE L'ÉLECTRICIEN

INSTALLATIONS PARTICULIÈRES

Eclairage. Chauffage Sonneries. Tableaux indicateurs

PAR P. MAURER

Professeur à l'École d'Électricité et de Mécanique Industrielle.

3^e édition. 1928, 1 vol. in-18 de 305 pages, avec 147 figures. — Cartonné.. 19 fr.

INSTALLATIONS ÉLECTRIQUES INDUSTRIELLES

PAR René CABAUD

Ingénieur E. C. L. et E. S. E.

I. — *Choix du Matériel — Appareillage*

1922, 1 volume in-18 de 316 pages, avec 129 figures. — Cartonné..... 19 fr.

II. — *Installations — Entretien et Contrôle*

1922, 1 volume in-18 de 333 pages, avec 70 figures. — Cartonné..... 19 fr.

CONSTRUCTION DES RÉSEAUX D'ÉNERGIE

PAR M. DAVAL

Ingénieur E. S. E.

1922, 1 volume in-18 de 275 pages, avec 102 figures. — Cartonné..... 19 fr.

STATIONS CENTRALES

Dynamos — Alternateurs — Transport d'énergie

PAR A. CURCHOD

Professeur à l'École de Mécanique et d'Électricité Industrielle

1921, 1 volume in-18 de 328 pages, avec 114 figures. — Cartonné..... 19 fr.

MOTEURS ÉLECTRIQUES — TRACTION ÉLECTRIQUE

PAR M. STRULOVICI

Ingénieur Électricien

1924, 1 volume in-18 de 580 pages, avec 334 figures. — Cartonné..... 28 fr.

APPAREILS DE MESURES ÉLECTRIQUES

PAR M. CHIROL

Ingénieur-Électricien (E. S. E.)

1923, 1 volume in-18 de 332 pages, avec 206 figures. — Cartonné..... 19 fr.

Ajouter pour frais d'envoi : France, 10 % Etranger, 15 %

J.-B. BAILLIÈRE & FILS, Editeurs, 19, rue Hautefeuille, PARIS

LES DÉPÔTS MÉTALLIQUES

DIRECTS ET INDIRECTS

PAR M. GASNIER

Ingénieur aux Usines de Dion

1927, 1 vol. grand in-8 de 460 pages, avec 121 fig. — Broché... 70 fr.; relié... 85 fr.

ÉLECTROLYSE & GALVANOPLASTIE

FOURS ÉLECTRIQUES

PAR Armand GARCIN

Ingénieur I. E. G.

1926, 1 volume in-18 de 338 pages, avec 137 figures. — Cartonné..... 22 fr.

MANUEL PRATIQUE DE GALVANOPLASTIE ET DE DÉPÔTS ÉLECTRO=CHIMIQUES

PAR A. BROCHET

Docteur ès sciences, chargé des conférences et des travaux pratiques d'électrochimie industrielle à l'École de Physique et de Chimie

PRÉFACE DE M. HALLER
de l'Institut

1926, 1 volume in-16 de 416 pages, avec 48 figures..... 24 fr.

ÉLECTRO-SIDERURGIE

PAR M. CLAUSEL DE COUSSERGUES

Ancien Directeur des Hauts Fourneaux aux Forges d'Allevar

1923, 1 vol. grand in-8° de 410 pages, avec 150 fig. — Broché... 70 fr.; relié... 85 fr.

LA FABRICATION DES FERRO-ALLIAGES

Fontes électriques et Métaux spéciaux

PAR M. COUTAGNE

Ancien élève de l'École Polytechnique

1925, 1 vol. grand in-8° de 650 pages, avec 76 fig. — Broché... 95 fr.; relié... 110 fr.

ÉLECTROTHERMIE APPLIQUÉE

LES CALCULS ÉLECTROTHERMIQUES — LES PERTES DE CHALEUR
DANS LES FOURS — LE CARBONE EN ÉLECTROTHERMIE — LES
ÉLECTRODES EN CHARBON ET EN GRAPHITE

PAR Georges FLUSIN

Professeur à la Faculté des Sciences de Grenoble

Directeur de l'Institut d'Électrochimie et d'Électrometallurgie

1930, 1 vol. grand in-8° de 389 pages, avec 100 fig. — Broché... 70 fr.; relié... 85 fr.

NICKELAGE, ARGENTURE, DORURE

PAR R. BRISSAUD

1 volume in-16 de 92 pages, avec 22 figures..... 6 fr.

Ajouter pour frais d'envoi : France, 10 % ; Étranger, 15 %.

