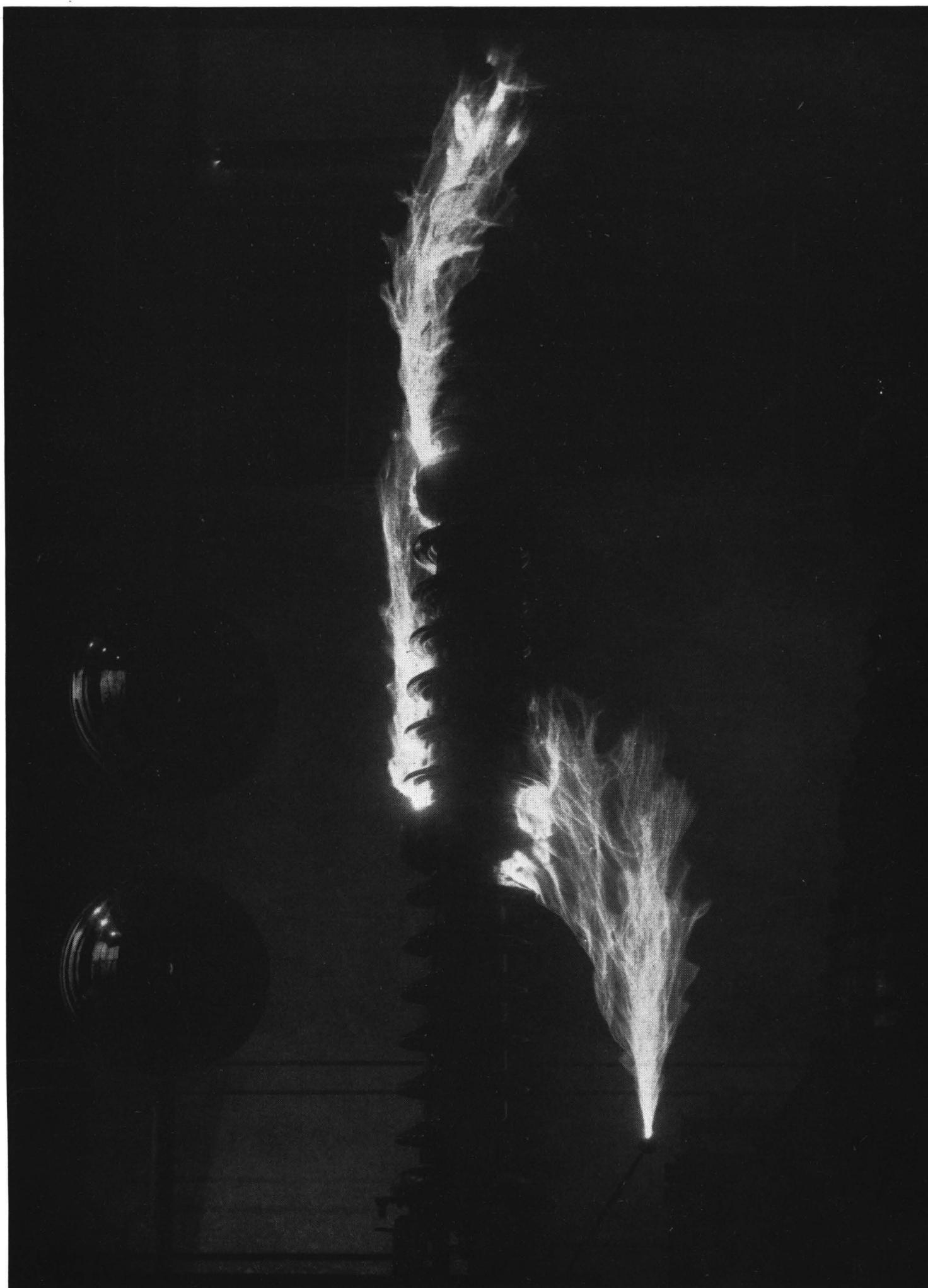

REVUE BROWN BOVERI



Technique des Hautes Tensions

Quelques-uns de nos travaux

Pour l'inauguration de notre nouveau laboratoire à haute tension

SOMMAIRE :

	Pages
Introduction	211
Le nouveau laboratoire d'essais à haute tension Brown Boveri	212
Les installations du nouveau laboratoire	218
L'oscillographe de précision à haute tension avec quatre rayons cathodiques	222
Le problème de l'isolement dans la construction des machines et des transformateurs modernes	224
Le papier, isolant pour les hautes tensions	235
Contribution à l'étude des pertes diélectriques des huiles et autres isolants liquides	240
L'emploi du gaz comprimé comme isolant	244
Le comportement des isolants en matière céramique aux hautes températures	248
L'influence des conditions météorologiques sur les pertes par effet couronne dans les lignes aériennes à haute tension	250
La tension de contournement des isolateurs composés, avec brides métalliques intermédiaires	255
De la coordination de l'isolement et du degré de sécurité des installations, pour différentes valeurs de la graduation	259
La coordination de l'isolement des disjoncteurs pneumatiques ultra-rapides et des sectionneurs	267
Des perfectionnements les plus récents apportés aux parafoudres	272
Recherches récentes sur les contraintes de choc des transformateurs de puissance et de tension	275
L'effet des ondes mobiles sur les enroulements de machines rotatives	279
Coordination rationnelle de l'isolement des installations comportant des machines tournantes	286
Bref mais intéressant :	
Résultats des essais par l'ASE du nouveau dispositif Brown Boveri de mesure de la tension de transformateurs de puissance	290
De la légèreté dans la construction des transformateurs de grande puissance	290

Illustration de la couverture :

Arc sur un sectionneur de 400 kV à la fréquence de service.

LE COMPORTEMENT DES ISOLANTS EN MATIÈRE CÉRAMIQUE AUX HAUTES TEMPÉRATURES.

Indice décimal 621.315.612

Le coefficient des pertes diélectriques de la porcelaine atteint une valeur si élevée pour les températures dépassant 100° C qu'une perforation se produit et que le matériel est détruit. D'autres matières céramiques telles que la stéatite et la calite se comportent mieux aux températures élevées.

Les isolants en matière céramique sont composés d'un mélange de matières inorganiques moulé à la température ambiante et cuit à des températures élevées. Le plus connu de ces isolants, la porcelaine, a une grande influence sur la technique des hautes tensions. Elle est particulièrement appréciée dans la construction des lignes aériennes à cause de sa grande résistance mécanique et de son insensibilité aux influences atmosphériques. Elle a aussi été souvent utilisée dans la construction des machines et appareils électriques, si la température en service normal ne dépasse pas 100° C. Elle ne convient plus lorsque l'isolant est soumis simultanément à des contraintes électriques et à une température élevée.

Les pertes diélectriques dans l'isolation des machines et appareils électriques sont le plus souvent si insignifiantes, considérées du point de vue consommation d'énergie, que pendant longtemps on les a négligées¹⁾. Nos recherches sur la porcelaine aux températures supérieures à 100° C donnent une image toute nouvelle de cette question. Le tableau suivant donne les caractéristiques diélectriques du quartz et de quelques matières céramiques employées dans la technique des courants forts.

Caractéristiques diélectriques de quelques isolants inorganiques à la fréquence industrielle et pour des températures de 100 et 200° C.

Matériel	tg δ		ε		ε · tg δ	
	100°	200°	100°	200°	100°	200°
Porcelaine I	0,29	2,9	8,0	50	2,32	145
Porcelaine II	0,25	2,8	8,2	24	2,04	67
Stéatite . .	0,08	1,4	6,5	12	0,52	17
Calite I . .	0,010	0,160	5,5	6,5	0,055	1,05
Calite II . .	0,005	0,013	6,8	6,9	0,034	0,09
Quartz . .	0,001	0,018	3,2	3,3	0,003	0,06

Les caractéristiques diélectriques des porcelaines I et II, qui ne diffèrent que par les proportions des composants, kaolin, feldspat et quartz, augmentent beaucoup lorsque la température passe de 100 à 200° C. Un cube isolant d'un dm³ soumis à un champ de 1 kV/mm et ayant un coefficient de pertes de 67 (porcelaine II à 200°) a pour une fréquence de 50 pér/s des pertes de 185 W. Il peut alors être comparé à un corps de chauffe. La stéatite, un silicate de magné-

¹⁾ Page 228 de ce numéro.

sium, présente déjà des valeurs beaucoup plus favorables. Les diverses espèces de calite (silicate de magnésium particulièrement pur) ont suivant leur pureté des valeurs presque aussi faibles que celles du quartz, qui ne peut être employé que dans des cas spéciaux à cause de sa faible résistance mécanique.

Dans la figure 1 on a reporté les logarithmes des coefficients de pertes de la porcelaine et de la calite en fonction de la température²⁾. La brusque courbure des courbes est caractéristique, la température où elle se produit dépend des composants

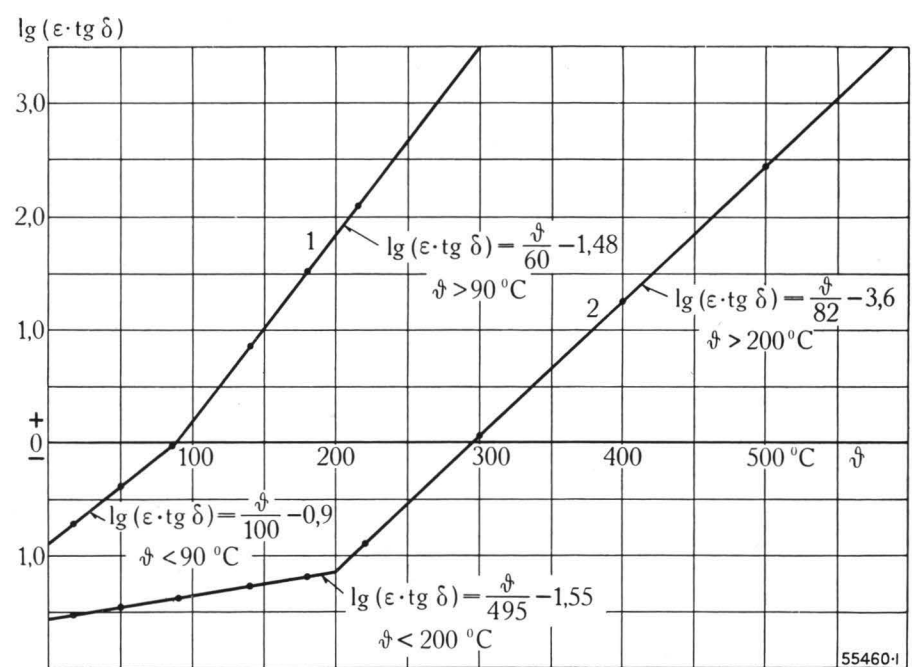


Fig. 1. — Courbes du coefficient de pertes de la porcelaine et de la calite à la fréquence industrielle en fonction de la température jusqu'à 500° C.

1 = Porcelaine. Mesures à 300° C.
2 = Calite. Mesures à 500° C.

chimiques de l'isolant. Aux températures élevées, les pertes de l'un de ces corps deviennent trois fois plus grandes que celles de l'autre.

Des pertes diélectriques aussi élevées que celles de la porcelaine aux hautes températures provoquent un fort échauffement du matériel, ce qui augmente encore les pertes. Ce phénomène peut, si l'évacuation de la température n'est pas suffisante, produire une détérioration thermique de l'isolant entraînant une perforation. *Le coefficient de pertes et sa variation en fonction de la température ont donc une influence déterminante sur la rigidité diélectrique des isolants.*

²⁾ La variation du coefficient de pertes en fonction de la température suit pour ces deux isolants une loi donnée par la formule suivante:

$$\lg(\varepsilon \cdot \text{tg } \delta) = \frac{\delta}{K} - A$$

Dans laquelle δ est la température en °C, K et A constantes dépendant du matériel et du domaine de température considérés.

Il faut en étudiant les isolants tenir compte de leur résistance au contournement comme de leur rigidité diélectrique. Des mesures faites sur des traversées en calite et en porcelaine (fig. 2) montrent qu'il existe

de la résistance au contournement. L'étude de la courbe permet d'établir la loi suivante:

$$E_g \approx \frac{K}{\sqrt{\epsilon}}$$

où E_g est la tension pour laquelle se produit la première décharge, à la surface de l'isolant — étincelle glissante (une légère élévation de la tension produirait un contournement) et K une constante dépendant des dimensions de l'isolateur. La loi ainsi exprimée n'est valable que si la tension de contournement à la surface est plus faible que la tension de claquage dans l'air. Il en est ainsi dans le cas considéré puisque les traversées étaient très longues par rapport au diamètre.

Les essais précédents ont montré que pour des températures supérieures à 100° C la porcelaine a des pertes diélectriques qui peuvent entraîner une perforation et la détérioration du matériel. En outre, la résistance au contournement de traversée en porcelaine décroît rapidement quand la température augmente. La calite présente des caractéristiques beaucoup plus favorables. Elle a donné de très bons résultats pour les températures élevées.

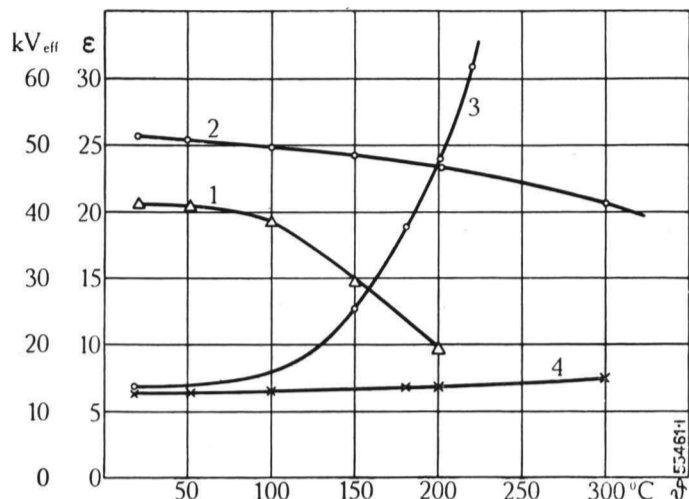


Fig. 2. — Courbes de la tension du contournement et de la constante diélectrique ε de traversées en porcelaine et en calite à la fréquence industrielle en fonction de la température jusqu'à 300° C.

- 1 = Tension de contournement de traversée en porcelaine.
- 2 = Tension de contournement de traversée en calite.
- 3 = Constante diélectrique ε de la porcelaine.
- 4 = Constante diélectrique ε de la calite.

une certaine relation entre la résistance au contournement et la constante diélectrique ε. Une forte augmentation de ε coïncide avec une notable réduction

(MS 967)

Fr. Beldi. (J. C.)

A notre station d'essais de courts-circuits : Arc à 400000 V et 300000 kVA de puissances de courts-circuits.

Plus les tensions et les puissances sont élevées dans les réseaux de distribution d'énergie, plus les arcs qui surviennent en cas de courts-circuits sont grands. Comme exemple voici un arc alimenté par notre nouveau transformateur de courts-circuits. Il est tiré entre deux fils distants de 4 m et il atteint en quelques instants sans s'éteindre un trajet d'une longueur de 20 m, quand un disjoncteur pneumatique ultra-rapide le coupe. Grâce à cette figure on peut estimer quels sont les effets que de tels courts-circuits peuvent avoir sur les installations à haute tension.



L'INFLUENCE DES CONDITIONS MÉTÉOROLOGIQUES SUR LES PERTES PAR EFFET COURONNE DANS LES LIGNES AÉRIENNES A HAUTE TENSION.

Indice décimal 621.315.1.017.13
621.3.017.13:621.315.1
551.5:621.315.1.017.13

Analyse de cette influence dans le cas de câbles de grand diamètre, à l'aide de deux lignes d'essai différentes. Par mauvais temps, les pertes par effet couronne sont cent fois plus élevées que par beau temps. Démonstration de l'exactitude d'un procédé permettant d'appliquer les résultats obtenus avec des dispositifs d'essai à des lignes répondant à des caractéristiques différentes. Etant donné le temps doux enregistré au cours des mesures, les valeurs correspondant aux températures très basses manquent. Les essais seront donc poursuivis.

La transmission d'énergie à très grande distance n'est rationnelle qu'à des tensions dépassant 200 kV. Le calcul du diamètre du conducteur le plus favorable pour des lignes de transport de ce genre implique une connaissance exacte des pertes par effet couronne. Ainsi qu'on l'a prouvé dernièrement, ni les formules usuelles permettant de calculer ces pertes, ni les analyses expérimentales entreprises jusqu'ici dans ce domaine ne donnent de résultats suffisamment exacts. On ne possède par exemple sur l'influence des conditions atmosphériques sur les pertes par effet couronne dans les conducteurs de grand diamètre que de rares données. C'est pour cette raison que Brown Boveri a exécuté, dans ses laboratoires d'essais à haute tension de Baden et de Mannheim, toute une série de mesures visant à déterminer les pertes par effet couronne d'un câble de 20 mm de diamètre, de trois différents câbles de 42 mm de diamètre et de deux différents câbles de 50 mm de diamètre. Ces essais ont été exécutés sur des lignes et, au laboratoire, à l'aide de l'écran cylindrique en forme de «nasse». Ce dispositif permet d'effectuer facilement des mesures comparatives sur des câbles de diverses compositions. Il rend d'autre part de grands services pour l'analyse de l'influence de diverses méthodes de traitement superficiel des conducteurs. Une comparaison des résultats des mesures faites sur les lignes et à l'aide de la nasse permet cependant de constater que ce dernier dispositif donne des résultats peu satisfaisants dans le domaine des faibles pertes, admissibles en service.

Le manque de place nous oblige à ne choisir, parmi les très nombreux résultats d'essai, que ceux ayant trait à l'influence des conditions atmosphériques sur les pertes par effet couronne.

CONSIDÉRATIONS GÉNÉRALES SUR LA MESURE DES PERTES PAR EFFET COURONNE DANS LES MODÈLES DE LIGNES.

En général, étant donné les frais qu'ils entraînent et l'absence d'un transformateur triphasé fournissant une tension suffisamment élevée, les modèles de lignes ne peuvent être exploités qu'en courant monophasé. Un procédé connu¹⁾ permet cependant de transformer

¹⁾ K. Potthoff, *Elektrizitätswirtschaft* 30 (1931), page 256 et *ETZ* 54 (1933), page 169 et *ETZ* (1936), p. 1054.

les résultats des mesures effectuées sur des dispositifs d'essai simples et de les appliquer à des lignes aériennes réelles. L'exactitude de ce procédé a pu être vérifiée sur deux lignes différentes.

Les recherches déjà effectuées dans ce domaine²⁾ prouvent que la structure superficielle des conducteurs joue un rôle prépondérant sur les pertes par effet couronne. Afin d'en tenir compte lors des mesures et d'établir une base commune de comparaison, tous les essais doivent être exécutés avec des conducteurs présentant une surface dite vieillie. Le vieillissement peut être réalisé artificiellement d'après un procédé spécial¹⁾. Avant chaque mesure, la ligne doit être soumise à une décharge par effluves de courte durée, à une tension surélevée, afin de brûler les fibres et les dépôts de poussière et de réaliser une surface semblable à celle qu'aurait un câble depuis longtemps sous tension. Les conditions météorologiques laissent elles aussi leur trace sur le câble. Lors de brouillard, de rosée ou de pluie, la ligne se recouvre de gouttes d'eau, tandis que le gel et la neige provoquent la formation de cristaux de glace. L'effet couronne ayant une action opposée à celui de la couche superficielle, il s'établit entre les deux phénomènes un état d'équilibre.

²⁾ Caroll et Cozzens, *Electrical Engineering* 52 (1933), p. 178.

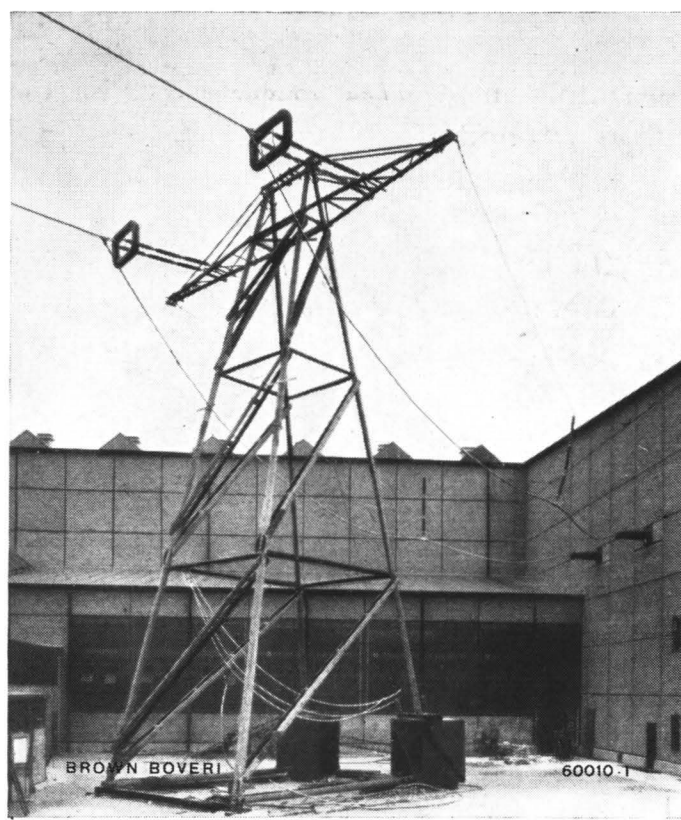


Fig. 1. — Pylône d'extrémité de la ligne d'essai à deux conducteurs, dont les pertes par effet couronne ont été déterminées à l'aide de ponts spéciaux, pour la mesure de l'angle de pertes. On voit aussi les câbles d'amenée de courant.

DISPOSITIF D'ESSAI.

Ce dispositif consistait :

- a) en une ligne à deux conducteurs (fig. 1) d'une longueur simple de 500 m environ, s'étendant, en deux portées, entre la cour du laboratoire et un terrain vague, par-dessus les usines ;

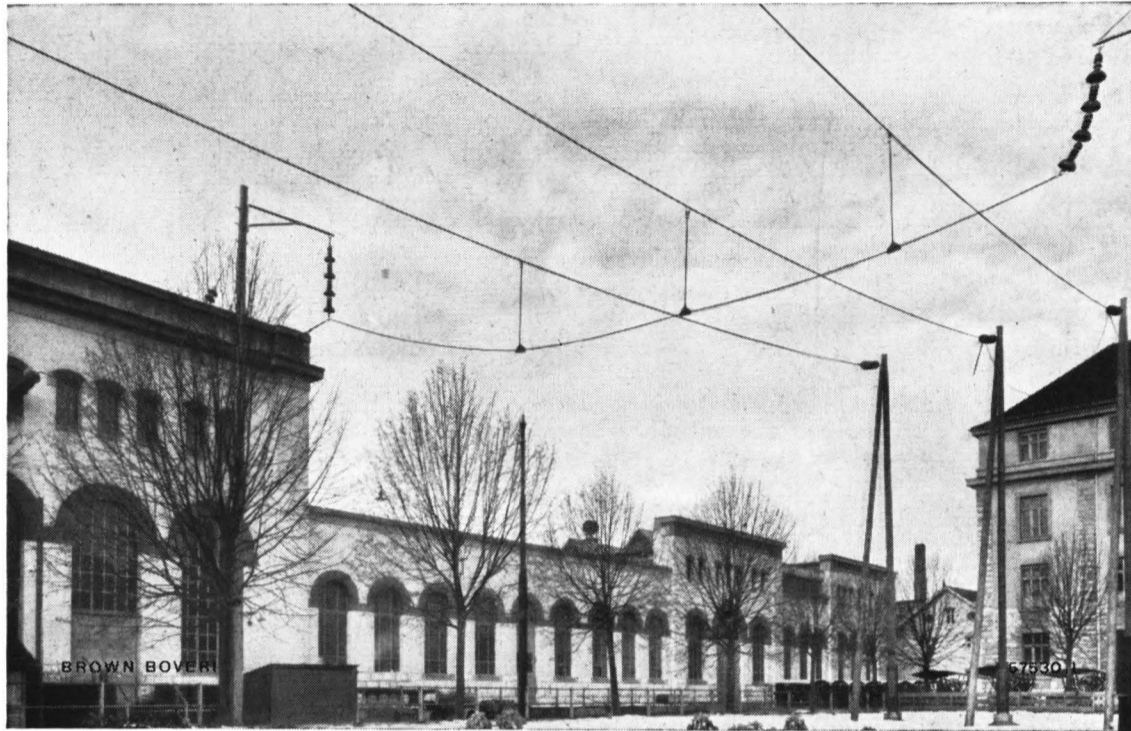


Fig. 2. — Partie de la ligne d'essai à trois conducteurs, avec câble d'amenée de courant. Détermination des pertes par effet couronne à l'aide de ponts spéciaux pour la mesure de l'angle de pertes.

- b) en une ligne à trois conducteurs (fig. 2) d'une seule portée d'environ 60 m. Cette dernière disposition a été choisie pour analyser l'influence de divers couplages sur les pertes par effet couronne.

Dans les deux cas, on a utilisé pour l'amenée du courant des câbles blindés, afin de prévenir que les pertes des traversées et des connexions influencent les mesures.

CARACTÉRISTIQUES DES LIGNES.

	Ligne à deux conducteurs	Ligne à trois conducteurs
Longueur simple entre pylônes d'extrémité	490 m	55 m
Hauteur des points de suspension . . .	19 m	11 m
Flèche à 20° C . . .	6 m	1,5 m
Genre de câble . . .	12 conducteurs creux en Al, Ø du câble 50 mm	23 conducteurs de cuivre plein, 2,3 mm Ø constituant la couronne extérieure; Ø du câble 20 mm
Ecartement des câbles	7,5 m	3,5 m

Le câble de cuivre plein provenait d'une ligne déjà exploitée; il avait donc été soumis à un processus de vieillissement naturel d'une durée de huit ans.

Avant son montage sur la ligne d'essai, le câble d'aluminium creux fut nettoyé, puis vieilli artificiellement par formation d'effluves sous une tension supérieure à la tension critique d'effet couronne. Au cours des essais, il subit un vieillissement d'une année et demie.

DISPOSITIF DE MESURE.

Les pertes ont été mesurées à l'aide de ponts spéciaux pour la détermination de l'angle de pertes (marques Siemens & Halske et Trueb Täuber) conformément au principe de Schering. Les couplages adoptés ressortent des figures 3 et 4. Des condensateurs isolés au gaz comprimé servaient de condensateurs de comparaison. L'influence de la capacité des connexions a été éliminée dans un cas à l'aide d'un pont double, dans l'autre cas à l'aide d'un troisième circuit de compensation.

Le pont compensé permet de calculer les pertes comme suit :

$$N = \omega \cdot C \cdot \tan \delta \cdot U^2; \omega = 2 \pi f.$$

où N = Pertes en watts.

C = Capacité en F.

δ = Angle de pertes.