J.-B. BAILLIÈRE & FILS, Éditeurs, 19, rue Hautefeuille, PARIS

MANUEL DE TÉLÉGRAPHIE SANS FIL

PAR M. LECLERC
Ingenieur-constructeur

1924, 1 volume in-18 de 266 pages, avec 214 figures. — Cartonné..... 19 fr.

MANUEL DE TÉLÉGRAPHIE ET DE TÉLÉPHONIE

PAR M. LECLERC
Ingenieur-constructeur

1924, 1 volume in-18 de 260 pages, avec 214 figures. — Cartonné..... 19 fr.

LES SYSTÈMES DE TÉLÉGRAPHIE ET DE TÉLÉPHONIE

ORIGINES, ÉVOLUTION, ÉTAT ACTUEL

PAR F. MONTORIOL

Professeur à l'École supérieure des Postes et Télégraphes

1922, 1 volume grand in 8° de 723 pages, avec 737 figures..... 60 fr.

TRAITÉ

de Manipulations et de Mesures électriques industrielles

PAR H. PÉCHEUX

Professeur à l'École d'Arts et Métiers d'Aix

1907, 1 volume in-16 de 536 pages, et 186 gravures..... 24 fr.

PRÉCIS DE MÉTALLURGIE THERMOMÉTALLURGIE ET ÉLECTROMÉTALLURGIE

à l'usage des Ecoles d'Arts et Métiers, des Instituts miniers, des
métallurgistes et des chefs d'ateliers de forges et de fonderies.

PAR H. PÉCHEUX

Sous-Directeur de l'École Nationale d'Arts et Métiers de Lille.

4^e édition, 1931, 1 volume in-16 de 650 pages, avec 167 figures..... 32 fr.

PRÉCIS D'ÉLECTRO-MÉTALLURGIE ET D'ÉLECTRO-CHIMIE

PAR M. LÉON GUILLET
Directeur de l'École Centrale

1903, 1 volume in-16 de 354 pages, avec 78 figures..... 18 fr.

Ajouter pour frais d'envoi : France, 10 % ; Étranger, 15 %.

J.-B. BAILLIÈRE & FILS, Éditeurs, 19, rue Hautefeuille, PARIS

PRÉCIS D'ÉLECTRICITÉ INDUSTRIELLE

PAR MM.

R. BUSQUET

*Ingénieur en chef
de l'éclairage de la ville de Lyon*

ET

E. MAREC

*Ancien chef des travaux
à l'École supérieure d'Electricité de Paris
Directeur de Station centrale d'Electricité*

2^e édition. 1919, 2 volumes in-8° de 879 pages, avec 669 figures..... 42 fr.

LE MONTEUR ÉLECTRICIEN

PAR MM. BARNI & MONTPELLIER

6^e édition entièrement refondue

PAR E. MAREC

*Ancien chef des travaux à l'École supérieure d'Electricité de Paris
Directeur de Station centrale d'Electricité*

1931, 1 volume in-16 de 634 pages, avec 441 figures..... 32 fr.

Formulaire aide-mémoire de l'Électricien praticien

PAR E. MAREC

*Ancien chef de travaux à l'École supérieure d'Electricité de Paris
Directeur de Station centrale d'Electricité*

4^e édition. 1926, 1 vol. in-16 de 522 p., avec 407 fig. et tab. — Broché. 24 fr. cart. 30 fr.

L'ÉLECTRICITÉ A LA MAISON

PAR E. MAREC, *Ingénieur-électricien*

1930, 1 volume in-16 de 462 pages, avec 451 figures..... 24 fr.

INSTALLATIONS ÉLECTRIQUES

PAR R. BRISSAUD

Ingénieur civil des Mines

1 volume in-16 de 104 pages, avec 70 figures..... 6 fr.

MÉMENTO PRATIQUE D'ÉLECTRICITÉ

PAR MM. BUNET ET A. CEYTRE, *Ingénieurs E. P. C. I.*

1930, 1 volume in-18 de 236 pages avec 90 figures..... 12 fr.

Les Accumulateurs et les Piles électriques

PAR A. MONTPELLIER

1906, 1 volume in-16 de 305 pages, avec 130 figures..... 18 fr.

Précis de Physique et d'Electricité industrielles

PAR H. PÉCHEUX

Sous-Directeur de l'École des Arts et Métiers de Lille

2^e édition. 1922, 1 volume in-18 de 534 pages avec 387 figures..... 24 fr.

ÉLECTRICITÉ AGRICOLE

PAR A. PETIT

Ingénieur agronome et Ingénieur électricien

3^e édition. 1921, 1 vol. in-18 de 490 pages, avec 100 fig. Broché. 24 fr.; carton. 30 fr.

Ajouter pour frais d'envoi : France, 10 %; Étranger, 15 %.

Bibliothèque Professionnelle

PUBLIÉE SOUS LA DIRECTION DE

M. René DHOMMÉE, *Inspecteur général de l'Enseignement technique*

I. — Manuels de l'Alimentation

<i>Boulangerie, pâtisserie</i>	25 »	<i>Industrie et comptabilité hôtelière.</i>	—
<i>Biscuiterie</i>	19 »	<i>Crémèrie (Lait, beurre, fromage)</i>	19 »
<i>Boucherie</i>	19 »	<i>Meunerie</i>	19 »
<i>Charcuterie, équarrissage.</i>		<i>Conserves de viandes, salaisons.</i>	
<i>Brasserie</i>	22 »	<i>Conserves de fruits et de légumes</i>	22 »
<i>Confiserie, chocolaterie.</i>		<i>Sucrerie</i>	19 »
<i>Cuisine.</i>		<i>Distillerie, liqueurs</i>	19 »
<i>Épicerie</i>	22 »	<i>Vins, cidres, poirés, eaux gaz.</i>	22 »

II. — Manuels du Bâtiment et des Travaux publics

<i>Architecture.</i>		<i>Pavage, carrelage, mosaïque</i>	22 »
<i>Charpente en bois.</i>		<i>Peinture en bâtiment, vitrerie.</i>	19 »
<i>Charpente en fer.</i>		<i>Papiers peints.</i>	
<i>Ciment, ciment armé.</i>	28 »	<i>Travaux publics (2 vol.).</i>	
<i>Fumisterie</i>	25 »	<i>Peinture en décors, filage, lettres</i>	19 »
<i>Chauffage, ventilation.</i>		<i>Plomberie, installations hygiéniques,</i>	
<i>Maçonnerie, ravalement</i>	19 »	<i>zinguerie, couverture.</i>	
<i>Menuiserie, parquetage, treillage</i>	19 »	<i>Serrurerie, fer forgé.</i>	22 »
<i>Arpentage, métrage et vérification.</i>		<i>Taille des pierres.</i>	22 »
<i>Modelage, plafond, stuc.</i>		<i>Cantonnier.</i>	

III. — Manuels des Industries textiles, du Vêtement et de la Mode

<i>Bonneterie.</i>		<i>Chapellerie en feutre, paille, soie.</i>	
<i>Broderie mécanique, tulle, dentelle mé-</i>		<i>Modes</i>	22 »
<i>canique.</i>		<i>Chemiserie, lingerie.</i>	
<i>Dessin pour tissus, lecture, piquage du</i>		<i>Coiffure</i>	22 »
<i>dessin.</i>		<i>Coupe, confection pour hommes.</i>	
<i>Corderie, filet à la main, filet méca-</i>		<i>Couture.</i>	
<i>nique.</i>		<i>Coupe, confection pour femmes.</i>	19 »
<i>Filature</i>	22 »	<i>Dentelle et broderie à la main.</i>	22 »
<i>Tissage (3 vol.)</i>	72 »	<i>Fleurs et plumes.</i>	
<i>Rubannerie, passementerie, lacet.</i>	22 »	<i>Mercerie.</i>	
<i>Blanchissage, repassage.</i>		<i>Fourrures, pelleterie</i>	19 »

IV. — Manuels des Industries d'art

<i>Bijouterie, joaillerie, orfèvrerie.</i>		<i>Pyrogravure, enluminure. Peinture au</i>	
<i>Boutonnerie, peignes</i>	19 »	<i>pochoir. Cuivre et étain repoussés.</i>	
<i>Bronze d'art, ciselure.</i>	19 »	<i>Gravure, décoration des métaux.</i>	
<i>Dessin d'ornement, composition déco-</i>		<i>Lutherie, pianos, orgues, accord.</i>	
<i>orative.</i>		<i>Lunetterie, instruments d'optique.</i>	
<i>Dessin industriel.</i>		<i>Jouets</i>	19 »
<i>Décoration du cuir, peinture sur étoffes.</i>			

V. — Manuels des Industries du Papier et du Livre

<i>Cartonnage.</i>		<i>Gravure, héliogravure, photogravure.</i>	
<i>Commiss papetier</i>	22 »	<i>Photographie.</i>	
<i>Imprimerie, typographie, clichage.</i>		<i>Reliure</i>	22 »
<i>Lithographie.</i>		<i>Industrie du papier.</i>	