U = Tension appliquée en volts.

f = 50 pér/s.

Dans le cas de la ligne à deux conducteurs sous tension, selon schéma figure 3, les pertes ne peuvent être déterminées correctement en partant de la mesure sur un seul conducteur (en supposant un effet couronne égal pour les deux conducteurs) qu'à condition

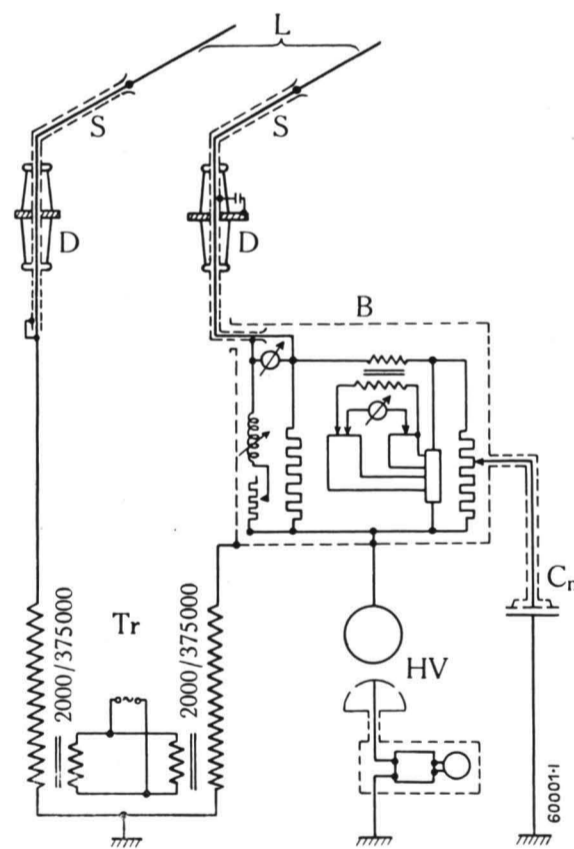


Fig. 3. — Schéma pour la mesure des pertes de la ligne à deux conducteurs de la figure 1.

- B = Pont.
- D = Traversées.
- Cn = Condensateur de comparaison.
- HV = Voltmètre haute tension.
- L = Ligne d'essai.
- S = Amenées de courant blindées.
- Tr = Transformateur haute tension.

que les vecteurs de tension des deux colonnes du transformateur soient en phase et de même grandeur. Si tel n'est pas le cas, les résultats sont faussés d'une valeur de pertes positive pour un conducteur, négative pour l'autre. On élimine ce défaut de symétrie en prenant la moyenne de deux mesures exécutées

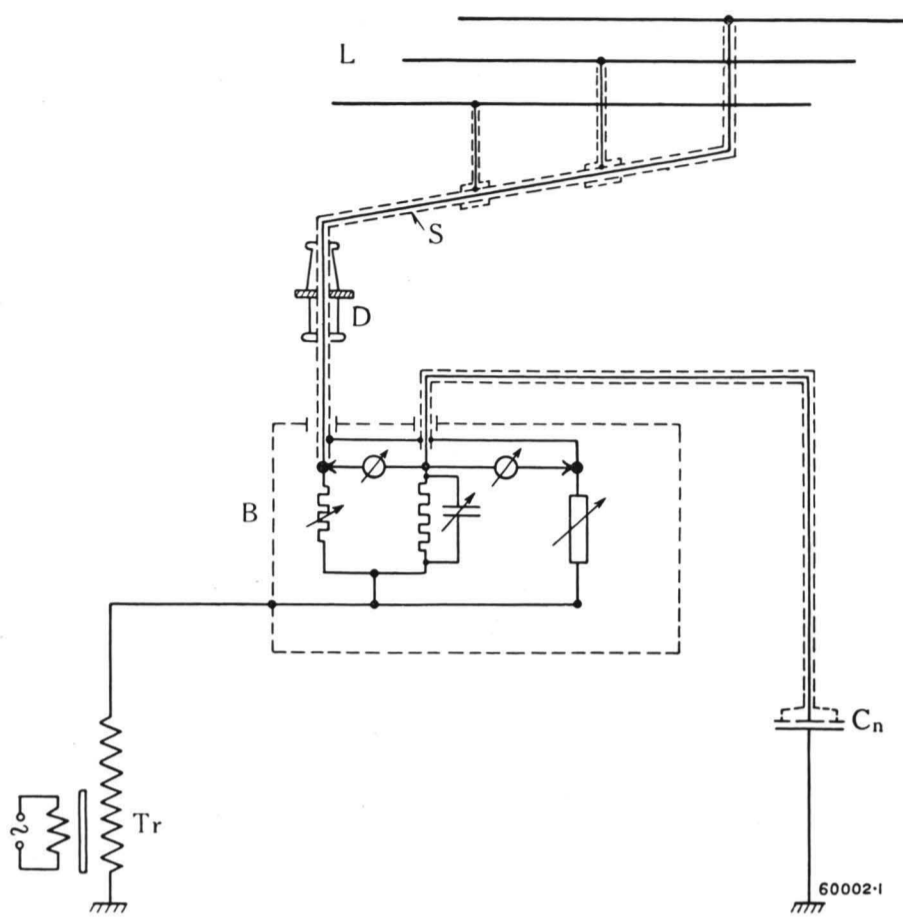


Fig. 4. — Schéma pour la mesure des pertes de la ligne à trois conducteurs de la figure 2.

B = Pont. L = Ligne d'essai.
 D = Traversée. S = Aménée de courant blindée.
 Cn = Condensateur de comparaison. Tr = Transformateur haute tension.

avec croisement des bornes du transformateur. L'erreur dont on a dû tenir compte avec le transformateur utilisé, avec 200 kV par rapport à la terre, est de l'ordre de 0,01 kW/km. Pour simplifier, les pertes n'ont été évaluées que pour un conducteur.

Les pertes des isolateurs ont été déterminées, à diverses conditions météorologiques, par des mesures spéciales et les résultats corrigés en conséquence.

ANALYSE DES RÉSULTATS D'ESSAIS.

Ainsi qu'on l'a déjà mentionné, l'effet couronne s'oppose à l'influence de la couche superficielle; il s'établit ainsi un équilibre. Ce phénomène a été analysé par brouillard. Les courbes de la figure 5 montrent que cet équilibre est atteint après environ 20 minutes.

Les mesures ne nous ont pas permis d'analyser l'influence des faibles variations de la pression et de la température de l'air sur les pertes par effet couronne, en raison de la petitesse de ces fluctuations et de l'influence d'autres phénomènes perturbateurs.

Pour pouvoir comparer entre elles les pertes par effet couronne mesurées sous des conditions météorologiques différentes: brouillard, pluie, etc., il est nécessaire de les rapporter à la même densité de l'air. Toutes les courbes de pertes sont donc rapportées à une densité relative de l'air de $\delta = 1$, une pression de 760 mm Hg et une température de 20° C. En admettant que les pertes soient constantes, la tension correspondante est obtenue par la relation

$$U_{\delta=1} = \frac{U_{\delta_x}}{\delta_x}$$

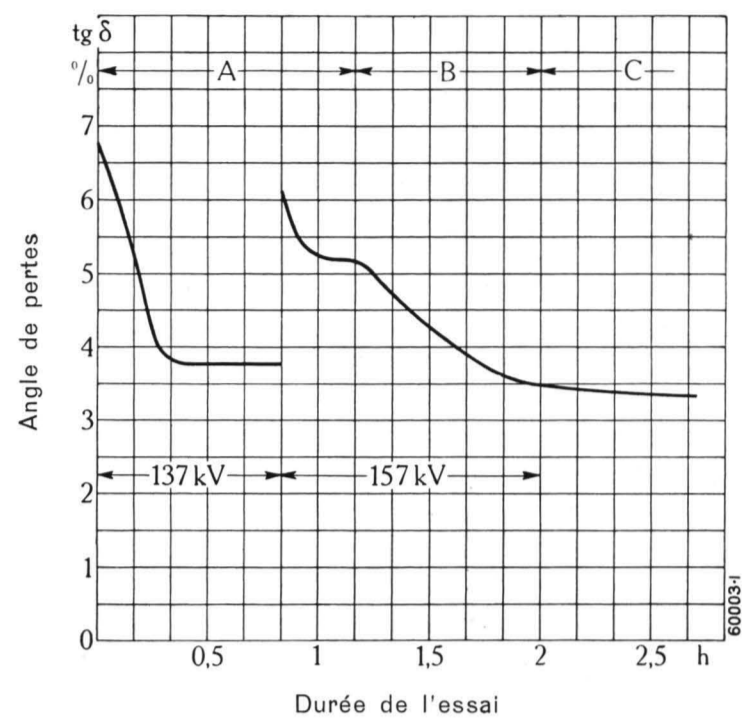


Fig. 5. — Influence du brouillard sur les pertes par effet couronne, mesurées sur un câble de cuivre plein de 20 mm de diamètre. Angle de pertes en fonction du temps pour des tensions d'essai de 137 et 157 kV.

A = Epais brouillard.
 B = Le brouillard disparaît lentement.
 C = Plus de brouillard, ligne encore humide.

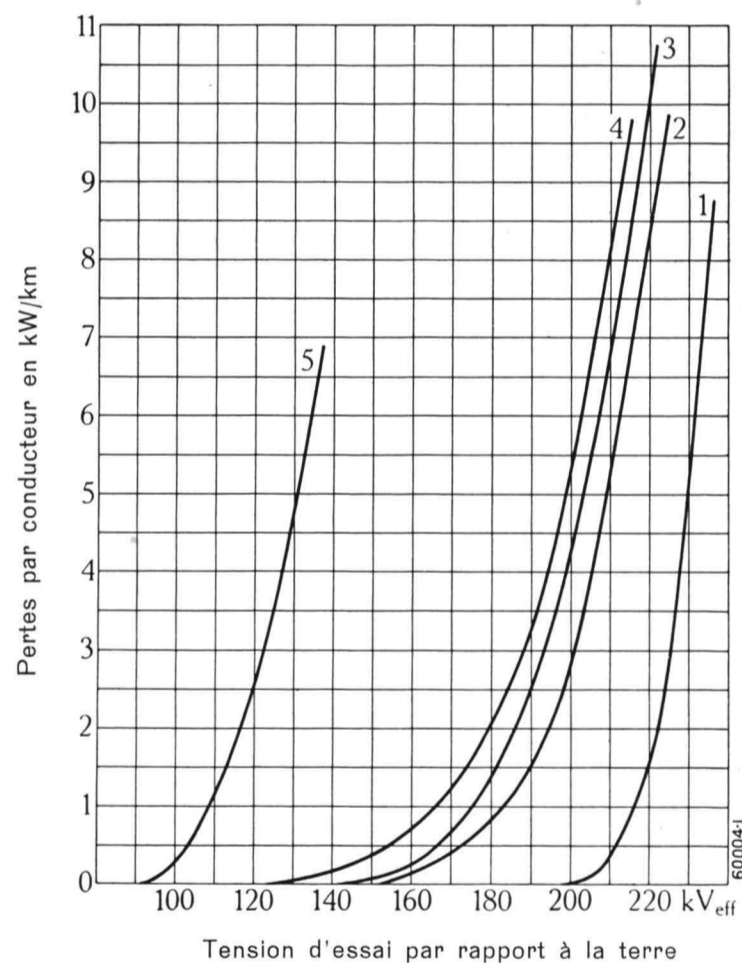


Fig. 6. — Influence des conditions météorologiques sur les pertes par effet couronne, mesurées sur un câble de cuivre plein de 20 mm de diamètre. Pertes en fonction de la tension, pour les conditions atmosphériques suivantes:

Courbe No	Pression barométrique mm Hg	Température de l'air °C	Humidité relative de l'air %	Densité relative de l'air	Conditions atmosphériques
1	732,0	20,5	74	0,965	Soleil jusqu'à couvert
2	729,7	5,0	85	1,01	Ciel clair, pas de soleil, temps sec
3	733,7	12,5	99	0,995	Faible brouillard
4	717,0	10,0	86	0,98	Faiblement nuageux, formation de rosée
5	728,4	- 4,0	98	1,045	Givre, ciel clair

Par temps relativement mauvais, c'est-à-dire par forte humidité ou faible pluie, les pertes de la ligne sont de l'ordre de 10 fois, par temps très mauvais, forte pluie, neige ou givre, de 100 fois la valeur des pertes mesurées par beau temps.

L'allure des courbes de pertes des figures 6 et 7 montre que l'influence des conditions météorologiques a pour effet un déplacement parallèle des courbes. Le décalage total couvre une valeur de 100 kV. La tension critique d'effet couronne se réduit, par mauvais temps, à la moitié de ce qu'elle est par beau temps. Quant aux pertes mesurées sur le câble de 50 mm de diamètre à 240 kV, elles sont décuplées par brouillard naissant et centuplées par forte pluie, par rapport aux valeurs obtenues par beau temps (tension correspondant à des pertes perceptibles par beau temps). Le câble de 20 mm de diamètre se comporte de la même façon. Les courbes correspondant à la neige et au givre se placent entre les courbes 3 (légère pluie) et 4 (forte pluie) de la figure 7.

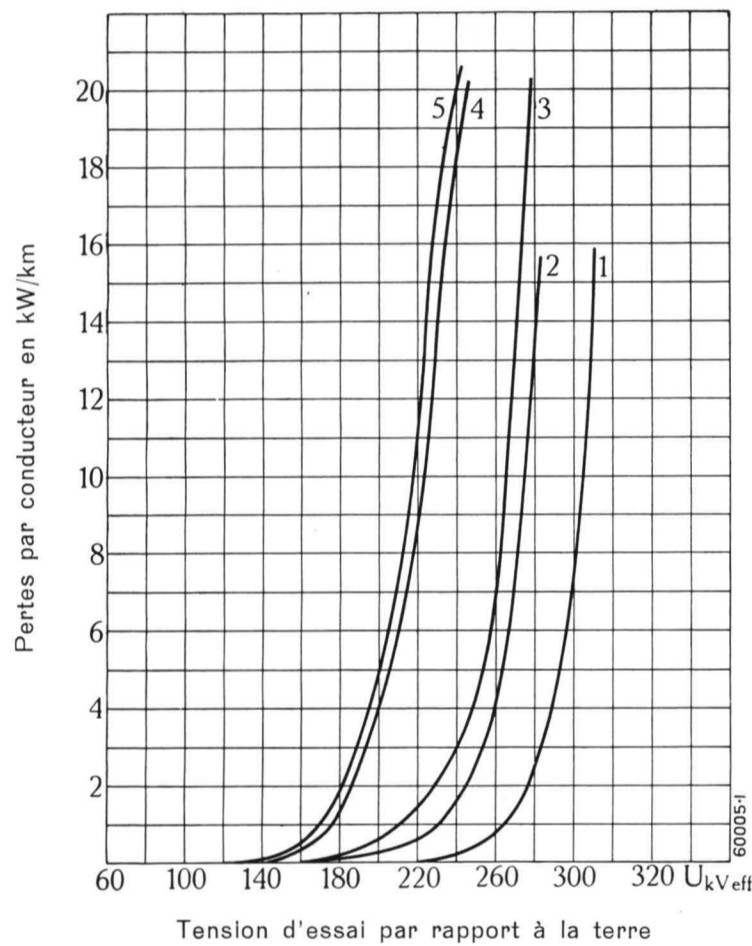


Fig. 7. — Influence des conditions météorologiques sur les pertes par effet couronne, mesurées sur un câble d'aluminium creux de 50 mm de diamètre, après vieillissement artificiel du câble. Pertes en fonction de la tension, pour les conditions atmosphériques suivantes :

Courbe No	Pression barométrique mm Hg	Température de l'air °C	Humidité relative de l'air %	Densité relative de l'air	Conditions atmosphériques
1	753	22,2	54	0,977	Soleil jusqu'à couvert
2	766	3,8	99	1,064	Couvert, brumeux
3	759	11,2	89	1,027	Faible pluie
4	758	11,0	100	1,027	Epais brouillard
5	759	11,2	88	1,027	Faible pluie

Les trois courbes de la figure 8 représentent les caractéristiques du câble de 50 mm, après un vieillissement naturel d'une année et demie. Une comparaison avec la figure 7 montre que l'influence du vieillissement sur les pertes se fait sentir non seulement par beau temps, mais encore, dans une mesure semblable, par mauvais temps.

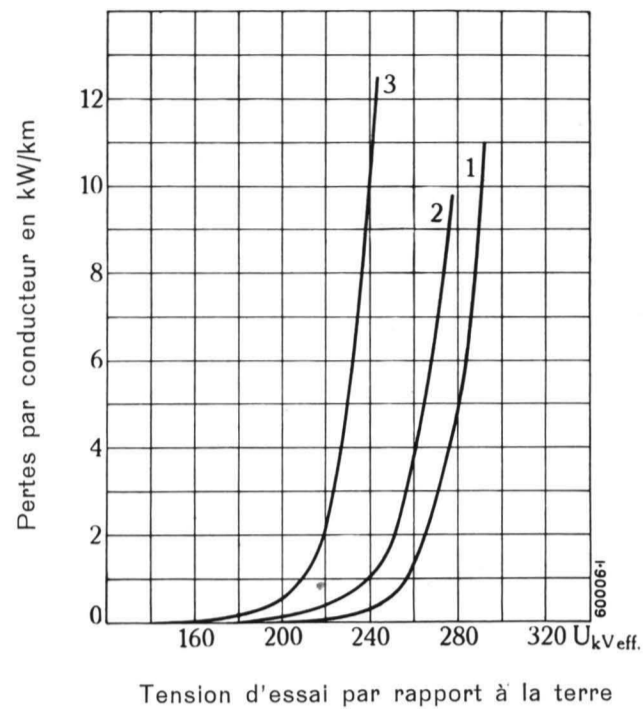


Fig. 8. — Influence des conditions météorologiques sur les pertes par effet couronne, mesurées sur un câble d'aluminium creux de 50 mm de diamètre, après vieillissement naturel du câble. Les pertes mesurées ne sont que de peu supérieures à celles correspondant à un vieillissement artificiel. Pertes en fonction de la tension, pour les conditions atmosphériques suivantes :

Courbe No	Pression barométrique mm Hg	Température de l'air °C	Humidité relative de l'air %	Densité relative de l'air	Conditions atmosphériques
1	762	8,0	53	1,036	Soleil
2	767	1,1	79	1,067	Couvert
3	758	1,0	100	1,062	Brouillard moyen

LA LOI DE CONVERSION DE POTTHOFF.

Selon la méthode préconisée par Potthoff¹⁾, une courbe de pertes, relevée d'après des mesures faites sur une disposition donnée de conducteurs, peut être convertie en une courbe correspondant à une autre disposition. Il suffit pour cela de poser le rapport des intensités de champ à la surface des conducteurs égal aux intensités de champ au début de la décharge :

$$\frac{U_1 \times C_1}{r_1} : \frac{U_2 \times C_2}{r_2} = E_{01} : E_{02}$$

où

U_1, U_2 = Tension appliquée aux conducteurs.

C_1, C_2 = Capacités correspondantes.

r_1, r_2 = Rayons des conducteurs.

E_{01}, E_{02} = Intensités du champ au début de la décharge.

Lorsque les dispositifs d'essai ont des conducteurs de même rayon, on peut négliger la faible influence qu'exerce la densité du champ au début de la décharge sur la disposition des conducteurs et l'on obtient la relation :

$$U_2 = U_1 \cdot \frac{C_1}{C_2} \tag{1}$$

dans laquelle U_1 et C_1 sont les valeurs mesurées.

¹⁾ K. Potthoff, ETZ 54 (1933), p. 169 et 57 (1936), p. 1054.

Si U_{2v} représente la tension composée d'une ligne triphasée, U_1 la tension mesurée du conducteur par rapport à la terre, C_1 la capacité de la ligne d'essai

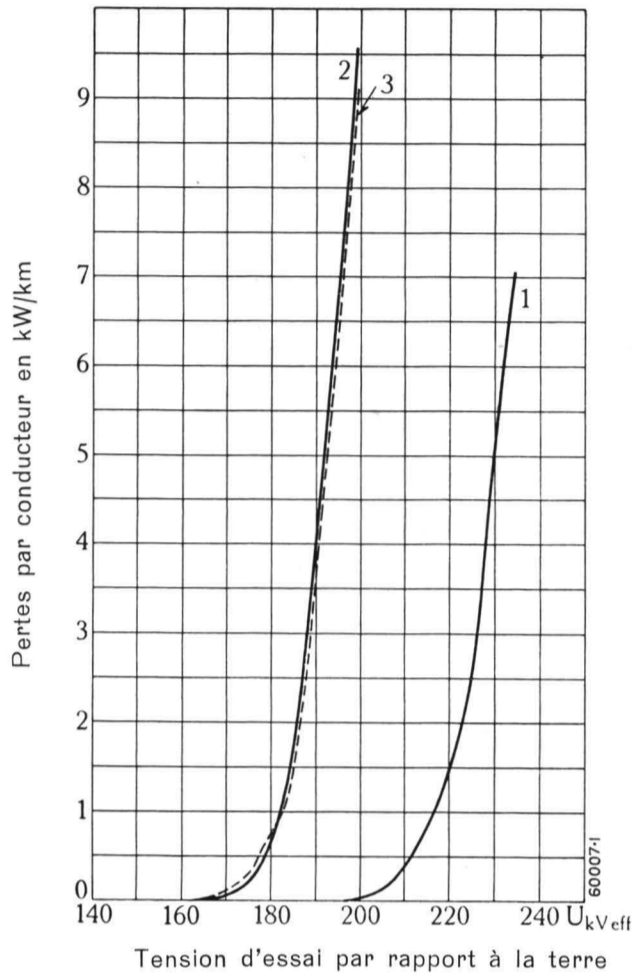


Fig. 9. — Influence du couplage de la ligne sur les pertes par effet couronne. Mesures effectuées sur un câble de cuivre plein de 20 mm de diamètre. Pertes en fonction de la tension pour les conditions atmosphériques suivantes :

Courbe No	Humidité relative de l'air %	δ	C	Couplage	Conditions atmosphériques
1	74	0,965	355		Soleil jusqu'à couvert, temps sec
2	54	0,995	426		Soleil jusqu'à couvert, temps sec
3	Courbe correspondant au couplage symétrique (courbe 1) et rapportée au couplage asymétrique (courbe 2)				

et C_2 la capacité de service de la ligne triphasée par phase, on a :

$$U_{2v} = \frac{C_1}{C_2} \times \sqrt{3} \times U_1 \quad (2)$$

L'exactitude de cette loi de conversion a pu être démontrée à l'aide des deux lignes d'essai. Les résultats de l'analyse ressortent des figures 9 à 11, dans lesquelles on a reporté les pertes d'un conducteur, d'une part dans le cas de tension symétrique appliquée aux deux conducteurs, d'autre part lorsque le second conducteur est mis à la terre. Pour obtenir la courbe de pertes cherchée, il suffit de convertir la courbe des pertes mesurées en calculant la tension correspondante U_2 ou U_{2v} d'après les formules 1 et 2 pour une valeur constante des pertes.

Ainsi qu'on le voit aux figures 9 et 10, la courbe des pertes obtenue par le calcul coïncide parfaitement avec celle correspondant aux valeurs mesurées, ce qui

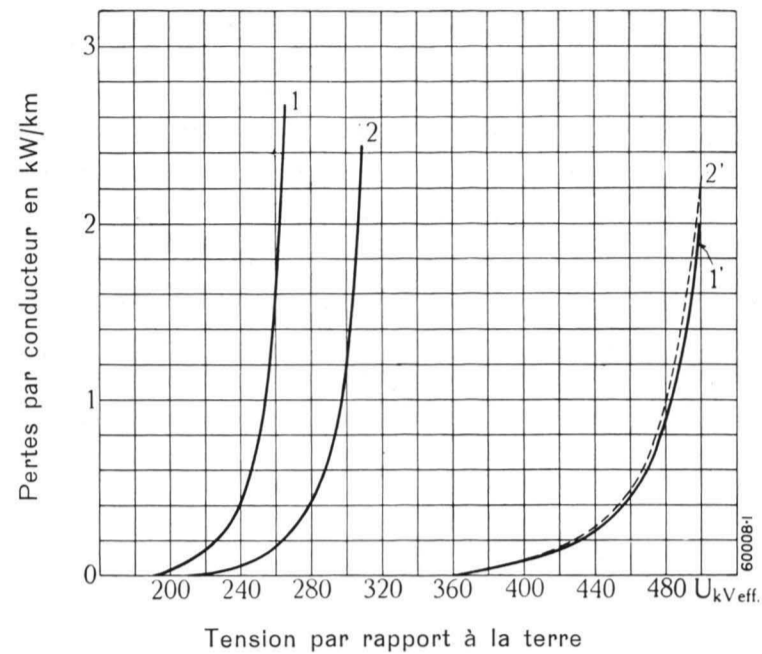


Fig. 10. — Pertes par effet couronne d'une ligne monophasée et d'une ligne triphasée. Câble d'aluminium creux de 50 mm de diamètre. Pertes en fonction de la tension. Les courbes 1' et 2' de la ligne triphasée sont calculées d'après les courbes mesurées 1 et 2 de la ligne monophasée.

Courbe No	Humidité relative de l'air %	δ	Conditions météorologiques	Capacité de la ligne monophasée pF/cm	Capacité de la ligne triphasée pF/cm	Couplage
1	70	1,060	Soleil, à couvert	0,1017		
2	70	1,060	Soleil, à couvert	0,0868		
1'					0,0923	
2'					0,0923	

Les courbes 1' et 2' sont portées en fonction de la tension composée.

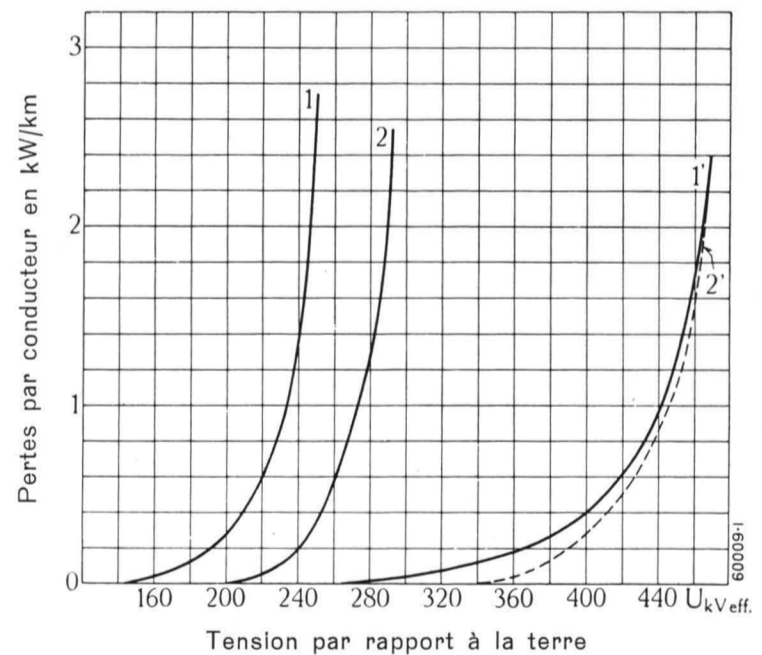


Fig. 11. — Pertes par effet couronne d'une ligne monophasée et d'une ligne triphasée. Câble d'aluminium creux de 50 mm de diamètre. Pertes en fonction de la tension. Les courbes 1' et 2' de la ligne triphasée sont calculées d'après les courbes mesurées 1 et 2 de la ligne monophasée.

Courbe No	Humidité relative de l'air %	δ	Conditions météorologiques	Capacité de la ligne monophasée pF/cm	Capacité de la ligne triphasée pF/cm	Couplage
1	98	1,064	Couvert, faible brouillard	0,1017		
2	98	1,064	Couvert, faible brouillard	0,0868		
1'					0,0923	
2'					0,0923	

Les courbes 1' et 2' sont portées en fonction de la tension composée.

corrobore l'exactitude de cette loi. Il est important, pour obtenir une coïncidence parfaite entre les valeurs calculées et mesurées, que les deux essais aient lieu à court intervalle et que les conditions météorologiques restent invariables. Cette exigence est difficile à remplir par brouillard; c'est ce qui explique l'écart entre les courbes 1 et 2 de la figure 11.

Les résultats de l'analyse ne seront corrects que si: a) les conducteurs des deux dispositifs présentent la même structure superficielle, b) l'espace où se produit la décharge se limite à une mince enveloppe autour

du conducteur, c) les variations de la capacité dues à l'effet couronne sont insignifiantes.

La première condition est évidente. Quant à la seconde, elle se trouvera remplie pourvu que l'intervalle entre conducteurs soit suffisant. En effet, les porteurs de charge d'un conducteur n'atteignent ceux de l'autre que lorsque l'intervalle est faible, ce qui favorise alors la décharge. Enfin, la troisième condition se trouve également remplie dans le domaine des pertes économiquement admissibles.

(MS 972)

P. Geiser et Fr. Beldi. (H. D.)

LA TENSION DE CONTOURNEMENT DES ISOLATEURS COMPOSÉS, AVEC BRIDES MÉTALLIQUES INTERMÉDIAIRES.

Indice décimal 621.315.62.015.52
621.3.015.52:621.315.62

Exposé sommaire de la façon dont les isolateurs composés se comportent physiquement lors d'un contournement. Analyse des mesures exécutées sur des isolateurs composés et des isolateurs en une seule pièce, soumis à des ondes de choc et à des tensions alternatives. Il ressort des essais que la meilleure façon de déterminer la tension de contournement d'isolateurs composés est de considérer leur distance nette d'éclatement, en négligeant la longueur des brides intermédiaires.

L'essor de l'industrie électrique, qui va de pair avec la vogue dont jouit la houille blanche, a pour effet direct une extension des centres de production d'énergie et des systèmes de transmission. A l'avenir, ces derniers serviront non plus seulement à la distribution directe de l'énergie, mais encore et toujours plus au transport d'énergie à grande distance. La nécessité qu'il y a de rendre ces systèmes de transport d'énergie à grande distance aussi économiques que possible entraîne une augmentation croissante des tensions de transmission en usage jusqu'ici. C'est ainsi que l'application d'une tension de service de 400 kV eff. pour la transmission d'énergie à grande distance peut certainement être envisagée dans un avenir rapproché. Il faudra donc adapter l'appareillage électrique à ces hautes tensions. Les isolateurs nécessaires atteignent cependant des dimensions telles, qu'une exécution en une seule pièce devient pratiquement impossible. Il faut alors recourir à des isolateurs composés de deux, trois parties, ou même davantage, séparées les unes des autres par des brides métalliques intermédiaires assurant une liaison mécanique parfaite du tout.

Nous nous proposons, dans ce qui suit, de montrer tout d'abord brièvement la façon dont se comportent physiquement de tels isolateurs composés, à brides métalliques intermédiaires, pour autant que cela soit nécessaire à l'analyse des résultats d'essais que l'on trouvera plus loin. Il en résulte pour le constructeur une formule très pratique, dont l'exactitude suffit dans la majorité des cas, et qui permet d'assimiler l'isolateur composé à un isolateur simple de même tension de contournement.

Pour qu'un contournement se produise sur un intervalle d'isolement *simple*, il faut que la condition de décharge soit remplie, c'est-à-dire: il faut que la tension appliquée atteigne la valeur de décharge disruptive correspondant à sa nature (valeur de la tension et allure de sa courbe en fonction du temps). Par contre, pour qu'il y ait contournement total d'un intervalle d'isolement *composé*, il faut que la condition de décharge soit remplie pour un tronçon au moins. Après son contournement, la condition de décharge doit être remplie pour le suivant, et ainsi de suite. C'est en général ce qui se produit en pratique, de sorte que le contournement d'un tronçon précède immédiatement celui de la distance totale d'isolement.

La tension de contournement totale de l'isolateur composé, que l'on peut en général assimiler à un système de capacités et de résistances, dépend encore du genre de contrainte. Sous tension alternative à 50 pér/s par exemple, la répartition de la tension est capacitive aux faibles valeurs; au-dessus de la tension correspondant au début de la décharge et dans le cas de fortes décharges préalables, la répartition ohmique de la tension commence à jouer un rôle compensateur. Au voisinage immédiat de la tension de contournement, cette répartition ohmique peut, tout au moins à la valeur de crête de l'onde de tension, influencer la décharge.

Sous choc, l'admittance capacitive devient si élevée, en raison de la grande variation de vitesse du champ pendant la durée du front de l'onde, que la dérivation représentée par la décharge préliminaire, quoique grande en valeur absolue, n'a aucune influence sur la répartition de la tension. On peut donc s'attendre presque toujours à une répartition purement capacitive de la tension pour toutes les durées de front de l'ordre de 1 μ s et moins.

Il y a lieu de remarquer, en outre, que les formes caractéristiques de décharge diffèrent fortement selon

que les contraintes sont sous tension alternative ou sous tension de choc. Dans le premier cas, il se produit une forte ionisation préliminaire aux électrodes — dans le cas de l'isolateur composé aux électrodes intermédiaires — ce qui, pour ce dernier, est un désavantage par rapport à l'exécution en une pièce. Sous tension de choc, par contre, il ne se produit aucune décharge préliminaire sensible; à cet égard les deux isolateurs se comportent donc pratiquement de la même façon.

Il est impossible de tirer des phénomènes physiques brièvement décrits, accompagnant un contournement total, une relation simple pour la détermination exacte de la tension de contournement d'un isolateur composé. On ne dispose dans ce but que de *résultats d'essais*.

Les résultats de mesures consignés ci-dessous sont valables pour des isolateurs simples et composés posés verticalement sur une plaque. Ces isolateurs, en porcelaine, sont du type à jupes multiples avec armatures constituées par des électrodes cylindriques à bords vifs, dites à effluves. Pendant les mesures sous tension alternative, la tension d'essai était pratiquement sinusoïdale. Les essais sous ondes de choc furent exécutés avec le nouveau générateur d'impulsions¹⁾, déjà en service depuis de nombreux mois. Pour toutes les mesures on a eu recours à l'onde normale de $1/50 \mu s$, reproduite sur la figure 1. Il ressort de ces oscillogrammes que les grandeurs caractéristiques de l'onde coïncident

¹⁾ Voir pages 219/220 du présent numéro.

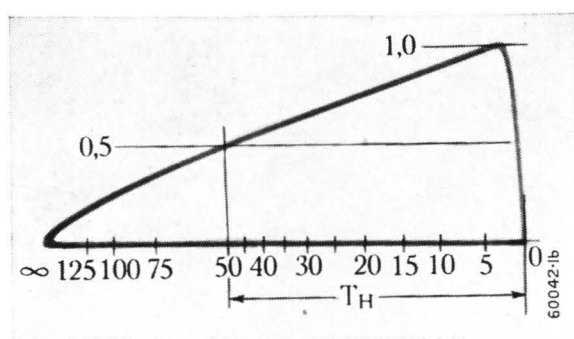
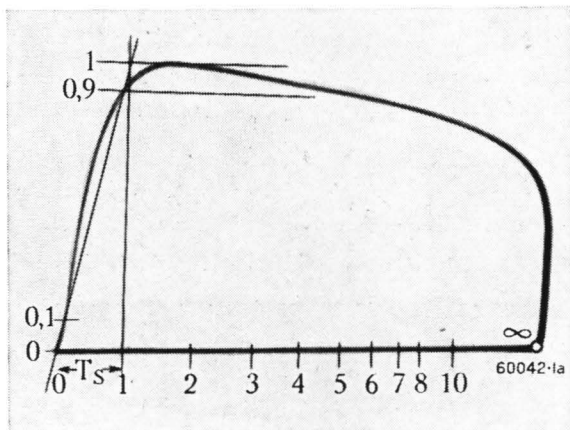


Fig. 1. — Oscillogrammes de l'onde de choc utilisée lors des mesures.

a = Diagramme avec petite échelle logarithmique des temps, pour l'analyse du front de l'onde.

T_s = Durée du front = $1 \mu s$.

b = Diagramme avec grande échelle logarithmique des temps, pour la représentation du dos de l'onde de choc.

T_h = Durée de mi-amplitude = $50 \mu s$.

Les grandeurs caractéristiques de l'onde coïncident exactement avec les valeurs nominales; l'amplitude des harmoniques est très faible.

parfaitement avec les valeurs nominales et que l'amplitude maximum des harmoniques aux environs de la crête reste bien au-dessous de 1% de l'amplitude fondamentale.

Les tensions de contournement des divers dispositifs d'essai ont été mesurées pour différents intervalles d'éclatement pour le cas d'une et de deux brides intermédiaires dont la longueur pouvait être modifiée. Afin de pouvoir apprécier la rigidité diélectrique au contournement d'un isolateur composé, la méthode la plus naturelle qui s'impose est de la comparer avec celle d'un isolateur en une seule pièce, de même tension de contournement, et de comparer entre elles les distances disruptives obtenues. L'isolateur en une seule pièce représente dans ce cas la distance d'éclatement équivalente, correspondant à l'isolateur composé.

Il va sans dire que la relation donnant la distance d'éclatement équivalente doit contenir les distances partielles d'éclatement aussi bien que la longueur des brides intermédiaires. Il est plausible d'établir deux valeurs limites, la limite supérieure correspondant à la somme de toutes les distances partielles d'éclatement y compris les longueurs totales des brides intermédiaires, la limite inférieure ne renfermant que la somme des distances d'éclatement partielles sans la longueur des brides intermédiaires.

Sous forme de formule, ces deux valeurs-limite peuvent s'écrire:

$$S_{\text{équivalente}} = \Sigma_s + \Sigma_a \quad (1)$$

et
$$S_{\text{équivalente}} = \Sigma_s \quad (2)$$

où $S_{\text{équivalente}}$ = Distance d'éclatement équivalente de l'isolateur en une seule pièce.

Σ_s = Somme de toutes les distances partielles d'éclatement de l'isolateur composé.

Σ_a = Somme des longueurs des brides métalliques intermédiaires.

La moyenne de ces deux valeurs extrêmes est:

$$S_{\text{équivalente}} = \Sigma_s + \frac{\Sigma_a}{2} \quad (3)$$

Le domaine dans lequel ces formules sont valables ne peut être déterminé qu'à l'aide de résultats d'essais.

Les résultats de nos mesures sont rassemblés dans les figures 2 à 5. Les figures 2 et 3 se réfèrent aux essais sous tension de choc, tandis que les figures 4 et 5 correspondent aux mesures sous tension alternative à fréquence industrielle. Les points des figures 2 et 3 sont les mêmes; ces deux graphiques ne diffèrent que par la façon dont ils ont été représentés. Ceci est vrai également pour les figures 4 et 5. En effet, dans les figures 2 et 4 les tensions de contournement sont représentées en fonction d'une distance d'éclatement équivalente correspondant à la formule (3), tandis que pour les figures 3 et 5 on s'est servi de la formule (2). Les courbes 1a de tous les gra-

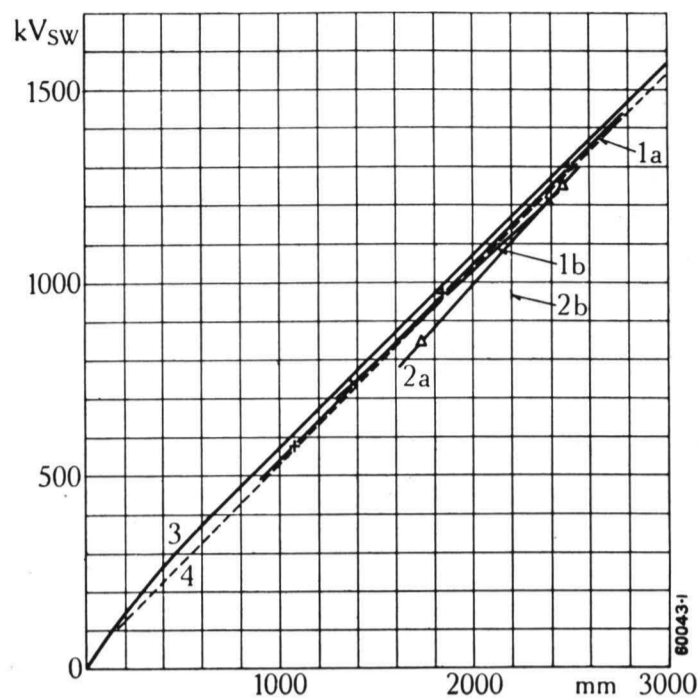


Fig. 2. — Tension 50% de contournement sous onde de choc positive, relevée sur des isolateurs simples en fonction de la distance d'éclatement, et sur des isolateurs composés en fonction de la distance d'éclatement équivalente $S_E = \sum s + \sum \frac{a}{2}$.

- Courbes 1a—2b = Isolateurs composés.
- Courbe 1a (points +) = Une seule bride intermédiaire, 120 mm de longueur.
- Courbe 1b (points ×) = Deux brides intermédiaires, 120 mm de longueur.
- Courbe 2a (points Δ) = Une seule bride intermédiaire, 350 mm de longueur.
- Courbe 2b (points o) = Deux brides intermédiaires, 350 mm de longueur.
- Courbe 3 = Isolateurs en une seule pièce.
- Courbe 4 = Tension de contournement selon prescriptions REH, en fonction de la distance minimum d'éclatement correspondante.

Quelques points tombent au-dessous de la courbe 4, ce qui est contraire aux prescriptions.

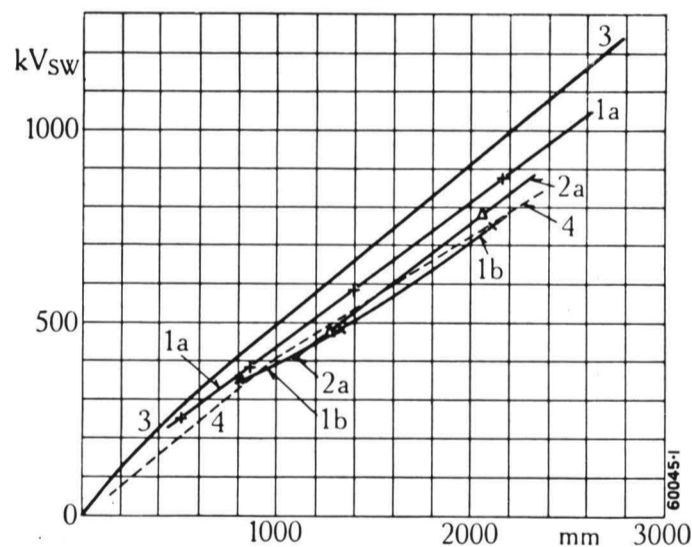


Fig. 4. — Tension de contournement à 50 pér/s relevée sur des isolateurs simples en fonction de la distance d'éclatement, et sur des isolateurs composés en fonction de la distance d'éclatement équivalente :

$$S_E = \sum s + \sum \frac{a}{2}$$

- Courbes 1a—2a = Isolateurs composés.
- Courbe 1a (points +) = Une seule bride intermédiaire, 120 mm de longueur.
- Courbe 1b (points ×) = Deux brides intermédiaires, 120 mm de longueur.
- Courbe 2a (points Δ) = Une seule bride intermédiaire, 350 mm de longueur.
- Courbe 3 = Isolateurs en une seule pièce.
- Courbe 4 = Tension de contournement selon prescriptions REH en fonction de la distance minimum d'éclatement correspondante.

Quelques points tombent au-dessous de la courbe 4, ce qui est contraire aux prescriptions.

phiques ont été obtenues avec une bride intermédiaire de 120 mm de longueur, les courbes 1 b avec deux brides semblables. Les brides courtes de ce genre peuvent être considérées comme les plus communes.

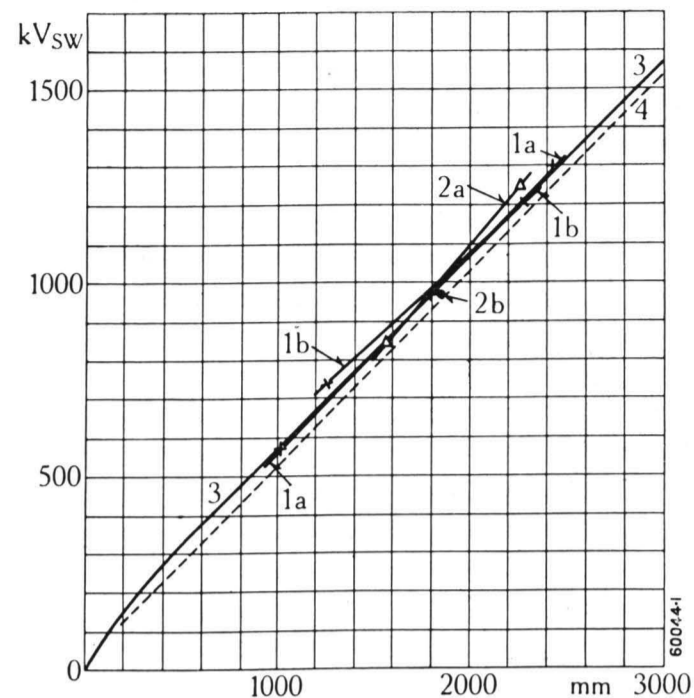


Fig. 3. — Tension 50% de contournement sous onde de choc positive, relevée sur des isolateurs simples en fonction de la distance d'éclatement, et sur des isolateurs composés en fonction de la distance d'éclatement équivalente $S_E = \sum s$.

- Courbes 1a—2b = Isolateurs composés.
- Courbe 1a (points +) = Une seule bride intermédiaire, 120 mm de longueur.
- Courbe 1b (points ×) = Deux brides intermédiaires, 120 mm de longueur.
- Courbe 2a (points Δ) = Une seule bride intermédiaire, 350 mm de longueur.
- Courbe 2b (points o) = Deux brides intermédiaires, 350 mm de longueur.
- Courbe 3 = Isolateurs en une seule pièce.
- Courbe 4 = Tension de contournement selon prescriptions REH en fonction de la distance minimum d'éclatement correspondante.

Tous les points tombent au-dessus de la courbe-limite 4. Les prescriptions sont donc respectées.

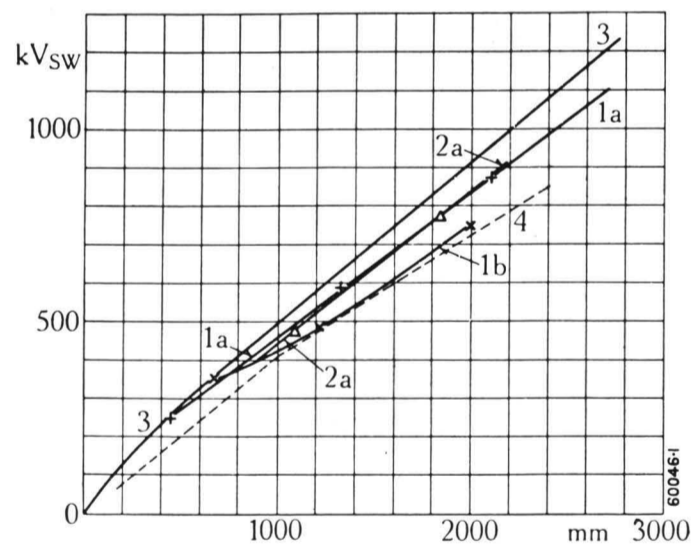


Fig. 5. — Tension de contournement à 50 pér/s relevée sur des isolateurs simples en fonction de la distance d'éclatement, et sur des isolateurs composés en fonction de la distance d'éclatement équivalente.

$$S_E = \sum s$$

- Courbes 1a—2a = Isolateurs composés.
- Courbe 1a (points +) = Une seule bride intermédiaire, 120 mm de longueur.
- Courbe 1b (points ×) = Deux brides intermédiaires, 120 mm de longueur.
- Courbe 2a (points Δ) = Une seule bride intermédiaire, 350 mm de longueur.
- Courbe 3 = Isolateurs en une seule pièce.
- Courbe 4 = Tension de contournement selon prescriptions REH en fonction de la distance minimum d'éclatement correspondante.

Tous les points tombent au-dessus de la courbe-limite 4. Les prescriptions sont donc respectées.

Les courbes 2 a et 2 b permettent de déterminer la tension de contournement dans le cas de longues brides: 2 a correspondant à une bride intermédiaire simple de 350 mm et 2 b à deux brides semblables.

En ce qui concerne le genre de contrainte, les familles de courbes des isolateurs composés accusent une différence marquée. Les divergences entre les caractéristiques des divers dispositifs sont plus accentuées sous tension alternative (fig. 4 et 5) que sous onde de choc (fig. 2 et 3).

Afin de montrer laquelle des formules est valable, pour la distance d'éclatement équivalente on a également porté, dans les figures, les tensions de contournement mesurées sur des isolateurs en une seule pièce (courbes 3). La formule est correcte lorsque les courbes de la tension de contournement d'isolateurs composés en fonction de la distance d'éclatement équivalente coïncident avec celle de l'isolateur en une seule pièce. Ainsi que le montrent les figures, la formule (3) donne, pour la distance d'éclatement équivalente, des valeurs trop élevées aussi bien sous ondes de choc que sous tension alternative (fig. 2 et 4). Les tensions de contournement mesurées sont en réalité inférieures à celles que l'on déduit de la courbe 3, pour la distance d'éclatement équivalente calculée. Les valeurs données par la formule (1) sont par conséquent nettement exagérées; c'est la raison pour laquelle on ne les a pas reportées dans les figures. La formule (2), par contre, correspond parfaitement à la réalité pour les essais de choc (fig. 3)

tandis qu'elle fournit des valeurs encore trop élevées sous tension alternative (fig. 5).

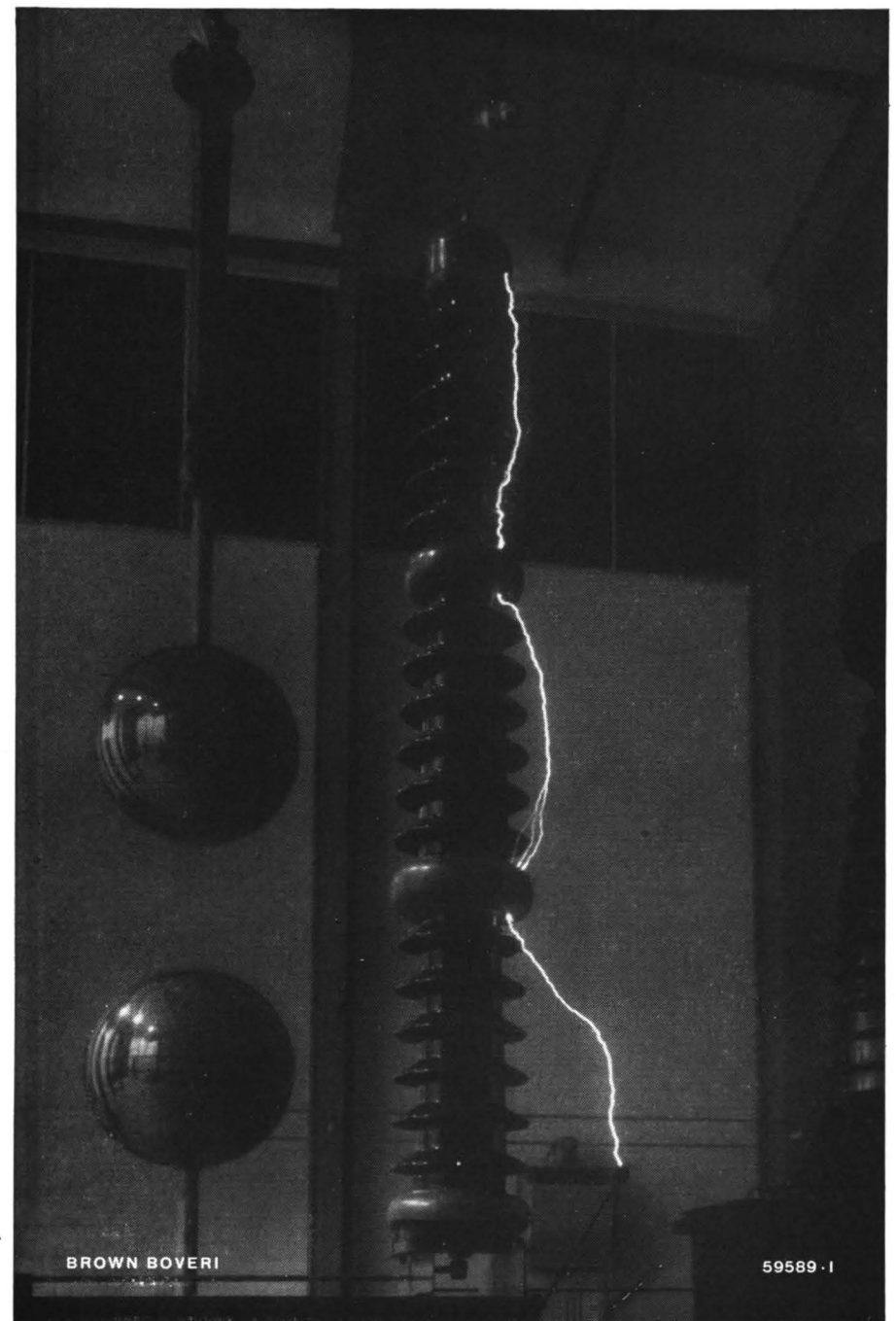
Conformément aux prescriptions VDE en vigueur pour l'appareillage à courant alternatif à haute tension (REH), la distance d'éclatement équivalente d'après la formule (3) ne doit pas être inférieure à la distance d'éclatement minimum exigée pour les isolateurs en une seule pièce. Afin de vérifier le bien-fondé de cette exigence, nous avons reporté sur les figures 2—5 les valeurs minima exigées par le VDE pour la tension de contournement en fonction des distances d'éclatement minima (courbes 4). Il ressort des figures 2 et 4 que la tension de contournement minimum prescrite par les normes REH est en général atteinte sous choc et sous tension alternative, lorsque la distance d'éclatement équivalente d'après la formule (3) correspond à la valeur minimum exigée par les normes REH. Dans certains cas isolés, en particulier pour les longues brides, la tension de contournement reste cependant inférieure aux valeurs minima exigées. Lorsque la distance d'éclatement équivalente d'après la formule (2) est égale à la valeur minimum selon REH, la tension de contournement prescrite est dans tous les cas atteinte ou dépassée (fig. 3 et 5).