VI. — Manuels des Industries du Bois et de l'Ameublement

<i>Abatage des bois, sciage, cubage, sabots.</i>	<i>Moulures, Encadrement.</i>	
<i>Balais, brosses, soufflets, cannes, emballage.</i>	<i>Tapissier-décorateur</i>	22 »
<i>Charron-forgeron</i>	<i>Tournage du bois</i>	19 »
<i>Peintre en voitures.</i>	<i>Sculpture sur bois</i>	19 »
<i>Ebénisterie, dorure, laque, marqueterie.</i>	<i>Tonnellerie</i>	19 »
<i>Industrie du liège</i>	<i>Boissellerie.</i>	
	<i>Vannerie</i>	22 »

VII. — Manuels des Industries chimiques, Céramique, etc.

<i>Briques, tuiles, produits réfract.</i>	22 »	<i>Droguerie, herboristerie.</i>	
<i>Faïences</i>	22 »	<i>Industrie du gaz, appareillage...</i>	19 »
<i>Porcelaine.</i>		<i>Parfumerie</i>	19 »
<i>Couleurs et vernis</i>	19 »	<i>Teinturerie, apprêtage (3 v.).</i>	25 »
<i>Peintures et enduits</i>	19 »	<i>Verrerie, cristallerie, miroiterie, gravure sur verre.</i>	
<i>Encres, cirages, colles</i>	22 »	<i>Artificier</i>	22 »
<i>Fabrication des produits chimiques (2 v.).</i>			

VIII. — Manuels des Cuirs et Peaux, du Caoutchouc

<i>Bourellerie, sellerie.</i>		<i>Ganterie</i>	22 »
<i>Caoutchouc, gutta-percha, gomme factice.</i>		<i>Cordonnerie</i>	22 »
<i>Chamoiserie, maroquinerie, gainerie.</i>		<i>Tannage, mégisserie, corroyage.</i>	25 »

IX. — Manuels de Mécanique

<i>Ajustage (3 vol.). Tome I.</i>	19 »	<i>Chaudronnerie</i>	25 »
<i>Armurerie.</i>		<i>Chemins de fer (2 vol.).</i>	28 »
<i>Automobiles (2 vol.): a) Construction, différents types:</i>	19 »;	<i>Cycles, motocyclettes</i>	22 »
<i>entretien</i>	19 »	<i>Constructions aéronautiques</i>	19 »
<i>Machines (2 vol.): a) Description:</i>	28 »;	<i>Horlogerie.</i>	
<i>b) Conduite, entretien, montage</i>	19 »	<i>Instruments de chirurgie, orthopédie.</i>	
<i>Machines marines. Constructions navales.</i>		<i>Mécanicien frigoriste</i>	19 »
		<i>Mécanique et tournage de précision.</i>	

X. — Manuels d'Electricité

<i>Electrolyse, galvanoplastie, fours électriques</i>	22 »	<i>Stations centrales, transport d'énergie</i>	19 »
<i>Installat. électr. particulières</i>	19 »	<i>Construction de réseaux d'énergie</i>	19 »
<i>Installations électriques industrielles (2 vol.)</i>	38 »	<i>Télégraphie, téléphonie</i>	19 »
<i>Traction électr., moteurs électr.</i> ...	28 »	<i>T. S. F.</i>	19 »
		<i>Appareils de mesures électriques.</i>	19 »

XI. — Manuels des Mines et de la Métallurgie

<i>Acieries.</i>		<i>Prospection</i>	28 »
<i>Carrières, ardoisières, plâtrières.</i>	22 »	<i>Forges</i>	22 »
<i>Coutellerie, taillanderie.</i>		<i>Fonderie</i>	25 »
<i>Fabrique d'aiguilles, épingles, plumes</i>	19 »	<i>Maréchalerie</i>	19 »
<i>Ferblanterie</i>	19 »	<i>Machines agricoles.</i>	
<i>Lampisterie, poêlerie.</i>		<i>Mineur</i>	22 »
<i>Forgeron</i>	25 »	<i>Modèlerie</i>	22 »
		<i>Quincaillerie, clouterie, tréfilerie.</i>	

XII. — Manuels des Professions commerciales

<i>Assurances</i>	28 »	<i>Vente et représent. commerciale.</i>	22 »
<i>Organisat. commerciale moderne.</i>	19 »	<i>Publicité commerciale</i>	19 »
<i>Banque</i> ... IRIS.-LILLIAD.-Université Lille 1		<i>Transports (voie de terre, fer, eau, air)</i>	22 »
<i>Commission, importation.</i>			