(MS 978)

F. Beldi et E. Uhlig. (H. D.)

Essai de choc sur un sectionneur de 400 kV (modèle).

La distance disruptive de l'éclateur de protection est plus grande que la distance donnée par les prescriptions; c'est pourquoi il se produit des arcs de contournement entre armatures. Tension de contournement 1800 kV (amplitude).



DE LA COORDINATION DE L'ISOLEMENT ET DU DEGRÉ DE SÉCURITÉ DES INSTALLATIONS, POUR DIFFÉRENTES VALEURS DE LA GRADUATION.

Indice décimal 621.316.93:621.3.048

Des études très poussées sur la dispersion des tensions d'amorçage en choc ont montré qu'on ne peut pas graduer l'isolement des installations électriques de façon à assurer une protection absolue. Il en résulterait des intervalles trop grands entre les différents niveaux d'isolement et partant des frais d'établissement trop élevés. D'où la nécessité de calculer la probabilité de non-fonctionnement du système de coordination pour un gradin de potentiel donné. L'article ci-dessous traite des calculs de probabilité qui déterminent le choix des gradins de potentiel prévus par le comité suisse dit de coordination. Les développements théoriques ont été vérifiés par de nombreuses expériences.

1. Introduction.

La coordination de l'isolement comprend l'ensemble de toutes les mesures propres à éviter, dans une installation électrique, les perforations de l'isolement consécutives aux surtensions et à localiser les arcs de surface aux endroits où ils ne produisent pas de dégâts et ne gênent pas le service, pour autant toutefois qu'on ne puisse les supprimer complètement sans frais exagérés. L'une de ces mesures consiste à graduer la rigidité diélectrique des différentes parties d'installation, de manière que sous l'influence d'une tension de choc, certains de ces éléments d'installation soient contournés (ou s'amorcent) et d'autres pas. En choisissant trois niveaux d'isolement, on crée deux gradins de potentiel: l'un est compris entre le niveau inférieur et le niveau intermédiaire, l'autre entre le niveau intermédiaire et le niveau supérieur. Le niveau inférieur est normalement représenté par les parafoudres, le niveau intermédiaire par les éclateurs à cornes et le niveau supérieur en partie par des distances d'éclatement dans l'air, en partie par des diélectriques liquides ou solides. Nous nous proposons d'étudier ici d'une part, le gradin de potentiel compris entre le niveau inférieur et le niveau intermédiaire, d'autre part le gradin de potentiel compris entre le niveau intermédiaire et les distances d'éclatement dans l'air du niveau supérieur.

Nous nous demandons tout d'abord sous quelles conditions un parafoudre peut empêcher par son fonctionnement l'amorçage des éclateurs à cornes du niveau intermédiaire. Le problème paraît très simple au premier abord: il suffit que la tension d'amorçage du parafoudre soit inférieure à celle de l'éclateur à cornes. Toutefois, on ne peut effectivement parler ni de la tension d'amorçage du parafoudre, ni de celle de l'éclateur, car ces deux valeurs sont sujettes à une forte dispersion. Une graduation sûre de l'isolement n'est donc possible que si la valeur maximale de la tension d'amorçage du parafoudre est inférieure à la

valeur minimale de la tension d'amorçage de l'éclateur à cornes.

Cette exigence semble parfaitement nette et intelligible; cependant, il est impossible de l'observer pratiquement, étant donnée l'ampleur de la dispersion. C'est ainsi que les mesures de la tension d'amorçage d'éclateurs à tiges, effectuées sur l'initiative du Comité suisse dit de coordination, ont donné des valeurs de la dispersion s'élevant jusqu'à 26%. Il n'existe à notre connaissance aucune donnée expérimentale de ce genre, relative aux éclateurs à cornes du niveau moyen; dans ces circonstances, nous utiliserons le chiffre mentionné ci-dessus comme base de nos calculs. La dispersion des tensions d'amorçage des parafoudres semble plus petite que celle des éclateurs; néanmoins, elle peut encore s'élever jusqu'à $\pm 20\%$. Dans ces conditions, il faudrait que la tension d'amorçage moyenne des parafoudres soit inférieure de 40% environ à la tension d'amorçage des éclateurs à cornes, si l'on veut satisfaire à l'exigence énoncée ci-dessus. L'intervalle devient encore plus grand, quand les parafoudres sont placés à une certaine distance des éclateurs à cornes et la tension d'amorçage des parafoudres ne devrait alors pas dépasser une valeur égale à environ la moitié de la tension d'amorçage des éclateurs à cornes. En pratique, cette condition ne peut être réalisée. Il en est de même à plus forte raison pour l'intervalle qui sépare le niveau intermédiaire du niveau supérieur.

Nous devons donc, de toute évidence, nous contenter de gradins de potentiel plus faibles, quitte à admettre que les éclateurs à cornes s'amorcent à l'occasion en lieu et place des parafoudres. La probabilité d'un raté de ce genre doit cependant être extrêmement réduite. Nous allons examiner dans ce qui suit la probabilité du non-fonctionnement des parafoudres pour un intervalle déterminé des niveaux d'isolement.

2. De la probabilité d'amorçage des éclateurs à cornes en fonction de la tension appliquée, pour des chocs de $1/50 \mu s$.

Notre exposé est fondé sur les résultats expérimentaux du Comité suisse dit de coordination. On distingue en principe:

D'une part la zone de dispersion comprise entre la tension d'amorçage à 0% (c'est-à-dire la tension

limite au-dessous de laquelle aucun amorçage ne se fait plus) et la tension d'amorçage à 100 % (c'est-à-dire la tension-limite au-dessus de laquelle chaque application de la tension donne lieu à un amorçage), d'autre part la dispersion de la tension d'amorçage

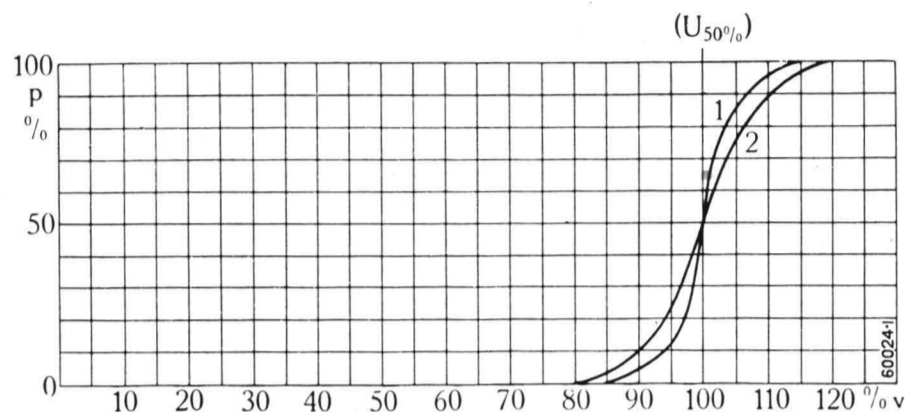


Fig. 1. — Probabilité d'amorçage p d'un éclateur à tiges en fonction de la tension v pour des chocs de tension normaux de la forme $1/50 \mu s$. L'amplitude de la tension de choc (v) est exprimée en centièmes de la tension d'amorçage à 50 %.

Courbe 1 = Valeur moyenne tirée de 12 séries de mesures différentes (distances d'éclatement: 145 à 1150 mm, polarité positive et négative).

Courbe 2 = Probabilité résultante pour une tension d'amorçage à 50 % selon la courbe 1, soumise elle-même à une dispersion représentée par les équations (4) et (1a).

à 50 % (c'est-à-dire la tension d'épreuve qui donne 50 amorçages sur un total de 100 épreuves) en fonction du temps et du lieu où se font les essais.¹⁾

La dispersion de première espèce peut être représentée par une courbe en forme de S (voir la courbe 1 de la fig. 1) qui illustre la relation existant entre la probabilité des amorçages et la valeur de crête de la tension de choc. Quand la tension appliquée est égale à 100, une longue série de chocs normaux ($1/50 \mu s$) donnera lieu à des amorçages de l'élément soumis aux essais dans la moitié (50 %) des cas; si au contraire la tension appliquée n'est égale qu'à 95, le nombre des amorçages est réduit à 12 %, et ainsi de suite. La courbe 1 de la fig. 1 est une moyenne tirée de 12 courbes expérimentales différentes (6 distances d'éclatement essayées chacune aux 2 polarités).

La dispersion de deuxième espèce peut être représentée par la loi de Gauss. Si l'on désigne par ξ l'écart réduit de chacune des valeurs mesurées à la valeur moyenne de la tension d'amorçage à 50 %, la probabilité pour que les tensions mesurées tombent entre ξ et $\xi + d\xi$ est égale à

$$dW = \frac{h}{\sqrt{\pi}} e^{-h^2 \xi^2} d\xi \quad (1)$$

Les investigations du Comité suisse dit de coordination ont permis de fixer la valeur de h à

$$h = 16 \quad (1a)$$

¹⁾ Il s'agit uniquement ici de la valeur de la dispersion qui s'établit quand on a ramené toutes les valeurs particulières de la tension d'amorçage aux mêmes conditions de pression atmosphérique, de température et d'humidité.

La variation de la probabilité est représentée à la fig. 2 (courbe 1).

Supposons qu'un éclateur ait été soumis à un très grand nombre d'essais à des époques différentes et en différents lieux et que l'on ait déterminé la valeur

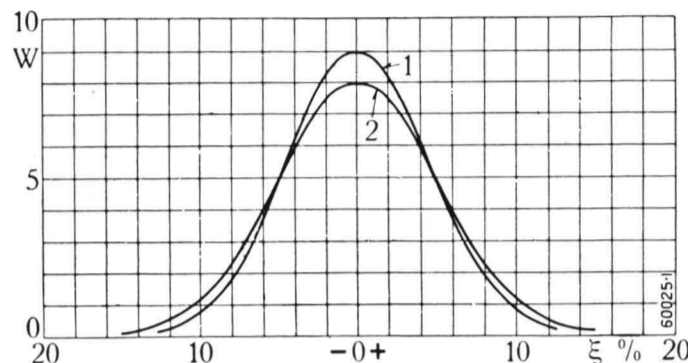


Fig. 2. — Courbe de répartition de Gauss de la tension d'amorçage à 50 % des éclateurs à tiges et des parafoudres (représentation graphique de l'équation 1).

Courbe 1 = Moyenne des mesures du Comité suisse dit de coordination relatives aux éclateurs à tiges.

Courbe 2 = Moyenne des mesures relatives aux parafoudres, faites dans nos laboratoires.

moyenne de sa tension d'amorçage sur la base de ces mesures; toutes les valeurs expérimentales nouvelles qui pourraient être encore relevées se grouperont alors *symétriquement* autour de cette valeur moyenne et leur répartition s'effectuera selon la courbe 1 de la fig. 2. Une mesure unique²⁾ — qui est de règle quand il s'agit d'ajuster un éclateur de coordination — ne correspond pas en général au centre de la courbe des probabilités, mais se rapporte plutôt à un point quelconque, par exemple au point O (fig. 3) dont la distance au centre de la courbe de Gauss est égale

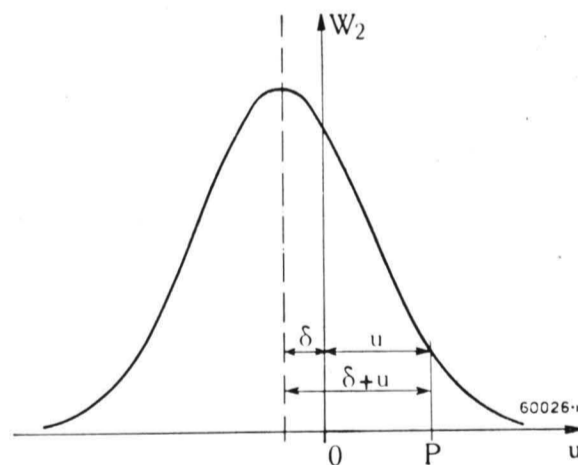


Fig. 3. — Courbe de répartition de Gauss de la tension d'amorçage à 50 % d'un éclateur à tiges, réglé à une certaine valeur prescrite, à la suite d'un seul et unique essai.

- O = Valeur demandée de la tension.
- P = Mesure ultérieure quelconque.
- u = Ecart d'une valeur quelconque à la valeur demandée, rapporté à cette dernière.
- δ = Ecart de la valeur moyenne de la courbe des probabilités à la valeur demandée, rapporté à cette dernière.
- W_2 = Probabilité d'apparition de l'écart.

²⁾ Il va de soi qu'une « seule et unique » mesure peut correspondre à plusieurs lectures quasi-simultanées; l'essentiel est que les lectures ne s'effectuent pas à des époques ou à des endroits différents.

à δ ¹⁾. Etant donné un grand nombre d'éclateurs sur chacun desquels nous effectuons une seule et unique mesure, l'écart δ de toutes ces mesures obéira à la même loi de répartition, que si tous les essais avaient été réalisés sur un même éclateur. La probabilité pour que l'écart soit égal à δ lorsqu'on effectue une seule mesure est donnée par la relation (1) dans laquelle nous avons remplacé ξ par δ

$$dW_1 = \frac{h}{\sqrt{\pi}} e^{-h^2 \delta^2} d\delta \quad (2)$$

Examinons maintenant un éclateur qui aurait été réglé à la valeur demandée à la suite d'un seul essai. Nous admettons que cette valeur corresponde au point O de la fig. 3. Si l'on effectue maintenant un nombre quelconque de nouvelles mesures, leur répartition s'établira selon la même courbe de Gauss que sur la fig. 2 (courbe 1) à cette seule différence près que le point milieu de la courbe sera décalé de la valeur δ vers le point O . Si l'on désigne par u l'écart réduit d'un point de mesure quelconque (par exemple le point P de la fig. 3) par rapport à la valeur demandée, l'écart total par rapport au point milieu de la courbe de probabilité sera égal à $(\delta + u)$. Sur la courbe 1, fig. 2, l'écart réduit par rapport au point milieu est désigné par ξ . Il suffit donc que nous remplacions ξ par $(\delta + u)$ dans la relation (1) pour obtenir l'équation de la courbe de la fig. 3. Il vient

$$dW_2 = \frac{h}{\sqrt{\pi}} e^{-h^2 (\delta + u)^2} du \quad (3)$$

Lorsqu'il s'agit de plusieurs éclateurs qui doivent tous être réglés à une même valeur à la suite d'une seule et unique mesure, la grandeur δ de l'équation (3) doit satisfaire à son tour à la loi de probabilité, c'est-à-dire à l'équation (2). La probabilité pour que l'un quelconque des éclateurs réglés à la même valeur donne une tension d'amorçage à 50 %, dont l'écart soit u , se monte à

$$dW = \int_{\delta} dW_1 dW_2 = \frac{h^2}{\pi} e^{-h^2 u^2} du \int_{-\infty}^{+\infty} e^{(-2h^2 \delta^2 - 2h^2 \delta u)} d\delta$$

en évaluant l'intégrale il vient

$$dW = \frac{h}{\sqrt{2} \sqrt{\pi}} e^{-\left(\frac{h}{\sqrt{2}}\right)^2 u^2} du \quad (4)$$

La valeur h de l'équation (1) appelée précision est remplacée ici par $h/\sqrt{2}$. Ainsi donc les valeurs de la tension d'amorçage d'une grande série d'éclateurs

¹⁾ δ est une valeur relative, définie comme l'écart de la valeur moyenne à la valeur demandée divisé par cette dernière (écart réduit).

réglés à la même tension d'amorçage à 50 %, à la suite d'un seul essai, donnent une répartition de Gauss, dont la dispersion est — comme il fallait s'y attendre — plus grande que la dispersion d'un seul éclateur.

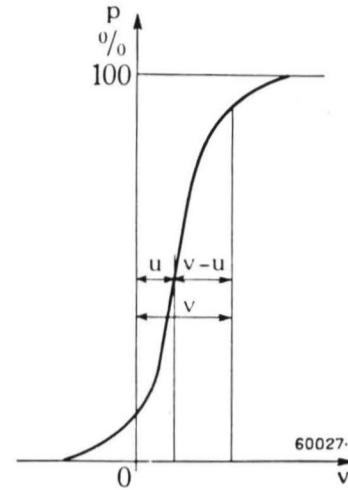


Fig. 4. — Probabilité d'amorçage en fonction de la tension d'un éclateur à tiges réglé à une valeur donnée de la tension à 50 % à la suite d'une seule mesure.

- Abscisse v = Tension (écart d'une valeur quelconque à la valeur demandée, rapportée à cette dernière).
- Ordonnée p = Probabilité d'amorçage.
- u = Ecart de la tension à 50 % à la valeur demandée, rapportée à cette dernière.
- O = Valeur demandée.

Nous connaissons maintenant d'une part la probabilité des amorçages en fonction de la tension, pour une tension d'amorçage à 50 % donnée (courbe 1, fig. 1), d'autre part les lois de la dispersion de la tension à 50 % proprement dite (équations 4 et 1a). On en tire facilement la valeur de la probabilité d'amorçage pour chaque tension appliquée quand l'éclateur a été réglé à la valeur demandée à la suite d'un seul et unique essai. La courbe 1 de la fig. 1 est représentée une seconde fois sur la fig. 4, mais son point milieu, c'est-à-dire la tension d'amorçage à 50 %, a été déplacé de la valeur u vers la droite. Selon la fig. 3, u représente une valeur quelconque de l'écart de la tension d'amorçage (par rapport à la valeur prescrite). Si l'on représente la courbe expérimentale 1 de la fig. 1 par

$$p = S(v),$$

la courbe de la fig. 4 devient

$$p = S(v-u) \quad (5)$$

Quand il y a un grand nombre d'éclateurs, tous réglés à la même valeur, la distance u du pont milieu de la courbe en S à la valeur prescrite suit la loi des probabilités de l'équation (4). La probabilité d'amorçage relative à la tension v s'élève donc à

$$p' = \int p dW = \frac{h}{\sqrt{2} \sqrt{\pi}} \int_{-\infty}^{+\infty} S(v-u) \cdot e^{-\frac{h^2}{2} u^2} du \quad (6)$$

pour l'un quelconque des éclateurs. La fonction S étant déterminée uniquement graphiquement, l'intégrale ne peut être résolue que de la même manière.

Le résultat de cette opération est représenté par la courbe 2 de la fig. 1. Cette caractéristique établit la probabilité d'amorçage pour chaque valeur de la tension, quand une pluralité d'éclateurs a été réglée à la même valeur (demandée) de la tension d'amorçage à 50 % à la suite d'un seul essai. La courbe 2 a une forme analogue à la courbe 1 et sera désignée par la suite sous le nom de courbe S^1 .

3. Le gradin de potentiel compris entre la tension d'amorçage des parafoudres et la tension d'amorçage des éclateurs à cornes du niveau intermédiaire.

Les considérations que nous avons développées au sujet des éclateurs du niveau intermédiaire s'appliquent également à la tension d'amorçage des parafoudres. Dans ce domaine, nous disposons de nombreux résultats d'essai provenant de nos laboratoires. La courbe en S des valeurs moyennes (qui ne tient pas compte des variations de la tension d'amorçage dans le temps et dans l'espace) est désignée par 1 sur la fig. 5. La dispersion de la tension d'amorçage à 50 % peut être représentée par la fonction de Gauss de l'équation (1) où

$$h = 14 \quad (1b)$$

La variation de la dispersion est alors donnée par la fig. 2 (courbe 2). Sur la base de ces éléments, nous avons déduit une courbe S' analogue à celle dont nous avons parlé plus haut et qui est portée en 2 sur la fig. 5. Elle établit la probabilité d'amorçage des parafoudres qui ont été réglés à une même valeur prescrite à la suite d'un seul et unique essai.

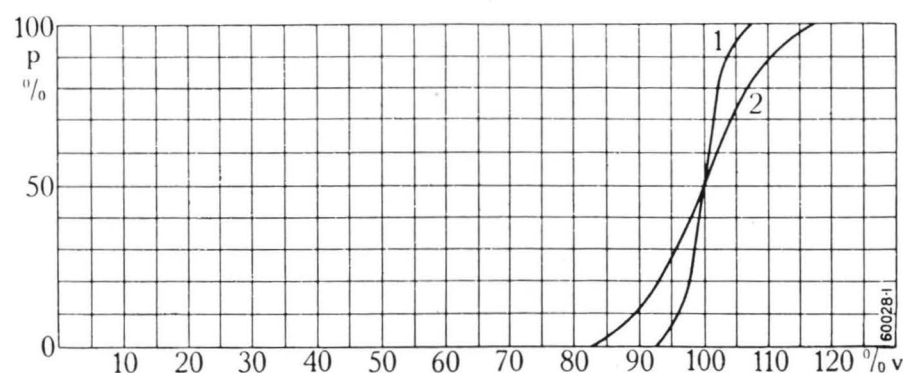


Fig. 5. — Probabilité d'amorçage p de parafoudres, en fonction de la tension v , pour des chocs de tension normaux de la forme $1/50 \mu s$. L'amplitude de la tension de choc (v) est exprimée en centièmes de la tension d'amorçage à 50 %.

Courbe 1 = Valeur moyenne tirée de nos propres mesures.

Courbe 2 = Probabilité résultante pour une tension d'amorçage à 50 % selon la courbe 1, soumise elle-même à une dispersion représentée par les équations (4) et (1b).

La fig. 6 nous montre encore une fois les courbes de probabilité (courbes S') des parafoudres et des éclateurs; toutefois la tension d'amorçage à 50 % des parafoudres a été décalée de 15 % par rapport à la tension d'amorçage des éclateurs. Cette figure nous permet de déterminer pour chaque valeur de la tension appliquée la probabilité d'amorçage (p_1)

des éclateurs et la probabilité de non-fonctionnement ($1-p_2$) des parafoudres.

Le retard à l'amorçage d'un parafoudre moderne est considérablement inférieur à celui d'un éclateur. On peut donc admettre avec une bonne approximation que le parafoudre s'amorce toujours — pour autant qu'il fonctionne effectivement — à un moment où l'amorçage de l'éclateur à cornes n'est pas encore possible. En d'autres termes, l'amorçage de l'éclateur à cornes ne peut avoir lieu qu'à une époque où nous savons si le parafoudre s'amorcera ou s'il ne s'amorcera pas. Les parafoudres et les éclateurs ne s'influencent pas mutuellement; les probabilités individuelles p_1 et $(1-p_2)$ sont donc indépendantes l'une de l'autre. La probabilité résultante pour que l'éclateur à cornes s'amorce à la place du parafoudre, c'est-à-dire la probabilité de non-fonctionnement du système de coordination est donc donnée par la relation

$$p = p_1 (1 - p_2) \quad (7)$$

Cette probabilité de non-fonctionnement a été portée en courbe à la fig. 7 d'abord pour une marge de 15 % et ensuite pour une marge de 20 % entre les deux niveaux de la tension d'amorçage. Dans les deux cas, la probabilité de non-fonctionnement est nulle aux basses tensions pour lesquelles les éclateurs à cornes ne s'amorcent pas du tout, et aux fortes tensions où les parafoudres s'amorcent toujours. Entre ces deux limites s'étend un domaine où la probabilité de non-fonctionnement prend des valeurs finies, qui ne dépassent pas toutefois 1 % quand la différence des niveaux atteint 20 %. De plus, si l'on tient compte du fait que la probabilité pour que la tension appli-

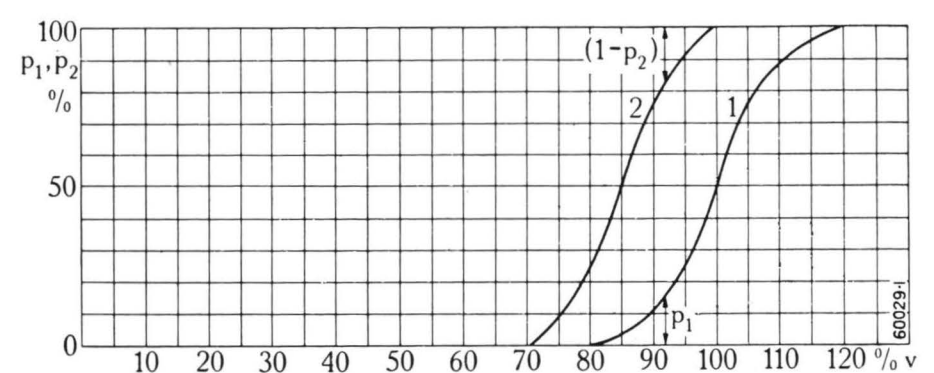


Fig. 6. — Probabilité d'amorçage p_1 d'un éclateur et probabilité d'amorçage p_2 d'un parafoudre en fonction de la tension v . L'amplitude de la tension de choc (v) est exprimée en centièmes de la tension d'amorçage à 50 % de l'éclateur.

Courbe 1 = Probabilité d'amorçage de l'éclateur.

Courbe 2 = Probabilité d'amorçage du parafoudre.

quée au parafoudre ou à l'éclateur atteint justement les valeurs incriminées est très réduite, on trouve par voie de conséquence que la probabilité de non-fonctionnement du système est extraordinairement petite, même si la différence des niveaux n'est que 15 %. Ce résultat est remarquable si l'on considère qu'une graduation absolument sûre nécessite théoriquement une différence d'au moins 40 %.

4. *Le gradin de potentiel compris entre la tension résiduelle des parafoudres et la tension d'amorçage des éclateurs du niveau intermédiaire.*

Tout comme la tension d'amorçage, la tension résiduelle des parafoudres ne doit pas être trop élevée pour que les éclateurs, qu'ils sont sensés protéger, ne fonctionnent pas intempestivement. La tension résiduelle d'un éclateur donné, pour un courant d'écoulement donné, varie très peu d'une mesure à l'autre, de sorte qu'en première approximation, on peut admettre que cette tension est constante.¹⁾ Comme nous l'avons vu, la courbe 2 (fig. 1) représente la probabilité d'amorçage des éclateurs à cornes réglés à la valeur prescrite à la suite d'un essai unique. Cette courbe a été reproduite sur la fig. 8, mais cette fois en marquant les valeurs 80 et 85 % de la tension d'amorçage à 50 % de l'éclateur à cornes. Ceci nous permet de juger de la valeur à laquelle atteindra la tension des éclateurs quand la tension résiduelle pour le courant de décharge nominal est limitée à 80 ou à 85 %.

Cette figure nous montre immédiatement que la probabilité d'amorçage des éclateurs, pendant l'écoulement du courant de décharge nominal, est égale à 3 centièmes environ, quand la tension résiduelle est inférieure de 15 % à la valeur moyenne (50 %) de la tension d'amorçage des éclateurs. Si l'on choisit un gradin de potentiel de 20 %, il n'y aura en fait plus aucun amorçage des éclateurs. Enfin, si l'on considère que le courant nominal d'écoulement n'est atteint que très rarement (pour les parafoudres modernes à grand pouvoir d'écoulement), on voit que la probabilité de non-fonctionnement des parafoudres est extrêmement réduite même quand le gradin de potentiel ne s'élève qu'à 15 %.

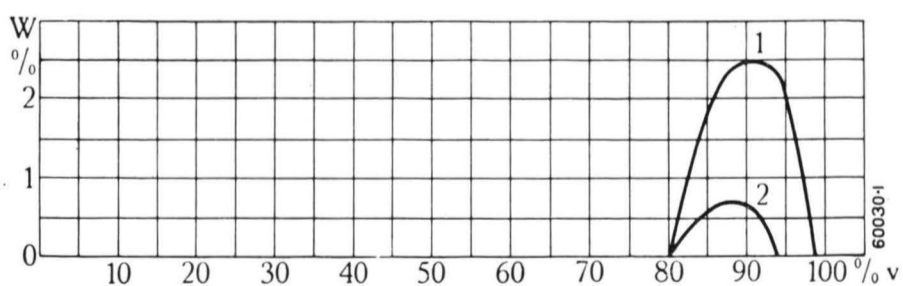


Fig. 7. — Probabilité de fonctionnement inversé d'un éclateur protégé par un parafoudre.

- Abscisse v = Tension en centièmes de la tension d'amorçage à 50 % de l'éclateur.
- Ordonnée W = Probabilité d'amorçage de l'éclateur malgré la présence du parafoudre.
- Courbe 1 = La tension d'amorçage à 50 % du parafoudre est réglée à 15 centièmes au-dessous de la tension d'amorçage à 50 % de l'éclateur.
- Courbe 2 = La tension d'amorçage à 50 % du parafoudre est réglée à 20 centièmes au-dessous de la tension d'amorçage à 50 % de l'éclateur.

¹⁾ La dispersion — due à la fabrication — entre différents parafoudres de même tension nominale peut être éliminée pratiquement si l'on prescrit une tension résiduelle limite qui ne pourra en aucun cas être dépassée.

5. *Le gradin de potentiel compris entre la tension d'amorçage des éclateurs du niveau intermédiaire et les distances d'éclatement du niveau supérieur.*

Le niveau supérieur comprend également des distances d'éclatement dans l'air, de sorte que les problèmes de coordination du niveau intermédiaire et du niveau supérieur sont semblables à ceux du niveau inférieur et du niveau intermédiaire. La probabilité d'amorçage des distances d'éclatement du niveau supérieur sera donc donnée par la fig. 1 (courbe 2), si l'on admet qu'elles se comportent comme des éclateurs à tiges. Si nous fixons la tension d'amorçage nominale du niveau supérieur par exemple à 15 % au-dessus de celle du niveau moyen, on pourra en tirer les probabilités p_1 et $(1-p_2)$ comme sur la fig. 6, d'abord pour une tension moyenne égale à 100 et ensuite à 115 %.

Cependant le retard à l'amorçage des éclateurs des deux niveaux est ici du même ordre de grandeur. Les probabilités partielles p_1 et $(1-p_2)$ ne sont donc pas indépendantes et la probabilité résultante pour que les éclateurs du niveau intermédiaire ne s'amorcent pas, n'est pas égale au produit des deux probabilités partielles. Toutefois, si nous procédons tout de même à cette opération — bien qu'elle ne soit pas irréprochable théoriquement — nous obtenons les courbes 1 et 2 de la fig. 9.

Strigel²⁾ a étudié expérimentalement et théoriquement la probabilité de non-fonctionnement d'éclateurs à sphères à faible distance disruptive, en tenant compte des données statistiques du retard à l'amorçage; il

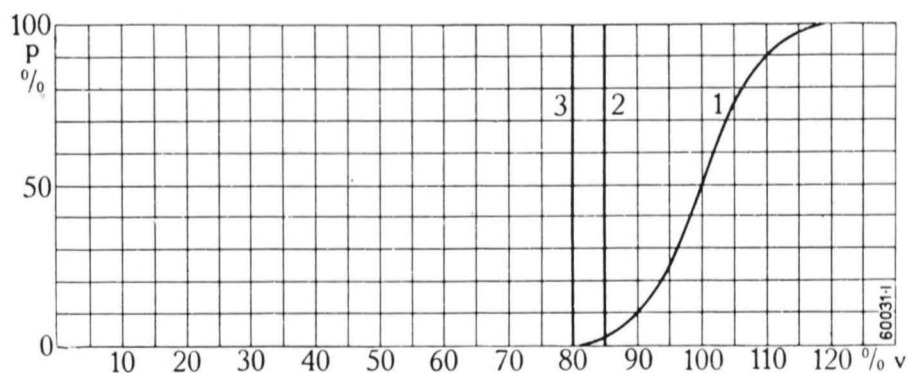


Fig. 8. — Probabilité d'amorçage p d'un éclateur en fonction de la tension v , en regard de la tension résiduelle limite du parafoudre.

- Courbe 1 = Probabilité d'amorçage de l'éclateur.
- Courbe 2 = Tension limite relative à un parafoudre, dont la tension résiduelle est réglée à 15 centièmes au-dessous de la tension d'amorçage à 50 % de l'éclateur.
- Courbe 3 = Même courbe, mais pour une marge de 20 centièmes.

trouve des courbes analogues à la courbe 2 (fig. 10). La probabilité de non-fonctionnement croît donc continuellement avec la tension et tend vers une valeur égale à 50 % environ. Etant donnés deux éclateurs coordonnés, il serait donc purement et simplement

²⁾ R. Strigel: «Elektrische Stossfestigkeit», Springer, Berlin 1939, p. 52.

impossible d'affranchir l'éclateur du niveau supérieur d'un *certain nombre* d'amorçages; il ne peut donc s'agir ici d'une protection de l'éclateur supérieur par l'éclateur du niveau intermédiaire. La graduation des distances d'éclatement dans l'air, telle qu'elle est

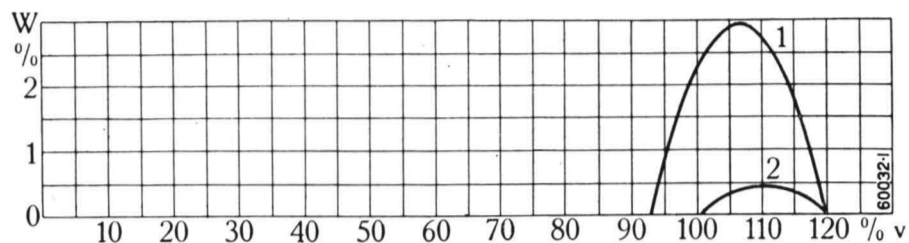


Fig. 9. — Probabilité de fonctionnement inversé de deux éclateurs réglés à des valeurs différentes.

Abscisse v = Tension exprimée en centièmes de la tension d'amorçage à 50% de l'éclateur réglé à la valeur la plus basse (niveau d'isolement intermédiaire).

Ordonnée W = Probabilité pour que l'éclateur réglé à la valeur la plus haute (niveau supérieur d'isolement) s'amorce malgré la présence de l'éclateur du niveau intermédiaire.

Courbe 1 = L'éclateur du niveau supérieur est réglé à une tension d'amorçage de 15% supérieure à celle de l'éclateur du niveau intermédiaire.

Courbe 2 = L'éclateur du niveau supérieur est réglé à une tension d'amorçage de 25% supérieure à celle de l'éclateur du niveau intermédiaire.

nécessaire pour la coordination de l'isolement, n'aurait donc aucun sens et il semble à première vue impossible de protéger le matériel haute tension au moyen d'éclateurs à tiges ou à cornes.

Les nombreux résultats d'essai dont nous disposons nous montrent heureusement que la probabilité de non-fonctionnement peut être représentée réellement par une fonction ayant l'allure de la courbe 1 (fig. 10) et non celle de la courbe 2. La probabilité maximale de non-fonctionnement peut ainsi être réduite à quelques centièmes et même au-dessous, pour autant qu'on choisisse un intervalle suffisant entre les deux niveaux. De plus, et ceci est des plus importantes, cette probabilité décroît de nouveau au fur et à mesure que la tension augmente. Il va de soi que nous n'avons pas besoin d'insister sur l'importance de cette particularité au point de vue de la coordination de l'isolement.

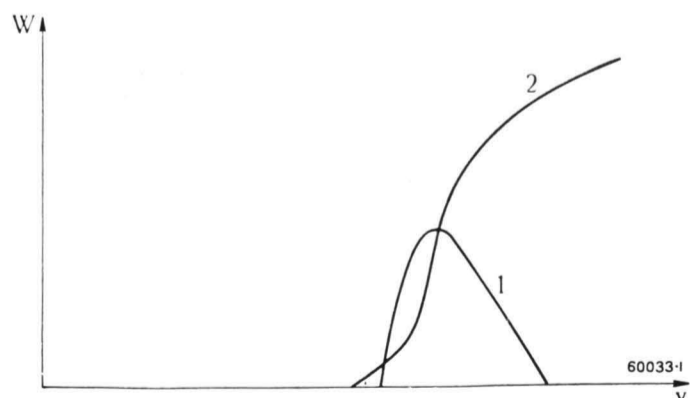


Fig. 10. — Allures diverses de la probabilité de fonctionnement inversé de deux éclateurs réglés à des valeurs différentes.

Courbe 1 = Allure de la courbe telle qu'elle ressort constamment de nos essais pour autant que le gradin de potentiel séparant les deux éclateurs soit suffisamment grand.

Courbe 2 = Allure théorique de la courbe établie sur la base des travaux de Strigel.

Les courbes de la fig. 9 ne peuvent évidemment pas être considérées comme correctes et irrécusables, tant que les valeurs statistiques du retard à l'amorçage des éclateurs déterminant les niveaux supérieur et intermédiaire ne seront pas rigoureusement connues: différents essais y relatifs sont actuellement en cours. En attendant, nous devons nous contenter d'admettre que la probabilité de non-fonctionnement peut être représentée par une courbe en dos d'âne, ce fait ayant été établi expérimentalement et nous pourrions conduire nos calculs comme si les probabilités partielles étaient réellement indépendantes l'une de l'autre.

Les hypothèses que nous avons établies supposent que les éclateurs ont été réglés à la valeur demandée à la suite d'un seul et unique essai.¹⁾ Nous avons donc tenu compte de la dispersion totale dans le temps et dans l'espace pour calculer la probabilité de non-fonctionnement. Toutefois, les épreuves de coordination des appareils haute tension permettent de réduire cette dispersion dans une forte mesure. Ainsi, quand nous examinons un disjoncteur par exemple, la tension de contournement d'un conducteur à la terre doit être évidemment inférieure à la tension d'amorçage entre les contacts ouverts, pour que les amorçages possibles soient coordonnés. Or, ces deux épreuves sont faites en règle générale immédiatement à la suite l'une de l'autre et la dispersion est ainsi éliminée en partie. Nous pouvons donc utiliser dans nos calculs, avec une bonne approximation, les valeurs de la probabilité d'amorçage de la courbe 1, fig. 1 (à l'exclusion de la courbe 2) et égaler la différence

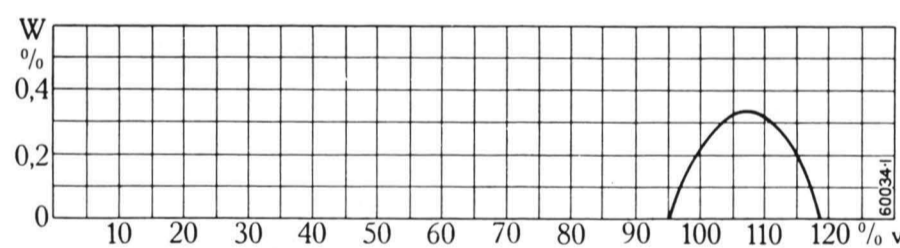


Fig. 11. — Probabilité de fonctionnement inversé de deux éclateurs dont les valeurs moyennes de la tension d'amorçage à 50% diffèrent de 15 centièmes.

Abscisse v = Valeur de la tension exprimée en centièmes de la tension d'amorçage à 50% de l'éclateur réglé à la valeur la plus basse (niveau intermédiaire).

Ordonnée W = Probabilité pour que l'éclateur réglé à la valeur la plus haute (niveau supérieur) s'amorce malgré la présence de l'éclateur du niveau intermédiaire.

d'abscisse entre ces deux courbes à la différence entre les deux tensions prescrites.

Combinons maintenant les deux courbes selon la méthode indiquée et nous obtiendrons pour la probabilité de non-fonctionnement une ligne en dos d'âne, dont la crête ne dépassera toutefois pas les valeurs du calcul numérique relatif à la courbe S' . Si l'on tient compte de la dispersion dans le temps de la tension d'amorçage à 50%, notre courbe s'affile et

¹⁾ Voir la note ²⁾ de la page 260.

diminue d'amplitude. Nous avons reporté à la fig. 11 la probabilité de non-fonctionnement pour un intervalle de 15% entre les niveaux. On notera que la valeur maximale de cette probabilité est sensiblement inférieure à celle de la fig. 9 (courbe 1) relative à un gradin de potentiel de 15% et même à celle de la courbe 2 (même figure) relative à un gradin de potentiel de 25%.

Pour plus de clarté, nous résumons encore une fois les hypothèses sur lesquelles les calculs de la fig. 9 et de la fig. 11 sont fondés: Dans le premier cas, les deux éclateurs branchés en parallèle sont complètement indépendants l'un de l'autre et ils ont été réglés à certaines valeurs chacun pour soi à la suite

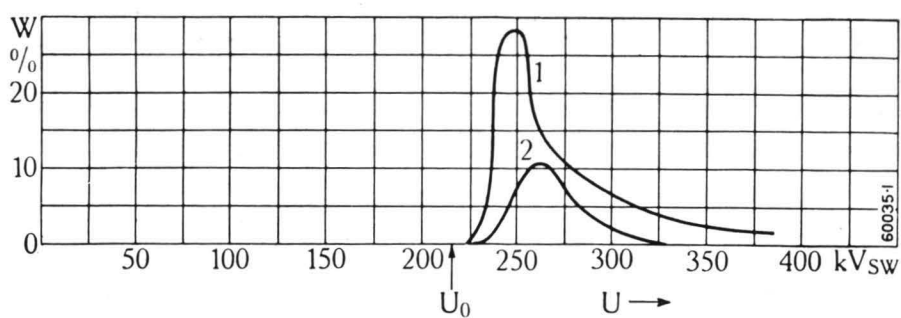


Fig. 12. — Courbes expérimentales de la probabilité de fonctionnement inversé de deux éclateurs à tiges, réglés à des valeurs différentes.

Abscisse U = Amplitude de la tension de choc de la forme 1/50 μ s appliquée aux éclateurs.

U_0 = Tension d'amorçage à 50% de l'éclateur réglé à la valeur la plus basse.

Ordonnée W = Nombre relatif des amorçages intempestifs survenant à l'éclateur réglé à la valeur la plus haute.

Courbe 1 = La tension d'amorçage à 50% de l'éclateur supérieur est réglée à 10 centièmes au-dessus de celle de l'éclateur inférieur.

Courbe 2 = La tension d'amorçage à 50% de l'éclateur supérieur est réglée à 15 centièmes au-dessus de celle de l'éclateur inférieur.

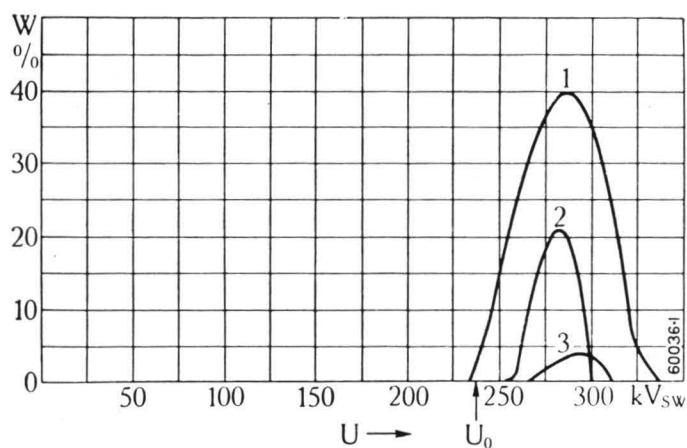


Fig. 13. — Courbes expérimentales de la probabilité de fonctionnement inversé de deux éclateurs à tiges, réglés à des valeurs différentes.

Abscisse U = Amplitude de la tension de choc de la forme 1/50 μ s appliquée aux éclateurs.

U_0 = Tension d'amorçage à 50% de l'éclateur réglé à la valeur la plus basse.

Ordonnée W = Nombre relatif des amorçages intempestifs survenant à l'éclateur réglé à la valeur la plus haute.

Courbe 1 = La tension d'amorçage à 50% de l'éclateur supérieur est réglée à 10 centièmes au-dessus de celle de l'éclateur inférieur.

Courbe 2 = La tension d'amorçage à 50% de l'éclateur supérieur est réglée à 15 centièmes au-dessus de celle de l'éclateur inférieur.

Courbe 3 = La tension d'amorçage à 50% de l'éclateur supérieur est réglée à 20 centièmes au-dessus de celle de l'éclateur inférieur.

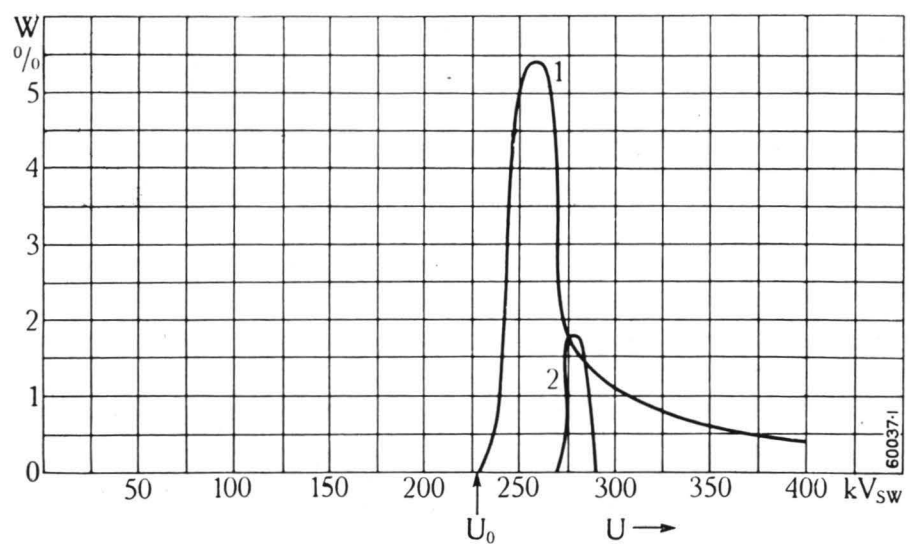


Fig. 14. — Courbes expérimentales de la probabilité de fonctionnement inversé de deux éclateurs à tiges, réglés à des valeurs différentes.

Abscisse U = Amplitude de la tension de choc de la forme 1/50 μ s appliquée aux éclateurs.

U_0 = Tension d'amorçage à 50% de l'éclateur réglé à la valeur la plus basse.

Ordonnée W = Nombre relatif des amorçages intempestifs survenant à l'éclateur à la valeur la plus haute.

Courbe 1 = La tension d'amorçage à 50% de l'éclateur supérieur est réglée à 10 centièmes au-dessus de celle de l'éclateur inférieur.

Courbe 2 = La tension d'amorçage à 50% de l'éclateur supérieur est réglée à 15 centièmes au-dessus de celle de l'éclateur inférieur.

d'un essai unique. Dans le second cas, en revanche, leur réglage s'est effectué sur la base de mesures simultanées ou quasi-simultanées, effectuées au même endroit. La dispersion de la tension d'amorçage à 50% n'aura pu évidemment être complètement éliminée, de sorte que la probabilité de non-fonctionnement sera en pratique un peu plus élevée qu'à la fig. 11 (cette dernière courbe ayant été établie sur la base d'hypothèses extrêmement favorables). Néanmoins, cette probabilité sera encore considérablement moins élevée que dans le premier cas, où les éclateurs sont indépendants. On peut donc recommander sans réserve de procéder simultanément au contrôle des deux niveaux, cette méthode étant particulièrement favorable aux à appareils haute tension auto-coordonnés. Dans ces circonstances, une différence de 15% entre les deux potentiels paraît suffisante.

6. Contrôle expérimental des déductions théoriques.

Avant tout, il fallait contrôler expérimentalement la manière dont se comportent les éclateurs de coordination, car la théorie est bien faiblement étayée par l'expérience dans ce domaine. Des essais nombreux furent exécutés, qui s'étendent en partie sur des périodes de longue durée. Quelques-uns des résultats les plus typiques sont condensés dans les figures 12 à 14.

Les courbes théoriques de la fig. 9 représentent des valeurs moyennes. Il est évident que les séries de valeurs expérimentales des fig. 12 à 14 ne peuvent coïncider exactement avec ces valeurs moyennes et en outre qu'elles diffèrent entre elles. Toutefois, l'allure caractéristique de chacune de ces courbes

expérimentales correspond à celle des courbes théoriques. Notons en particulier que la probabilité de non-fonctionnement est nulle non seulement pour les petites valeurs, mais encore pour les fortes valeurs de la tension appliquée, et que les points intermédiaires sont sur une courbe en dos d'âne, dont le faite est d'autant moins élevé que l'intervalle entre les niveaux est plus grand.

A ce point de vue, les résultats d'épreuve d'installations à haute tension auto-coordonnées à la sortie de fabrique sont encore plus instructifs que les résultats des fig. 12 à 14, à preuve soient les considérations de l'article suivant.¹⁾ Des essais innombrables ont tous montré qu'il était possible de coordonner le niveau intermédiaire et le niveau supérieur: l'allure de la courbe 2 (fig. 10) ne s'est jamais présentée au cours des essais à condition que l'inter-

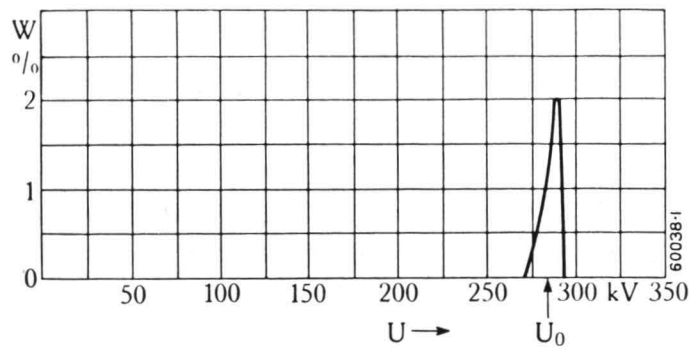


Fig. 15. — Courbe expérimentale de la probabilité de fonctionnement inversé d'un éclateur à tiges, protégé par un parafoudre quand la tension d'amorçage à 50% du parafoudre est réglée à 16 centièmes au-dessous de celle de l'éclateur.

Abscisse U = Amplitude de la tension de choc de la forme $1/50 \mu s$ appliquée au dispositif.

U_0 = Tension d'amorçage à 50% de l'éclateur.

Ordonnée W = Nombre relatif des amorçages intempestifs de l'éclateur

valle entre les paliers d'isolement fût suffisant. En règle générale, une différence de niveau de 15% (lors d'essais quasi-simultanés aux deux niveaux d'isolement) a été reconnue comme suffisante pour éviter tous les fonctionnements à faux. A titre exceptionnel, il a fallu parfois augmenter cette différence à 20% pour obtenir ce résultat. En revanche, quand la marge était inférieure à 15%, le nombre des ratés était inadmissible.

La coordination des éclateurs à tige et des parafoudres a également fait l'objet de relevés expérimentaux. Un parafoudre à 60 kV fut mis en parallèle avec un éclateur, l'intervalle entre les deux niveaux d'amorçage à 50% s'élevant à 16%. Des essais indépendants furent effectués sur l'un et l'autre de ces appareils à l'aide d'ondes de chocs de $1/50 \mu s$ (jusqu'à 300 chocs pour chaque valeur de la tension) et la probabilité des fonctionnements intempestifs a été portée en courbe sur la fig. 15. On voit qu'au-dessus de 292 kV et au-dessous de 272 kV aucun raté ne s'est produit.

Voici un essai qui correspond peut-être mieux encore aux conditions pratiques. La tension d'amorçage à 50% des parafoudres a tout d'abord été réglée à 10% au-dessous de la tension d'amorçage des

éclateurs (sur la base d'essais indépendants); puis différents chocs de tension d'amplitude croissante ont été appliqués jusqu'au moment où un amorçage s'est produit. L'épreuve a été reproduite 35 fois; le parafoudre s'est amorcé correctement 34 fois et la 35^{ème} fois, c'est l'éclateur qui a fonctionné. L'intervalle entre les deux niveaux d'isolement a été alors augmenté à 14% et la même épreuve répétée 70 fois, pendant lesquelles le parafoudre a toujours fonctionné correctement et protégé l'éclateur.

Dans la dernière épreuve enfin, le parafoudre et l'éclateur ont été réglés quasi-simultanément à des niveaux différant de 9%. Cet intervalle a suffi pour éviter tout fonctionnement intempestif sur un nombre total de 3000 chocs de tension d'amplitudes différentes. Tous ces essais nous prouvent que les déductions théoriques développées plus haut sont foncièrement exactes.

7. Applications au problème de la coordination de l'isolement des installations à haute tension.

Le Comité suisse dit de coordination disposait, pour ses travaux, des données théoriques et expérimentales développées dans cet article. Le choix des différents niveaux d'isolement et de leurs graduations se trouve ainsi justifié après coup par cette publication:

Un intervalle de 25% au moins semble nécessaire entre le niveau intermédiaire et le niveau supérieur, pour autant que les épreuves de coordination soient indépendantes pour chacun des deux paliers. Cependant, comme le comité de coordination prescrit un essai simultané, le gradin de potentiel peut être ramené dans la règle à 15%, sans que la probabilité de fonctionnement à faux soit augmentée.

Entre la tension d'amorçage du niveau intermédiaire et celle des parafoudres, un intervalle de 15% paraît suffire, même si les épreuves de coordination ne sont pas simultanées. Cependant, comme les parafoudres doivent aussi remplir leur mission quand les appareils haute tension à protéger sont placés à quelque distance, il faut admettre que les tensions qui peuvent survenir dépasseront quelque peu la tension d'amorçage des parafoudres. Il est donc légitime de prescrire un intervalle d'au moins 25% entre les deux niveaux d'isolement.

La même différence d'au moins 25% est également imposée entre la tension d'amorçage du niveau intermédiaire et la tension résiduelle des parafoudres. Etant donné le fait que la tension d'amorçage diminue en fonction de l'altitude, alors que la tension résiduelle reste inchangée, l'intervalle séparant les niveaux diminue et n'est plus que 12% à une altitude de 1000 m au-dessus de la mer. La probabilité de fonctionnement intempestif du système de coordination s'élève alors à quelques centièmes. C'est pourquoi nous recommandons de choisir des parafoudres ayant un pouvoir d'écoulement nominal assez grand pour que la tension résiduelle maximale ne soit atteinte que très rarement. La probabilité de fonctionnement à faux restera alors dans des limites raisonnables.

(MS 963)

Dr W. Wanger et W. Frey. (C. D.)

¹⁾ Voir page 267.

LA COORDINATION DE L'ISOLEMENT DES DISJONCTEURS PNEUMATIQUES ULTRA-RAPIDES ET DES SECTIONNEURS.

Indice décimal 621.316.93:621.3.048
621.316.57.064.45
621.316.545

Cet article expose en quoi consiste et comment s'établit la coordination de l'isolement des disjoncteurs pneumatiques ultra-rapides et des sectionneurs. Il montre le fonctionnement d'un nouvel éclateur à cornes, fruit de plusieurs années de recherches, qui permet de réduire considérablement l'encombrement des disjoncteurs. Il montre ensuite qu'une sécurité parfaite contre des claquages inopportuns ne peut pas être obtenue par des moyens économiques, mais qu'une coordination suffisante pour la pratique peut être réalisée.

Dix ans se sont bientôt écoulés depuis que Brown Boveri a commencé les recherches sur la coordination des disjoncteurs à haute tension. Nous avons, pendant cette période, fait de nombreux essais sur tous les disjoncteurs, isolateurs et éclateurs possibles et dans

Pour traiter avec succès le problème de la coordination des disjoncteurs à haute tension, il faut résoudre les questions importantes suivantes :

- 1⁰ Le disjoncteur doit satisfaire les prescriptions sur les essais de tension.
- 2⁰ Les divers éléments du disjoncteur doivent être coordonnés entre eux.
- 3⁰ Le disjoncteur doit avoir les plus petites dimensions possibles, être économique et satisfaire les conditions du marché.

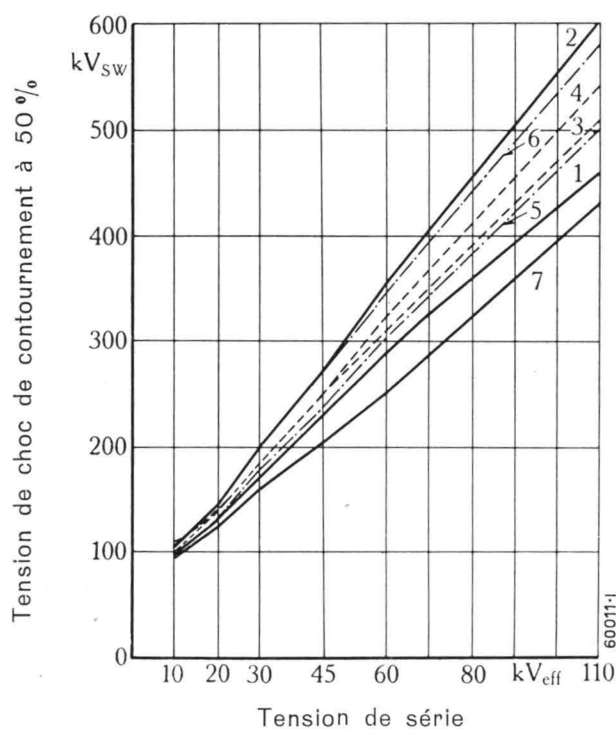


Fig. 1. — Disjoncteur pneumatique d'intérieur.

Valeur minimum de la tension de choc de contournement à 50 % en fonction de la tension de série.

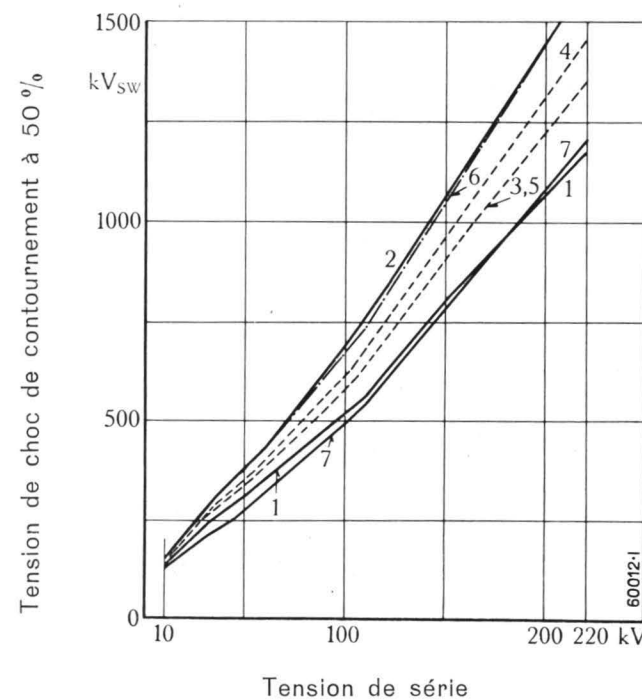


Fig. 2. — Disjoncteur pneumatique d'extérieur.

Valeur minimum de la tension de choc de contournement à 50 % en fonction de la tension de série.

Les tensions de contournement sous choc se rapportent aux distances disruptives minima des R. E. H.¹⁾ correspondant aux tensions de type. Onde de choc 1/50 μs. Les valeurs mesurées sont ramenées à une pression de 760 mm de colonne de mercure, à 20° C et 11 g H₂O/m³.

- | | | |
|---|---|---|
| 1 = Distance de sectionnement, mâchoires sous tension, couteau mis à la terre. Onde positive. | 3 = Distance de sectionnement, couteau sous tension et mâchoires mises à la terre. Onde positive. | 5 = Distance disruptive entre phase. Onde positive. |
| 2 = Comme pour 1, mais avec onde négative. | 4 = Comme pour 3, mais avec onde négative. | 6 = Comme pour 5, mais avec onde négative. |
| | | 7 = Isolateurs-supports, onde positive. |

¹⁾ Prescriptions pour appareils à courant alternatif à haute tension de l'Association des ingénieurs allemands (VDE).

les conditions les plus diverses. Les résultats ont permis d'établir la solution moderne de cette question importante pour la technique des hautes tensions; cet article n'apporte qu'un aperçu du grand travail accompli dans ce domaine.

Comme complément à la deuxième condition, il faut encore que la coordination de l'interrupteur soit indépendante du mode de montage.

Afin de satisfaire la première condition, il fut nécessaire de déterminer par des essais la rigidité diélec-

trique des divers types d'isolateurs employés, de l'air dans le sectionneur et entre les phases. Le perfectionnement continu des disjoncteurs en ce qui concerne la technique de la coupure changea continuellement la forme des divers éléments et entraîna ainsi de nouvelles recherches sur la rigidité de l'isolation. Comme pour la coordination la connaissance de la résistance aux ondes de choc est particulièrement importante, nous ne tiendrons compte que des mesures avec des impulsions de tension sur des isolateurs propres et secs. Il fallut, pour obtenir les données nécessaires au dimensionnement des isolants, ramener toutes les mesures de contournement à une valeur de claquage dans l'air.

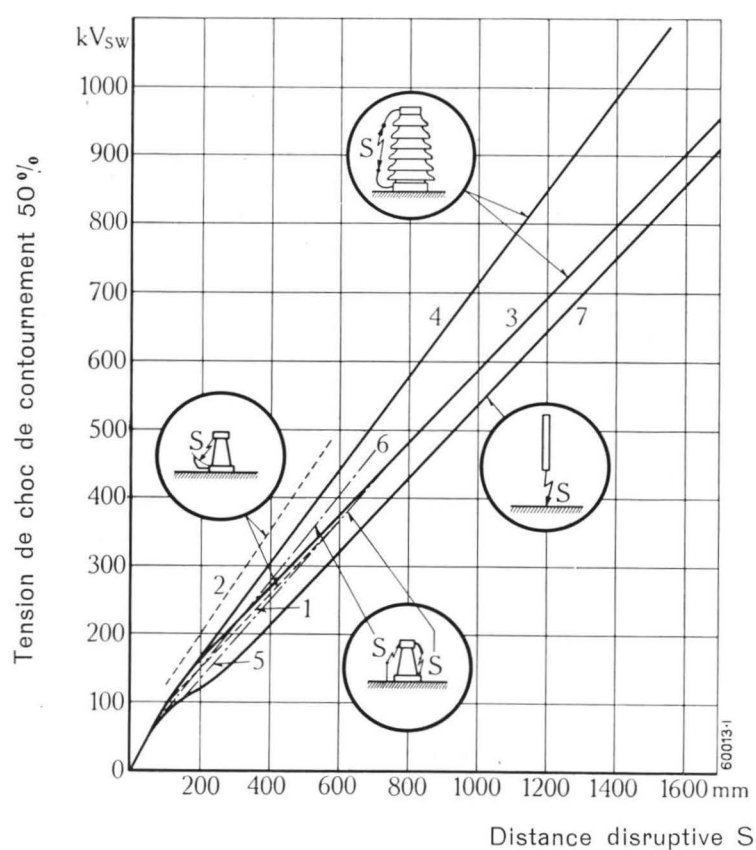


Fig. 3. — Valeur minimum de la tension de choc à 50% d'amorçage d'éclateurs à cornes en fonction de la distance disruptive. Onde de choc 1/50 μs.

Les valeurs mesurées sont ramenées à une pression de 760 mm de colonne de mercure, à 20° C et à 11 g H₂O/m³.

- 1 = Isolateur-support avec corne du côté mis à la terre, onde positive.
- 2 = Comme pour 1, mais avec onde négative.
- 3 = Isolateur avec cornes en haut et en bas dans un même plan, onde positive.
- 4 = Comme pour 3, mais avec onde négative.
- 5 = Isolateurs avec cornes en haut et en bas décalées de 90°. Onde positive.
- 6 = Comme pour 5, mais avec onde négative.
- 7 = Eclateur tige-plateau. Onde positive.

La détermination de la distance disruptive des disjoncteurs fut particulièrement difficile pour les tensions pour lesquelles aucun type n'avait encore été construit, spécialement pour les très hautes tensions de 150 et 220 kV. On établit les isolateurs-supports en se servant d'isolateurs semblables existant déjà. Les distances d'éclatement dans l'air sont également déterminées par similitude. On contrôle les tensions de claquage d'un disjoncteur ainsi construit et on en détermine les dimensions définitives.

Dans les figures 1 et 2 on a reporté en fonction de la tension du type la résistance au choc des isolateurs et des distances d'éclatement de nos disjoncteurs pneumatiques. On a tenu compte seulement des valeurs minima de la tension de choc de contournement à 50%, car les prescriptions sont fondées sur la résistance minimum.

Considérons maintenant la seconde condition très importante aussi, la coordination du disjoncteur.

La connaissance plus approfondie des problèmes ayant trait à la rigidité des isolants pour appareils à haute tension fit aussi faire des progrès à la question de la coordination. Au début, la coordination des

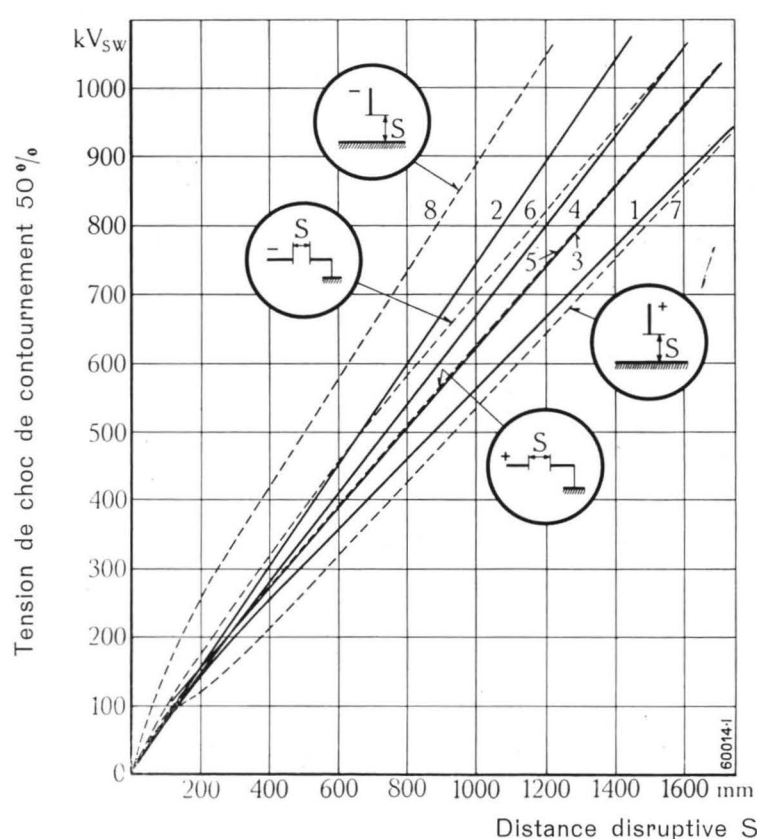


Fig. 4. — Disjoncteur pneumatique ultra-rapide et sectionneurs d'intérieur. Valeur minimum de la tension de choc à 50% de contournement de la distance de sectionnement en fonction de la distance disruptive. Onde de choc 1/50 μs.

Les valeurs mesurées sont ramenées à une pression de 760 mm de colonne de mercure, à 20° C et à 11 g H₂O/m³.

- 1 et 2 = Mâchoires sous tension et couteau mis à la terre. Ondes positive et négative.
- 3 et 4 = Couteau sous tension et mâchoires mises à la terre. Ondes positive et négative.
- 5 et 6 = Eclateur tige-tige. Ondes positive et négative.
- 7 et 8 = Eclateur tige-plateau. Ondes positive et négative.

appareils à haute tension se faisait en général sans éclateur aux isolateurs-supports. Plus tard, on munit chaque isolateur d'une corne du côté mis à la terre, la distance disruptive était ajustée d'après la distance de disruptive de l'isolateur. Maintenant, nous équipons nos disjoncteurs d'intérieur d'éclateurs à cornes de construction spéciale, fruits de nombreuses mesures sur la résistance de claquage d'éclateurs de forme et de disposition diverses. La figure 3 donne la tension de choc de claquage d'un éclateur monté en parallèle

avec un isolateur en fonction de la distance disruptive; à titre de comparaison on a aussi tracé la courbe pour la tension de choc à 50% d'un éclateur tige-plateau.

L'essai de la coordination correcte d'un disjoncteur ou d'un sectionneur se fait au moyen de trois essais différents sous ondes de choc. On contrôle tout d'abord si l'isolation a partout la rigidité diélectrique prescrite, puis, si pour des tensions de choc élevées le claquage se produit à la terre et non pas entre les phases ou au sectionneur. Les mesures au sectionneur se font en deux fois. On applique d'abord la tension aux mâchoires et on met le couteau à la terre, puis on fait le contraire. La figure 4 montre qu'il ne suffit pas de faire l'un ou l'autre seulement de ces deux derniers essais. Dans l'essai où le couteau est sous tension et les mâchoires à la terre, tout se passe du point de vue de la tension de claquage comme pour un éclateur à deux tiges, c'est-à-dire avec une très faible influence de la polarité; pour les faibles distances d'éclatement, l'influence de la polarité disparaît même complètement. La courbe est toute différente si les mâchoires sont sous tension et le couteau à la terre; la tension positive d'éclatement se confond presque avec celle que l'on obtient avec un éclateur tige-plateau, spécialement pour les grandes distances d'éclatement. Pour les tensions négatives, elle se rapproche des valeurs obtenues avec un éclateur à deux tiges. Comme le montrent des essais spéciaux faits sur un grand sectionneur d'extérieur, la courbe peut être fortement influencée par la forme des mâchoires. Lors de nouvelles constructions, il faut donc déterminer dans chaque cas la résistance à l'aide d'essais sur des modèles.

Dans le paragraphe précédent nous avons parlé de la résistance au contournement des divers éléments d'un disjoncteur ou d'un sectionneur. Si nous voulons d'après ces résultats de mesures établir la coordination de nos appareils, il faut fixer encore la grandeur du gradin entre le niveau de protection et le niveau à protéger. Des essais préliminaires nous avaient montré que pour une coordination efficace les gradins entre les niveaux devaient être de 15 à 20%. Etudions maintenant les diverses possibilités de coordination.

Si l'on voulait coordonner un appareil d'intérieur sans éclateur, il faudrait, à cause de la grande influence de la polarité et des grandes différences des tensions de contournement, différences dues aux tolérances de fabrication inévitables avec la porcelaine, prévoir des distances d'éclatement trop élevées sur l'objet à protéger (fig. 5). Les conditions de coordination sont beaucoup plus favorables, si l'isolateur est muni d'une corne d'éclateur du côté mis à la terre. Cette solution n'est

pas la plus économique. La solution avec deux cornes dans un plan vertical n'est pas non plus très bonne, à cause de la grande influence de la polarité et aussi parce que pour des raisons constructives le montage de l'éclateur exige l'emploi d'un isolateur de la série supérieure.

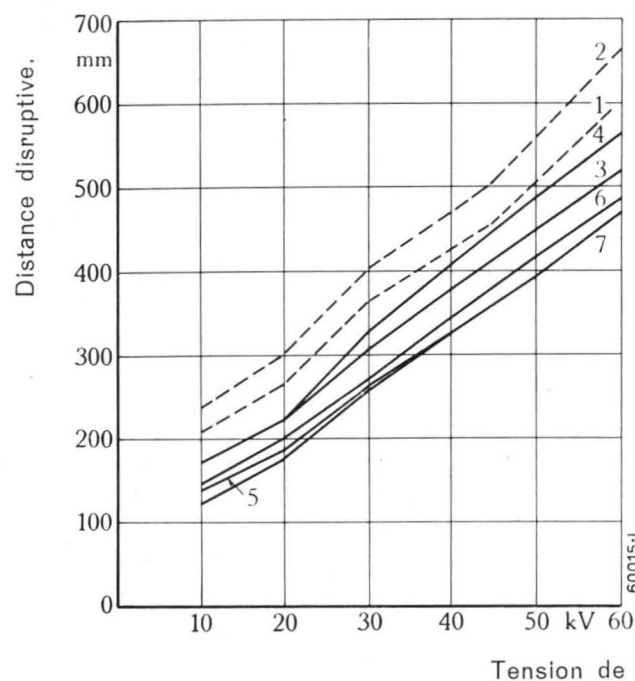


Fig. 5. — Coordination des disjoncteurs pneumatiques ultra-rapides et des sectionneurs d'intérieur. Distance disruptive minimum nécessaire en fonction de la tension de série.

- 1 et 2 = Distance entre les phases et distance de sectionnement. Coordination sans corne.
- 3 et 4 = Distance entre les phases et distance de sectionnement. Coordination avec une corne placée du côté mis à la terre de l'isolateur.
- 5 et 6 = Distance entre les phases et distance de sectionnement. Coordination avec cornes en haut et en bas décalées de 90° l'une par rapport à l'autre.
- 7 = Distance minimum d'isolement selon REH¹⁾ contre la terre et entre les parties sous tension.

¹⁾ Prescriptions pour appareils à courant alternatif à haute tension de l'Association des ingénieurs allemands (VDE).

L'expérience acquise par d'innombrables essais sur les isolateurs les plus divers et une étude approfondie nous ont permis de surmonter toutes les difficultés et de mettre au point un dispositif parfait à tous les points de vue. Ce dispositif permet une réduction notable des dimensions des disjoncteurs. Il n'est pas formé d'un éclateur de protection par isolateur, mais de deux éclateurs à une seule corne indépendants l'un de l'autre. L'une des cornes est placée à la tête, l'autre au pied entre deux isolateurs. Les deux éclateurs sont dans des plans verticaux décalés de 90° l'un par rapport à l'autre (fig. 9). L'éclateur placé à la tête de l'isolateur s'amorce pour une surtension de choc positive, l'autre pour une négative. Ce dispositif rend donc la rigidité de l'isolement par rapport au sol pratiquement indépendante de la polarité. La conséquence de ce fait est qu'il suffit pour coordonner les différents éléments des disjoncteurs et des sectionneurs d'intérieur (courbes 5, 6 et 7 de la figure 5) que toutes les distances d'éclatement à l'air

libre entre pièces sous tension peuvent être choisies selon les valeurs minima des REH.¹⁾

D'autres essais faits simultanément montrèrent qu'une telle coordination est indépendante du genre de montage du disjoncteur (montage à même la terre ou sur un socle ou encore dans une cellule). Cette certitude

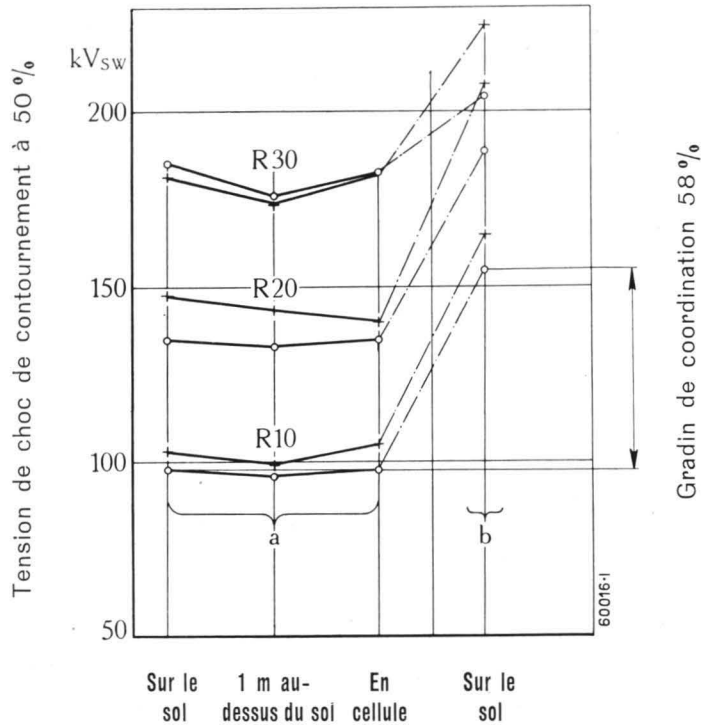


Fig. 6. — Sectionneurs d'intérieur des séries 10, 20 et 30 kV. Influence du mode de montage sur la coordination des distances disruptives entre phases.

a = Tension de choc de contournement à 50% contre la terre des trois sectionneurs coordonnés avec des cornes pour différents modes de montage.

b = Tension de choc de contournement à 50% entre les phases des trois sectionneurs coordonnés. La détermination de cette valeur de la tension a été faite sans les éclateurs aux isolateurs.

On désigne sous le terme de niveau de coordination la différence entre la tension de choc de contournement entre phases b et la tension de choc d'amorçage aux cornes a. Les tensions de choc d'amorçage aux cornes sont pratiquement indépendantes du mode de montage. La coordination est donc assurée.

+ = Valeur mesurée sous onde positive.

o = Valeur mesurée sous onde négative.

R30 = Série 30. R20 = Série 20. R10 = Série 10.

nous permet de ne construire qu'un seul type économique de disjoncteur ou de sectionneur puisqu'il ne fallait pas modifier les distances d'isolement dans chaque cas : La figure 6 montre, par exemple, que la coordination des trois sectionneurs des séries 10, 20 et 30 kV est indépendante du mode de montage ; on n'a contrôlé que la coordination de la distance d'éclatement entre les phases, mais les mêmes conditions se retrouvent naturellement pour les distances de sectionnement. On a d'abord mesuré la tension de choc d'amorçage à 50% de l'éclateur et la tension de claquage à 50% sans éclateur entre phase d'un sectionneur monté normalement sur le sol. On voit que les niveaux d'isolement différent de 15 à 60%. Ensuite, on contrôla la coordination pour d'autres montages ; elle ne fut pas modifiée, car, comme le montre la figure 6, la tension d'amorçage

¹⁾ Prescriptions pour appareils à courant alternatif à haute tension de l'Association des ingénieurs allemands (VDE).

des éclateurs et la différence des niveaux ne furent que très peu modifiées.

Des essais pratiques très récents et des considérations théoriques ²⁾ ³⁾ ont montré qu'une efficacité absolue de l'échelonnement entre le niveau de protection et le niveau de l'isolation à protéger ne peut pas être

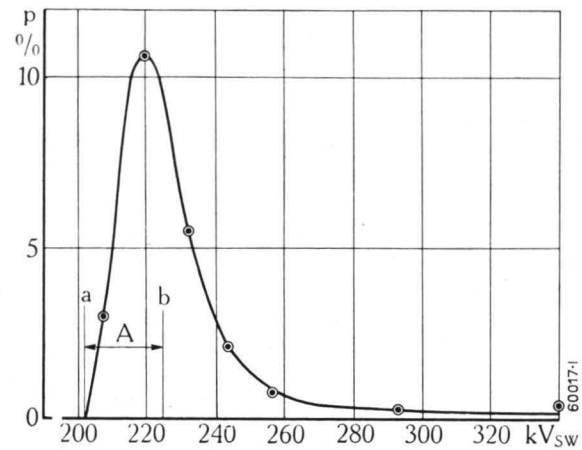


Fig. 7. — Pour-cent de claquage intempestif p entre les phases d'un disjoncteur pneumatique ultra-rapide de 50 kV coordonné, en fonction de la tension.

Gradin de coordination A = 9%. Mesure par onde positive de 1/50 μs.

a = Tension de choc de contournement à 50% à l'éclateur à corne.

b = Tension de choc de contournement à 50% de l'isolation des phases.

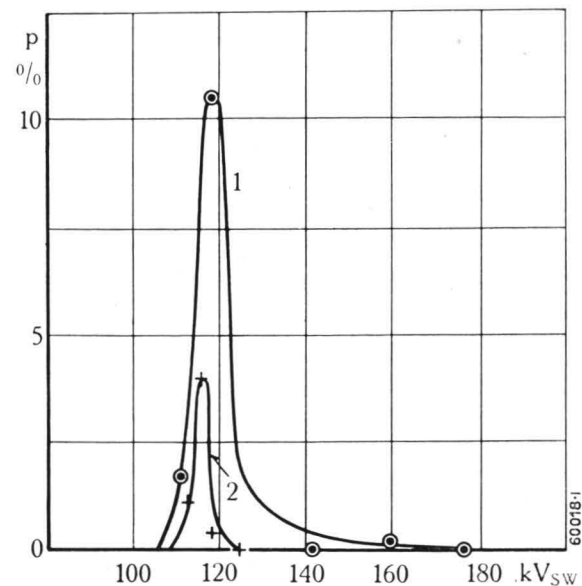


Fig. 8. — Pour-cent de claquage intempestif p à la distance de sectionnement d'un disjoncteur pneumatique ultra-rapide de 11 kV coordonné, en fonction de la tension. Mesure par onde positive de 1/50 μs.

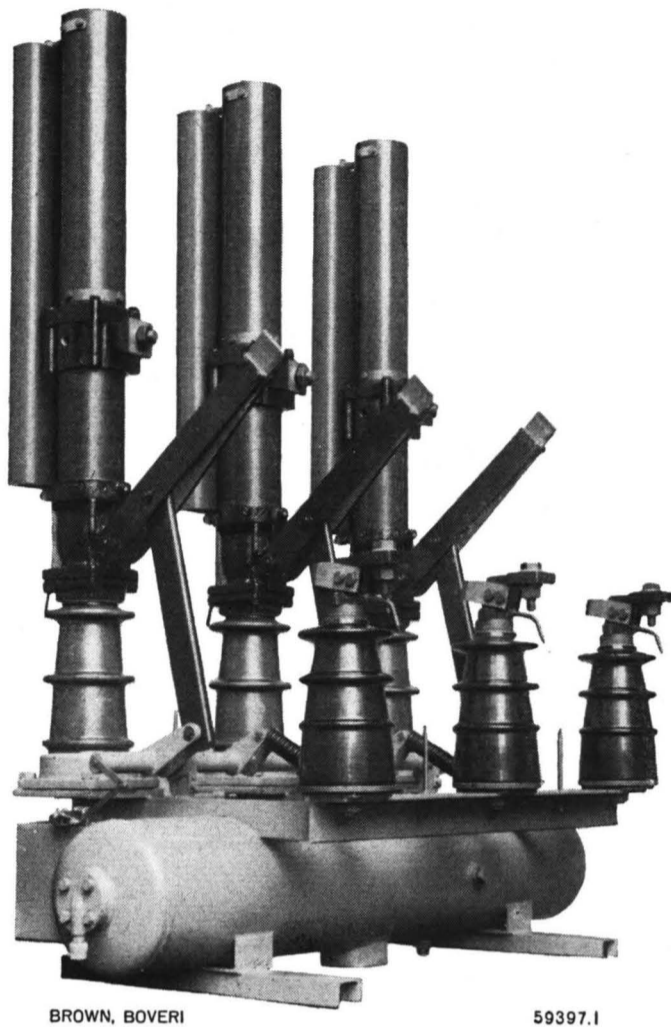
1 = Gradin de coordination 5%. 2 = Gradin de coordination 14%.

obtenue de façon économique. On a constaté, lors du contrôle de la coordination avec différentes tensions, que des claquages pouvaient se produire aux distances d'éclatement protégées. Si l'échelonnement des niveaux est insuffisant, le nombre des claquages intempestifs aux hautes tensions peut être très élevé.⁴⁾ En revanche, pour des gradins suffisamment hauts, le nombre des claquages intempestifs est toujours nul pour les faibles et pour les très hautes tensions, il a un maximum de

²⁾ « Recherches sur l'efficacité des niveaux dans la coordination » de l'isolement, page 259 de ce numéro.

³⁾ « Stossüberschlagspannungen an Stabfunkenstrecken » Bull. SEV n° 8, 1943, p. 193.

⁴⁾ Voir figure 10 de l'article mentionné dans la note 2.



BROWN, BOVERI 59397.1

Fig. 9. — Disjoncteur pneumatique ultra-rapide d'intérieur de 30 kV coordonné.

Les cornes en haut et en bas de l'isolateur sont décalées l'une par rapport à l'autre de 90°.

quelques 0/0 seulement dans le voisinage de la tension de choc de contournement à 50 0/0 de l'isolation à protéger.

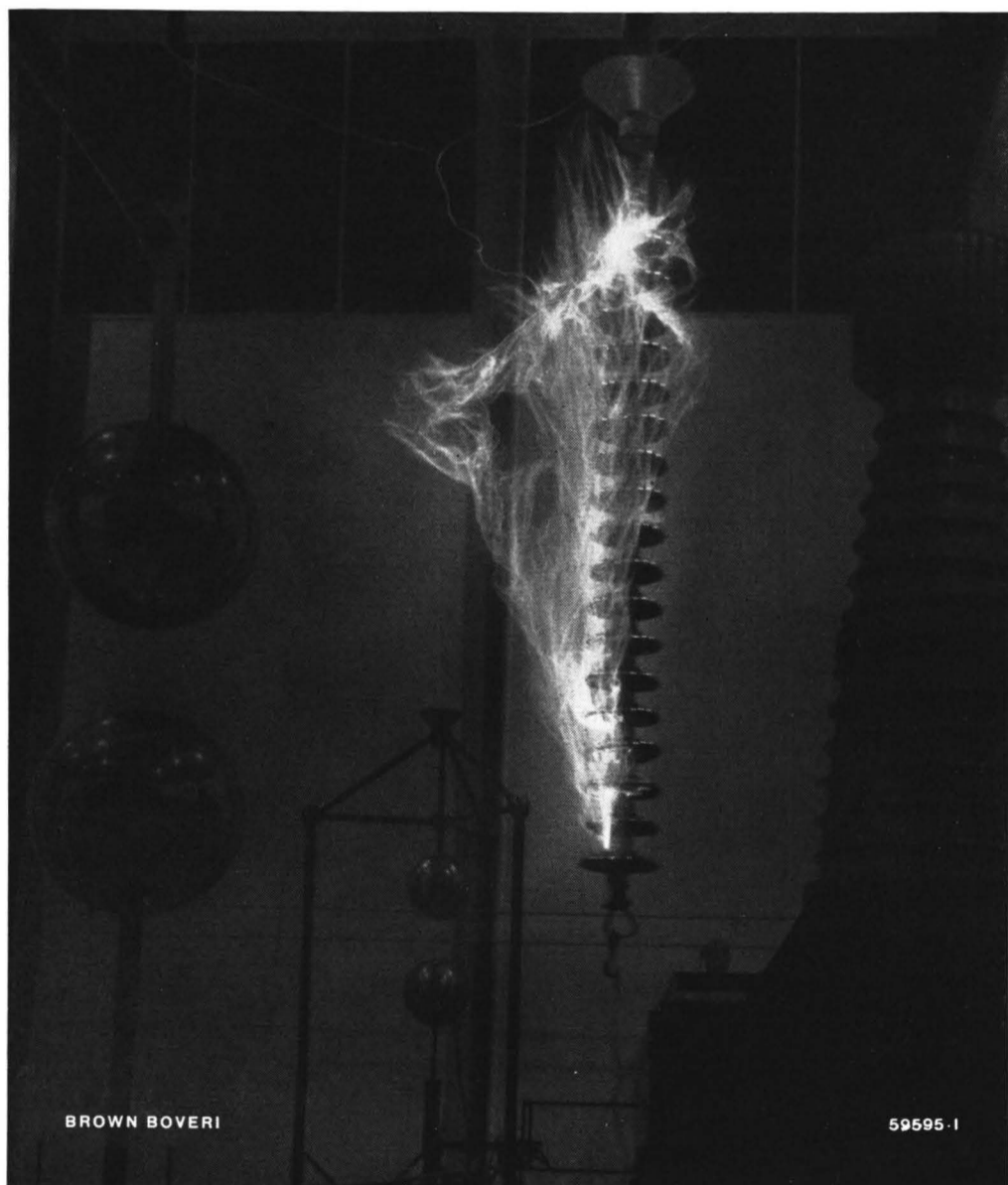
Toutes nos recherches sur des disjoncteurs pneumatiques ultra-rapides et sur des sectionneurs ont montré qu'un échelonnement des niveaux de 15 à 20 0/0, supportable du point de vue économique, offre une sécurité suffisante. De nos très nombreuses mesures tirons seulement deux exemples. La figure 7 montre le nombre de claquages intempestifs de l'isolation entre phases d'un disjoncteur pneumatique ultra-rapide de 50 kV avec un échelonnement des niveaux d'isolement de 9 0/0. Avec un échelonnement de 20 0/0 et pour environ 5000 contraintes, il ne se produisit aucun claquage intempestif. La figure 8 représente les résultats des mêmes essais sur la distance de sectionnement d'un disjoncteur pneumatique de 11 kV. Dans les deux diagrammes, le maximum très prononcé de la courbe ressort clairement. Naturellement, des essais aussi détaillés sont faits comme essais de types pour tous nos disjoncteurs ultra-rapides et nos sectionneurs.

Il découle de ce que nous avons dit précédemment que par la coordination des disjoncteurs pneumatiques et sectionneurs d'intérieur, les distances d'éclatement ont pu être réduites au minimum. Ces appareils ont alors un encombrement très faible et représentent la solution la plus économique à cause des dimensions très réduites de leurs éléments. Il nous a ainsi été possible par des travaux scientifiques poursuivis pendant des années de résoudre le problème important de la coordination des disjoncteurs et sectionneurs à haute tension.

(MS 973)

H. Mataré. (J. C.)

Arc de contournement sur une chaîne de suspension de 18 membres sous tension alternative.
Tension de contournement 1100 kV.



BROWN BOVERI

59595.1

DES PERFECTIONNEMENTS LES PLUS RÉCENTS APPORTÉS AUX PARAFONDRES.

Indice décimal 621.316.933.3

Après avoir passé rapidement en revue l'histoire du parafoudre à résorbite au cours des 10 dernières années, l'auteur nous renseigne sur les perfectionnements les plus récents qui ont été apportés à ces appareils et qui permettent de les construire actuellement pour n'importe quelle tension de service et pour n'importe quel pouvoir d'écoulement nominal.

Les parafoudres modernes sont un exemple typique de l'aboutissement heureux de travaux de recherches techniques dans le domaine des hautes tensions. Ceci n'est toutefois pas la seule raison pour laquelle nous avons pensé émettre quelques considérations sur le développement des parafoudres dans ce numéro spécial; le hasard a voulu qu'aujourd'hui 10 ans se soient écoulés depuis que nos premiers parafoudres aient été lancés sur le marché.¹⁾ Il est toujours intéressant de passer en revue, à titre rétrospectif, les stades du développement d'un produit de la technique pour se rendre compte du résultat obtenu, en particulier quand les progrès accomplis ont été considérables, comme c'est le cas dans le domaine de la protection contre les surtensions.

I. PETIT APERÇU RÉTROSPECTIF SUR LE DÉVELOPPEMENT DU PARAFONDRE A RÉSORBITE.

Les recherches fondamentales entreprises dans le domaine des surtensions ont pu être menées à chef, grâce au développement de l'oscillographe à rayon cathodique qui seul permet l'étude des phénomènes ultra-rapides. Elles ont permis d'établir les conditions auxquelles doit satisfaire un parafoudre vraiment efficace et elles ont montré que les parafoudres à cornes, à rouleaux, à disques ou les autres appareils plus compliqués qu'on utilisait à l'époque, ne pouvaient remplir la tâche qui leur avait été assignée. Le parafoudre à résorbite, construit d'après les résultats de recherches auxquelles nous faisons allusion ci-dessus, utilise les propriétés des résistances variables, branchées en série avec un éclateur multiple de désamorçage. Ce système s'est montré particulièrement favorable et il est actuellement appliqué à tous les parafoudres modernes. Les premiers parafoudres à résorbite²⁾ avaient été construits pour un pouvoir d'écoulement de 750 A; nous avons pu constater que, malgré cette capacité d'écoulement faible — selon les conceptions modernes — le nombre des parafoudres n'ayant pas fonctionné correctement, c'est-

à-dire le nombre d'appareils qui n'étaient pas adaptés aux courants de choc intervenus véritablement était, somme toute, extrêmement réduit. Ceci est dû naturellement à la répartition statistique bien connue des courants de décharge. Le parafoudre à résorbite s'est très bien comporté en service et il a permis dès le début de réduire considérablement la fréquence des perturbations dues aux surtensions. Toutefois, il va sans dire que, malgré ces résultats favorables, les études ne devaient pas se relâcher. Aussi, en 1936 déjà, étions-nous en mesure de faire passer le pouvoir d'écoulement nominal à 1500 A, sans modifier les dimensions extérieures de l'appareil. La tension nominale limite de notre série de parafoudres, pouvait, en même temps, être amenée de 37 à 64 kV. Ces parafoudres étaient à même de protéger suffisamment les installations contre les coups de foudre directs ou indirects, survenant à quelque distance de l'appareil à protéger. Nos efforts tendaient à développer un parafoudre capable d'assurer une protection irréprochable contre les décharges survenant à proximité immédiate et pouvant résister au phénomène bien connu de la réflexion multiple des courants. Les études entreprises ont permis de faire passer le pouvoir d'écoulement successivement à 2500 A en 1939, 4000 A en 1940, 10 000 A et plus en 1941. Il faut insister sur le fait que ces progrès ont pu

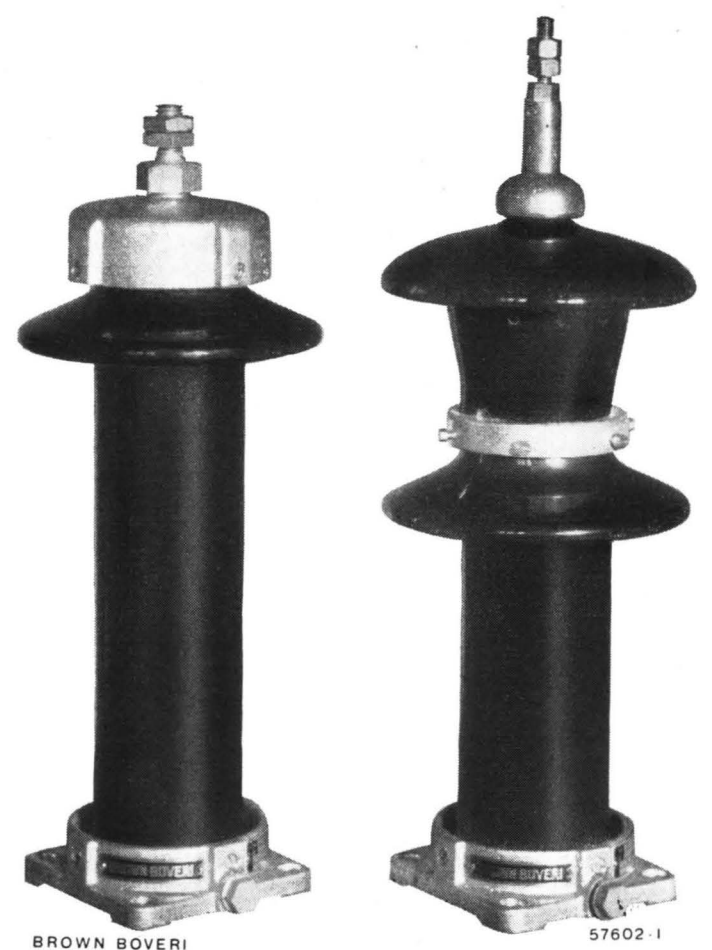


Fig. 1. — Deux stades du développement de nos parafoudres, série 10; à gauche modèle 1943 pour une capacité d'écoulement de 4000 A; à droite, modèle 1933 pour une capacité d'écoulement de 750 A.

Le nouveau parafoudre est plus petit que son prédécesseur de 1933, bien que sa capacité d'écoulement ait plus que quintuplé.

¹⁾ Voir Revue Brown Boveri 1934, nos 1/2 p. 17.

²⁾ Voir Revue Brown Boveri 1936, n° 3, p. 82.

être réalisés sans que les propriétés du parafoudre en aient souffert; bien au contraire les tensions d'amorçage et résiduelles¹⁾ par exemple ont encore pu être réduites. La figure 1 nous donne une idée du résultat obtenu en comparant deux parafoudres du type 10 construits en 1933 et 1943, respectivement. Bien que le pouvoir d'écoulement nominal ait été plus que quintuplé, les dimensions du parafoudre de 4000 A sont légèrement inférieures à celles du parafoudre construit en 1933.

II. LES TRAVAUX DE RECHERCHES RÉCENTS.

L'idée directrice qui a inspiré les perfectionnements les plus récents est que les parafoudres devaient pouvoir être construits pour n'importe quelle tension et pour n'importe quel courant de décharge nominal. La tension nominale des parafoudres était limitée jusqu'ici à 60 kV. Pour franchir cette limite, il s'agissait, somme toute, uniquement d'augmenter le nombre des résistances variables et le nombre des éclateurs de désamorçage, branchés en série. Toutefois, cette opération ne peut se justifier que si l'on prend soin de régler les sollicitations de chacun des éléments constitutifs à la valeur qui lui convient. Les capacités naturelles à la terre de chacun de ces éléments compromettent en effet la répartition uniforme et régulière de la tension et nécessitent l'application de mesures correctives spéciales basées sur la modification des répartitions capacitatives. C'est ainsi qu'en disposant et en dimensionnant convenablement les éléments actifs du parafoudre et en montant des anneaux de garde, on peut atteindre à peu de frais le but désiré.²⁾ La figure 2 représente la disposition générale de parafoudres de ce genre construits jusqu'à une tension nominale de 220 kV. On notera en particulier l'allure caractéristique du parafoudre avec ses anneaux de garde.

¹⁾ Il faut noter ici que sous le nom de «pouvoir d'écoulement nominal» on n'entend pas seulement la faculté d'écouler à la terre un courant donné, mais encore la garantie que la tension résiduelle ne dépassera pas une certaine limite.

²⁾ Bull. ASE 1941, n° 25.

Les progrès considérables réalisés dans le domaine du pouvoir d'écoulement des parafoudres sont fondés avant tout sur les améliorations apportées aux résistances variables. On pouvait se demander à ce propos si le dispositif de désamorçage, constitué par un éclateur multiple n'avait pas atteint ici sa limite d'utilisation. Toutefois, des études systématiques réalisées sur les éclateurs de désamorçage ont montré que, contrairement aux opinions émises à plusieurs reprises, l'écoulement des intensités les plus fortes ne présente aucune difficulté pour les parafoudres à résorbite et n'affecte qu'une couche extrêmement mince de la surface des électrodes, ce qui n'influe en aucune manière sur le bon fonctionnement du parafoudre. Ajoutons, à titre d'indication, que les traces laissées sur les électrodes par l'écoulement de chocs dont l'intensité atteint 20 — 50 000 A se présentent souvent sous la forme de figures de Lichtenberg. D'autres recherches particulièrement détaillées se rapportent au phénomène de désamorçage proprement dit, à la tension d'amorçage la plus basse qui puisse être introduite et à l'intervalle le plus favorable entre les électrodes de désamorçage. Il a fallu analyser un grand nombre d'essais, poussés parfois jusqu'à la destruction du parafoudre, pour établir clairement la cause des défauts et pour déterminer les limites du domaine de désamorçage en fonction de la tension spécifique et de l'intervalle séparant les éclateurs. Ces études et les mesures de la tension d'amorçage ont permis de déterminer les conditions de fonctionnement les plus favorables de l'éclateur multiple. Les éclateurs, ainsi modifiés, présentent un pouvoir de coupure beaucoup plus élevé qu'on aurait pu le supposer; ils ont fonctionné à plusieurs reprises d'une manière irréprochable pour des intensités du courant de suite allant jusqu'à 200 A, valeur d'amplitude, comme en fait foi le relevé oscillographique de la figure 3. La répartition des traces laissées sur les électrodes par les décharges successives est due uniquement au hasard et nous prouve que l'efficacité de l'éclateur multiple n'est aucunement affectée par les fortes décharges.

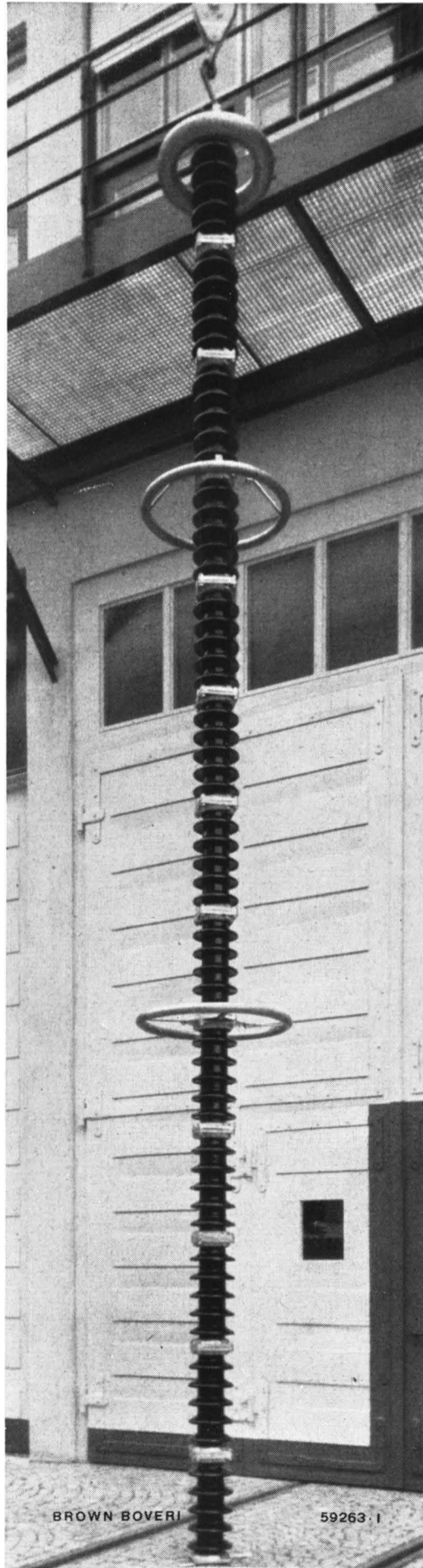


Fig. 2. — Parafoudre 220 kV pour un pouvoir d'écoulement de 10 000 A. Les parafoudres à très haute tension sont caractérisés par la présence d'anneaux de garde destinés à assurer une répartition régulière du potentiel.

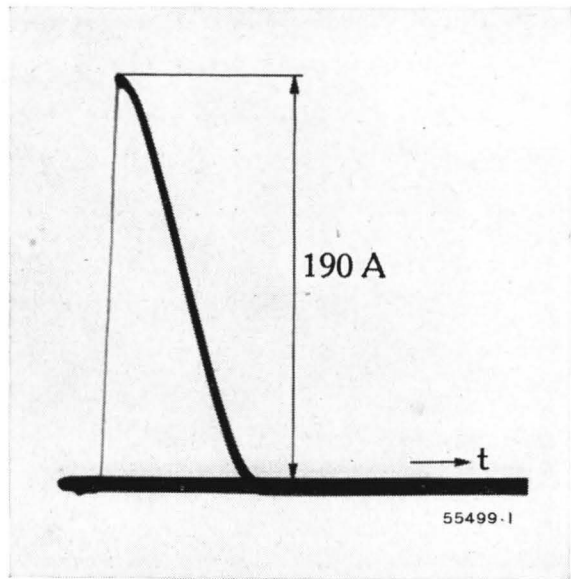


Fig. 3. — Relevé oscillographique du phénomène de désamorçage montrant la coupure irréprochable d'un courant de 190 A, valeur d'amplitude. Relevons tout spécialement que nos éclateurs multiples coupent d'une manière irréprochable les courants de cet ordre de grandeur.

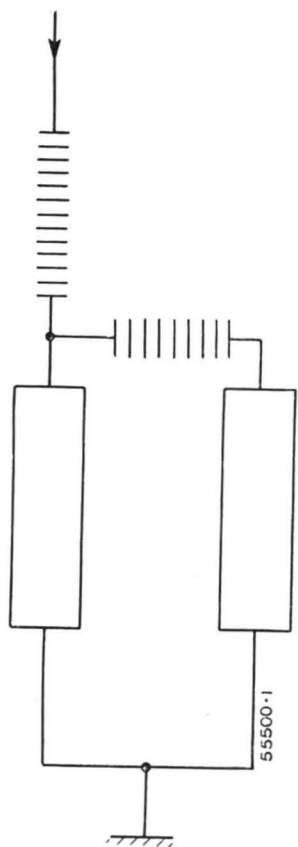


Fig. 4. — Connexions principales du parafoudre à circuits parallèles.

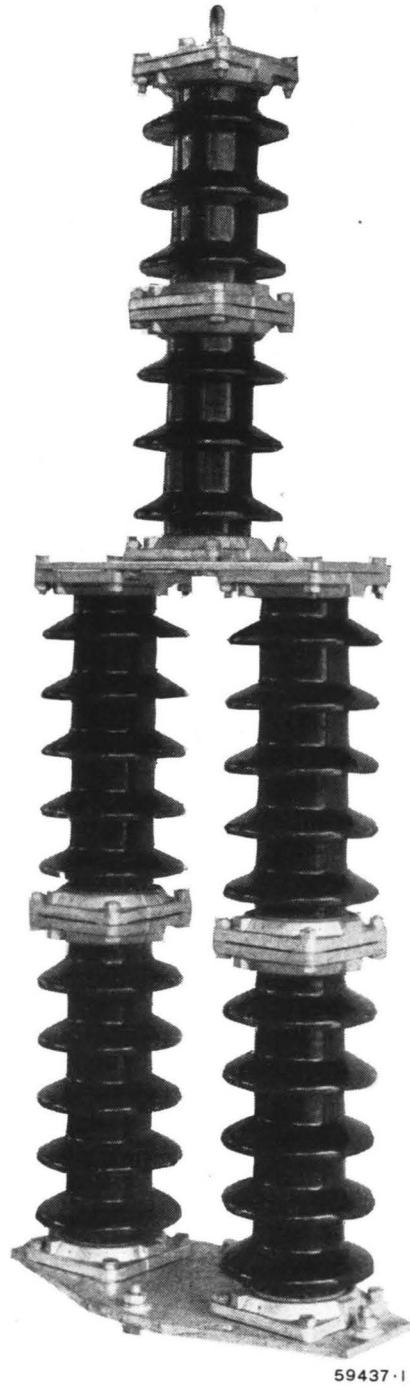


Fig. 5. — Parafoudre 45 kV pour un pouvoir d'écoulement nominal de 50 000 A, établi selon le nouveau principe.

Le nouveau mode de construction permet la création de parafoudres établis pour n'importe quelle tension de service et n'importe quelle intensité nominale de décharge.

Bien que les essais aient montré que l'éclateur multiple assure une grande marge de sécurité au parafoudre, il est parfaitement clair qu'il existe cependant une limite dans ce domaine. En d'autres termes, le pouvoir d'écoulement des parafoudres construits sur

ce principe devra forcément être limité à une certaine valeur. On sait en effet, qu'à toute valeur du rapport de la tension résiduelle maximale (tirée de la caractéristique des résistances) à la tension nominale, correspond une certaine relation entre le courant de décharge maximal et le courant de suite; de plus, la courbe



Fig. 6. — Parafoudre à tension continue pour 1500 V. Ces parafoudres sont utilisés avec succès dans les réseaux de traction pour la protection des installations et du matériel roulant.

caractéristique des résistances ne peut être modifiée à volonté sans que d'autres propriétés essentielles du parafoudre soient affectées. Si l'on veut déplacer cette limite, sans toutefois renoncer aux gros avantages de l'éclateur multiple, tels que son excellente caractéristique d'amorçage, la suppression de tous les travaux d'entretien et de surveillance, l'adaptation facile à toutes les tensions de service, etc., il faut évidemment chercher une voie nouvelle. Les recherches relatives au phénomène de désamorçage ont été reprises¹⁾ et les différentes possibilités de développement étudiées et corroborées par des essais nombreux. Il en est résulté le parafoudre à circuits parallèles qui donne une solution irréprochable du problème posé et qui peut être construit pour toutes les tensions de service et pour tous les courants de décharge nominaux sans que les frais d'établissement dépassent une limite raisonnable. La figure 4 représente le schéma des connexions et la figure 5 une vue d'ensemble d'un parafoudre établi selon le nouveau principe pour une tension nominale de 45 kV et un courant de décharge de 50 000 A.

Ajoutons, pour être complet, qu'à part les parafoudres pour les réseaux alternatifs à haute tension dont nous venons de parler, il existe aussi toute une série de parafoudres normaux pour les réseaux à basse tension ou pour les réseaux à tension continue (fig. 6), construits sur la base des expériences nouvelles, compte tenu des conditions particulières dans lesquelles ils fonctionnent et qui se sont fort bien comportés en cours d'exploitation.

(MS 964)

Dr H. Meyer. (C. D.)

¹⁾ Revue Brown Boveri 1941, n° 6, p. 153.
Bulletin ASE 1942, n° 4, p. 94.

RECHERCHES RÉCENTES SUR LES CONTRAINTES DE CHOC DES TRANSFORMATEURS DE PUISSANCE ET DE TENSION.

Indice décimal 621.314.21.015.33
621.3.015.33:621.314.21

Il est possible, par des considérations théoriques approfondies, de découvrir des facteurs jouant un rôle essentiel dans la construction de transformateurs résistant aux orages.

Les conclusions auxquelles on aboutit sont confirmées par l'expérience et permettent, par l'évaluation convenable des deux facteurs déterminants: répartition des tensions et rigidité diélectrique, de fabriquer des appareils dont le prix de revient est admissible.

I. INTRODUCTION.

Les phénomènes de choc produisent dans les enroulements de transformateurs des contraintes d'un tout autre genre que celles créées par les tensions à la fréquence de service. La différence ne réside pas tant dans l'écart des durées des contraintes que dans celui qui existe entre les répartitions des tensions et des contraintes. Tandis que la répartition des tensions à la fréquence de service est déterminée par l'inductance répartie et est pratiquement linéaire, son allure initiale est sous l'effet des chocs déterminée uniquement par la capacité des bobines élémentaires entre elles et par rapport à la terre. L'écart entre cette répartition initiale des tensions et la répartition inductive finale qui est seule possible amorce des oscillations transitoires dans l'enroulement, au cours desquelles se produit le passage de la répartition initiale à la répartition finale. En général, la plus forte contrainte est produite par la répartition initiale et les oscillations transitoires déplacent la zone des contraintes maxima (qui sont d'ailleurs affaiblies) de l'entrée de l'enroulement jusqu'à une faible profondeur à son intérieur.

Dès le moment où ces relations ont été clairement exprimées, divers perfectionnements ont été aussitôt proposés, basés sur le principe que la répartition initiale capacitive des tensions devait être rendue identique à la répartition finale inductive en agissant sur la capacité des enroulements. Ainsi, on supprime en premier lieu les différences exagérées de potentiel localisées, les contraintes qui en résultent et en second lieu les oscillations transitoires de ces enroulements dits apériodiques (dont la répartition capacitive est corrigée). Tous ces dispositifs, dont le plus connu consiste en écrans s'étendant sur toute la colonne et reliés à la borne d'entrée, exigent beaucoup de matériel et de place et ne sont efficaces que lorsque le point neutre est à la terre.

L'ordonnance et l'apériodicité du bobinage ne doivent pas être une fin; il est beaucoup plus important de porter ses efforts sur la création d'un trans-

formateur économique résistant aux orages, et la question se pose alors, de savoir si ces mesures de protection représentent réellement une solution judicieuse du problème posé. Si l'on considère que la résistance au choc des transformateurs dépend non seulement de la répartition de tension, mais aussi de la rigidité diélectrique, on peut s'attendre, par une coordination judicieuse de ces deux facteurs déterminants, à une solution constructive des transformateurs plus simple et plus économique. Il ne faut toutefois pas perdre de vue que les transformateurs de construction usuelle présentent déjà une sécurité très poussée aux orages.

II. AMÉLIORATION DE LA RÉPARTITION DE TENSION AU MOYEN DE CAPACITÉS.

a) Généralités.

Pour étudier la répartition capacitive de tension, on coupe le bobinage par un plan méridien de sorte que les spires plongées dans le champ électrique sont ouvertes. Pour une bobine à une seule couche, on obtient alors un schéma équivalent simple, constitué par des capacités disposées en échelle d'une manière analogue aux cellules d'un filtre. On utilise ordinairement ce schéma équivalent aussi pour d'autres enroulements de constitution moins simple; ainsi les moyens proposés au paragraphe précédent pour rendre linéaire la répartition capacitive des tensions ont été trouvés à l'aide de ce schéma.

Si, cependant, on recherche l'endroit exact où la contrainte maximum a lieu, ou qu'on veuille répondre à la question, très discutée, du renforcement de l'isolation des bobines d'entrée, ou encore seulement qu'on veuille calculer la contrainte dans un enroulement donné, on s'aperçoit vite que le but cherché ne peut être atteint, à quelques exceptions près, en faisant usage de ce schéma équivalent par trop simple. En particulier, il se présente dès l'abord des difficultés à déterminer les capacités série des bobines qui doivent être introduites dans le schéma équivalent. En complétant celui-ci afin de mieux l'adapter aux conditions véritables, il faut vouer une attention toute particulière aux connexions entre bobines. Ces connexions relient la dernière spire d'une bobine ou d'une demi-bobine à la première spire de la bobine suivante par le chemin le plus court. Dans certaines circonstances, ces spires, en raison des considérations

émises plus haut, c'est-à-dire du bobinage complètement sectionné plongé dans un champ électrique, peuvent se trouver à des potentiels très différents. Mais la présence des connexions implique que les différences de potentiel entre ces spires ne peuvent pas subsister et il doit toujours exister une surface équipotentielle passant par la spire finale d'une bobine et la spire initiale de la bobine suivante. Ceci est exact, au moins dans le voisinage de la connexion. Aux autres endroits de la périphérie de l'enroulement,

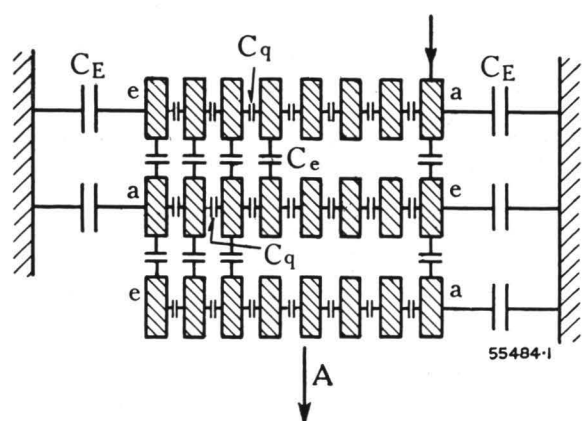


Fig. 1. — Coupe axiale de l'enroulement d'un grand transformateur composé de demi-bobines.

- A = Direction de l'axe des colonnes.
- C_E = Capacités à la terre.
- C_e = Capacité des conducteurs à travers l'espace entre bobines.
- C_q = Capacité entre spires.
- a = Spire d'entrée d'une demi-bobine.
- e = Dernière spire de la demi-bobine.

il y a bien de petites divergences, mais qui ne font que rendre la répartition du potentiel plus uniforme et sont sans importance pour le calcul, qui se rapporte, lui, au cas le plus défavorable. En se représentant ces portions de surface équipotentielles comme passant au travers de la dernière et de la première spire, et en supposant le flux du courant de déplacement divisé en flux partiels, l'un à travers les portions de surface équipotentielle et la terre, l'autre à travers deux de ces portions de surface équipotentielles consécutives, il est possible, en général, de trouver des schémas équivalents utilisables.

b) *Enroulements à bobines doubles de grands transformateurs.*

Les enroulements usuels composés de demi-bobines constituées d'une seule spire par couche, comme p. ex. la fig. 1 en montre une coupe, conduisent au schéma équivalent de la fig. 2, où il a été tenu compte des connexions entre bobines. Pour la capacité série C₂, il a été introduit une capacité représentative équivalente, fonction de C₁ et C₂. Cela n'offre pas de difficulté d'étendre l'emploi de ce schéma équivalent entre autres aux anneaux équipotentielles d'extrémité s'ils existent, et aux couplages en parallèle.

Il faut cependant renoncer à traiter ces cas ici et se limiter strictement à l'essentiel. Le calcul fait à l'aide de ce schéma correspond à un cas réel. On peut ainsi se rendre compte du rôle que joue la conformation de l'enroulement, ou bien inversement

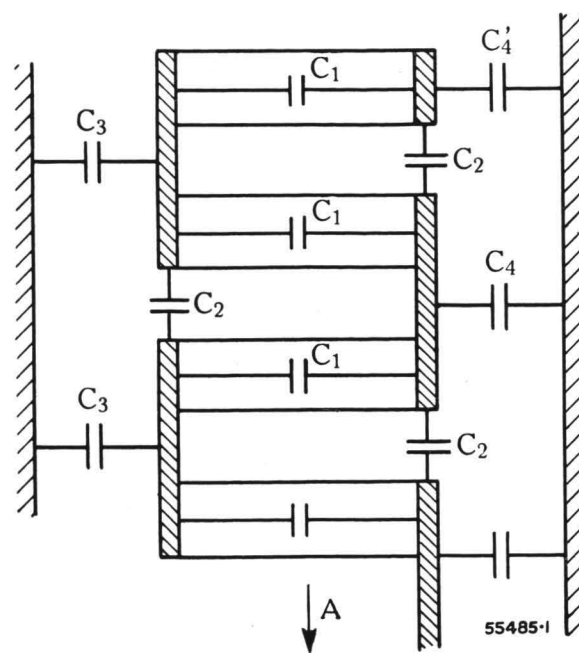


Fig. 2. — Schéma équivalent de l'enroulement fig. 1.

- A = Direction de l'axe des colonnes.
- C₃, C₄, C_{4'} = Capacité à la terre.
- C₁ = Valeurs équivalentes des capacités entre spires.
- C₂ = Valeurs équivalentes des capacités entre bobines.

Ce schéma permet le calcul et l'étude d'enroulements ; il permet en outre de trouver une disposition appropriée des bobines et de dimensionner leur isolation.

on peut établir l'enroulement d'une façon rationnelle. De ce fait, les modes de contrainte fondamentaux appliqués au transformateur lors des phénomènes de choc : contraintes entre spires, dans l'espace séparant deux bobines, et contrainte de l'isolation principale, peuvent être classés et calculés. On dispose dans ce but de la possibilité de renforcer p. ex. l'isolation à l'endroit où cela est vraiment nécessaire. L'étendue de ce court article interdit de pénétrer plus à fond dans de nombreuses questions de détail. On ne fera qu'effleurer ici la question du renforcement des entrées d'enroulement pour le genre de bobinage mentionné. Par un examen et un calcul approfondi, il se trouve qu'à l'encontre de ce qui est généralement admis, c'est l'isolation des espaces entre bobines et non l'isolation entre spires qui est la plus mise en danger. Il s'ensuit que contrairement à l'opinion courante, c'est le nombre des espaces entre bobines qui joue un rôle déterminant pour le renforcement de l'isolation d'entrée, et non la longueur de conducteur enroulé, et qu'il n'est pas toujours nécessaire de renforcer l'isolation entre spires. L'utilité de l'isolation renforcée des bobines d'entrée varie suivant que les canaux de refroidissement sont disposés dans des plans perpendiculaires à l'axe des colonnes ou selon

des surfaces cylindriques coaxiales aux noyaux. Dans le premier cas, le renforcement de l'isolation modifie peu la répartition de tension et doit être compté comme un gain. Par contre, dans le second cas, la répartition de tension est sérieusement modifiée et il faut déterminer dans chaque cas, en fonction de la répartition de tension, le dimensionnement de l'isolation qui donne la meilleure rigidité diélectrique.

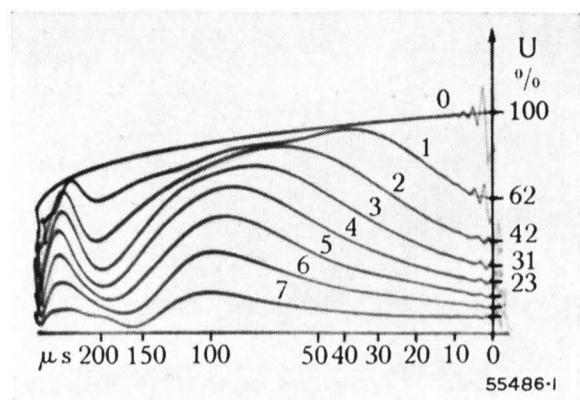


Fig. 3. — Allure de la tension lors d'un choc sur un enroulement de transformateur de tension.

Les courbes 0, 1, 2, etc. donnent l'allure de la tension aux bornes, en aval de la première, la deuxième, troisième bobine, etc.

c) *Enroulements de transformateurs de tension.*

Les enroulements de transformateurs de tension sont généralement composés de bobines à fil fin, comportant un grand nombre de spires par couche, et un grand nombre de couches. Souvent, les couches extrêmes sont bobinées avec du fil plus gros. L'étude de ce bobinage peut se faire la plupart du temps à l'aide du schéma équivalent simple en échelle, en tenant compte des considérations du paragraphe précédent IIa pour la détermination de la capacité série. Les portions de surface de niveau limitatives des capacités série doivent donc passer par les spires extrêmes de deux bobines consécutives, et aussi en grande partie par les couches terminales à gros fil. On déduit immédiatement de cette représentation qu'entre une disposition des premières bobines en demi-bobines avec entrée intérieure ou extérieure et une disposition analogue ayant toutes les entrées respectivement intérieures, ou bien extérieures, il doit y avoir de grandes différences. On dispose de possibilités d'amélioration remarquables suivant le choix des couplages des bobines. Il est en outre possible, pour ce genre d'enroulement, d'améliorer considérablement la répartition de tension au moyen de simples écrans annulaires demandant peu de place, ajustés sur les premières bobines de l'enroulement, et par des couplages convenables des bobines (voir oscillogrammes des fig. 3 et 4). La fig. 5 donne les répartitions initiales correspondantes de tension le

long de l'enroulement. On peut y lire les contraintes maxima des bobines. On verra au chapitre IV l'importance du rôle joué par la bobine d'entrée renforcée, qui est aussi à considérer ici. Dans les transformateurs à très haute tension, il se peut que les mesures proposées ne permettent pas une réduction suffisante des contraintes des bobines et c'est pourquoi il faut corriger artificiellement la répartition de

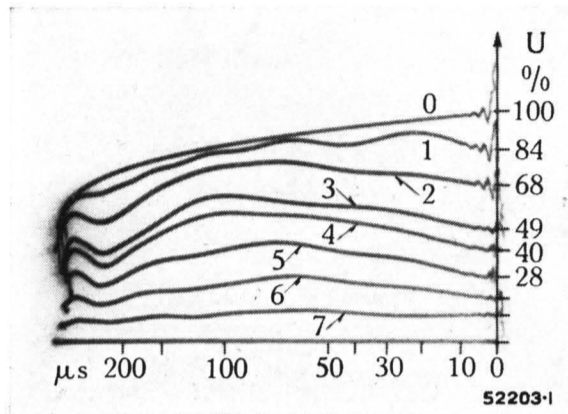


Fig. 4. — Résultats obtenus par l'amélioration de l'enroulement de la figure 3 à l'aide de simples écrans annulaires.

Les courbes 0, 1, 2, etc. donnent l'allure de la tension aux bornes, en aval de la première, la deuxième, troisième bobine, etc.

tension par exemple au moyen de condensateurs. Mais, ici non plus, on ne cherchera pas une répartition de tension initiale parfaitement linéaire, mais plutôt un dispositif qui, ainsi qu'on l'a montré dans le premier chapitre, maintienne le gradient au-dessous de la valeur maximum admissible. En partant de ce point de vue, il est possible de construire un dispositif répartiteur de petites dimensions et d'économiser beaucoup de place et de matériel.

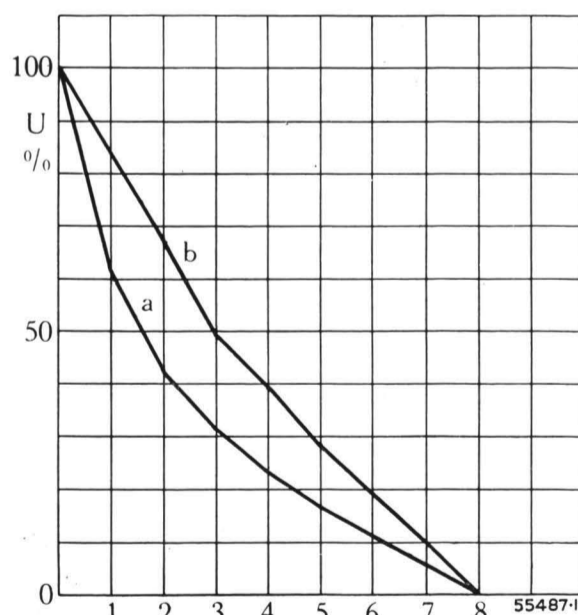


Fig. 5. — Répartition initiale de la tension au commencement du phénomène de choc dans les enroulements de transformateurs de tension.

a = Enroulement constitué de bobines identiques.
b = Enroulement à écrans annulaires simples et dans lequel le couplage des différentes bobines a été amélioré.

Cette représentation permet de trouver la contrainte maximum des bobines et l'on y voit l'amélioration qu'il est possible d'obtenir par des moyens simples.

Ordonnées : Tension.
Abscisses : Nombre de bobines, représentatif de la longueur de l'enroulement.

III. CORRECTION DE LA RÉPARTITION DE TENSION PAR DES RÉSISTANCES.

Les capacités peuvent faire place à des résistances, branchées en parallèle seulement avec les bobines les plus sollicitées, ou bien avec l'enroulement entier, comme potentiomètre de commande. Pour que l'effet de répartition soit sensible, la résistance doit avoir une faible valeur, par contre pour éviter une forte consommation de courant, sa valeur doit être élevée. Comme l'effet de répartition n'entre en ligne de compte que pour les valeurs élevées de la tension, et l'effet de la charge à la fréquence de service seulement pour les faibles valeurs de la tension, l'emploi de résistances dont la valeur dépend de la tension est indiqué. Ces résistances ont une grande valeur pour de faibles tensions et une faible valeur pour les hautes tensions. Contrairement aux dispositifs répartiteurs à capacités, dont l'effet ne dépend pas de l'amplitude et de la raideur de la tension de choc, celui des dispositifs comportant des résistances variables dépend dans une grande mesure de l'amplitude et de la raideur de la tension de choc appliquée. Cependant, comme la montée et la disparition de la tension demandent un temps très court, mais pourtant fini, et que la constante de temps du système correcteur peut être maintenue assez basse dans le domaine des sur-tensions dangereuses grâce à l'emploi de résistances vari-

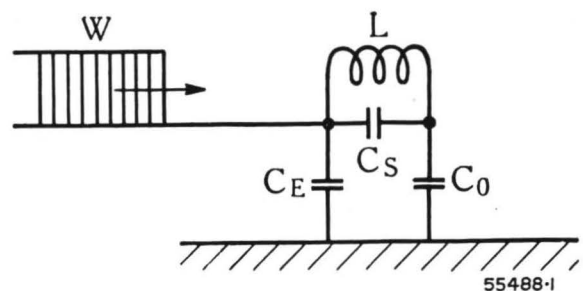


Fig. 6. — Schéma équivalent de la bobine d'entrée renforcée d'un enroulement d'un transformateur de tension, produisant des oscillations libres.

- CE = Capacité par rapport de la terre.
- C₀ = Capacité équivalente du reste de l'enroulement.
- CS = Capacité série de la bobine d'entrée.
- L = Inductivité de la bobine d'entrée.
- W = Onde de choc incidente.

ables, ces dispositifs sont d'un fonctionnement sûr. Ceci a été confirmé par l'expérience. En même temps, le matériel et la place nécessaires sont bien moindres que pour les dispositifs munis de capacités additionnelles. On peut donc s'attendre à ce que le montage qui vient d'être décrit, revête à l'avenir une grande importance.

IV. OSCILLATION DES BOBINES D'ENTRÉE RENFORCÉES DE TRANSFORMATEURS DE TENSION.

Les enroulements de transformateurs de tension sont souvent munis d'une ou plusieurs bobines d'entrée

spéciales ayant un fil de diamètre plus grand que celui des autres bobines, et dont l'isolation a été renforcée. Ces bobines n'ont qu'une fraction du nombre total des spires des bobines normales (p. ex. un dixième du nombre de spires normal). Elles sont soumise dans une proportion relativement grande à la tension de choc totale, lors de la répartition initiale de tension.

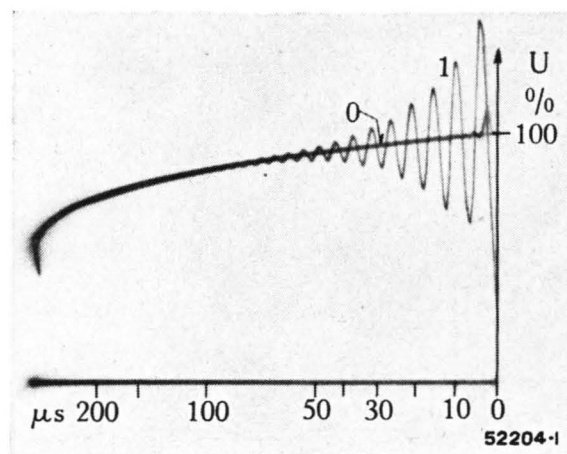


Fig. 7. — Oscillogramme de l'oscillation libre d'une bobine d'entrée renforcée.

0 et 1 donnent l'allure de la tension à l'entrée de l'enroulement et en aval de la bobine renforcée.

Le phénomène qui suit immédiatement la répartition initiale a été, à notre connaissance, plutôt négligé, bien qu'il puisse avoir une grande importance. Pour égaliser la répartition initiale de tension, l'inductance d'une bobine d'entrée est beaucoup plus petite que celle des bobines normales. Le régime transitoire dans celle-ci sera ralenti d'autant de fois environ le rapport des nombres de spires des bobines normales à celui de la bobine d'entrée. Cette différence s'agrandit encore du fait que les temps de transition sont du même ordre de grandeur et qu'en conséquence le couplage entre les bobines normales augmente. Le reste de l'enroulement se comporte donc, pendant le régime transitoire dans la bobine d'entrée, comme une capacité pure et la bobine est soumise au phénomène d'oscillation par choc d'un circuit résonant série, selon le schéma fig. 6, et que l'oscillogramme fig. 7 reproduit très bien. En conséquence, la première des bobines normales de l'enroulement est soumise à une tension considérablement plus élevée après une demi-oscillation, que si elle était directement reliée aux bornes. Pour les enroulements de transformateurs de tension ou transformateurs de construction similaire (par exemple transformateurs d'essais, etc.), des bobines d'entrée renforcées sont à coup sûr nuisibles. Si on ne peut pas renoncer à l'isolation renforcée, la transition entre les bobines d'entrée et les bobines normales doit être soigneusement graduée, afin d'éviter ces effets particulièrement nuisibles.

(MS 966)

Dr H. Meyer. (Dt.)

L'EFFET DES ONDES MOBILES SUR LES ENROULEMENTS DE MACHINES ROTATIVES.

Index décimal 621.313.045 : 621.3 015.34
621.3.015.34 : 621.313.045

Les bobinages de machines rotatives se comportent différemment de ceux des transformateurs sous l'effet d'ondes mobiles. Tandis que les enroulements de transformateurs sont soumis d'emblée et sur toute leur longueur à une certaine répartition de la tension, dite répartition initiale et qui est suivie d'oscillations transitoires, dans les enroulements de machines au contraire, il y a véritablement pénétration de l'onde à l'intérieur des bobinages. Ces ondes pénétrantes conservent une amplitude à peu près constante, mais leur front devient moins abrupt au fur et à mesure de la pénétration. Dans cet article, ces propriétés sont déduites théoriquement et confirmées par des résultats d'expérience. Les conclusions qui en découlent permettent de trouver des dispositifs de protection adéquats.

I. INTRODUCTION.

Pour que les résultats déduits de considérations théoriques sur l'action d'ondes mobiles sur des bobinages aient une valeur pratique, il est nécessaire de faire certaines hypothèses simplificatrices et de négliger certains facteurs. Mais comme ceci ne se justifie pas dans la même mesure pour toutes les sortes d'enroulements, il est préférable de ne pas partir d'hypothèses générales pour introduire les simplifications au cours du développement théorique, mais au contraire dès l'abord classer les enroulements d'après leurs propriétés prédominantes et traiter les problèmes particuliers en s'appuyant sur des hypothèses et des méthodes simples. Les fondements des considérations émises en restent plus clairs et peuvent être mieux dominés.

Si pour les enroulements de transformateurs la théorie est déjà bien connue et exposée en maints endroits, nos connaissances en la matière sont particulièrement rares dans le domaine des machines rotatives. Aussi nous proposons-nous d'émettre ci-dessous un certain nombre de considérations théoriques, juste suffisantes pour se faire une idée de la manière dont les enroulements de machines se comportent en principe et qui nous permettront, de concert avec les résultats expérimentaux, de tirer les conclusions pratiques relatives à la protection des enroulements et à la contrainte de l'isolement.

II. CARACTÈRES DISTINCTIFS DES ENROULEMENTS DE MACHINES ROTATIVES.

Les enroulements de machines sont caractérisés par le fait que leur partie essentielle est logée à l'intérieur du fer dans des alvéoles. Il en résulte, d'une part, que la capacité de l'enroulement par rapport à la terre est très grande et, d'autre part, que les parties d'enroulements (bobines) sont séparées par des écrans les unes par rapport aux autres. La capacité subsistant encore entre les différentes parties de l'enroulement, par exemple

des têtes de bobines, est ainsi très petite par rapport à la capacité contre terre et ne peut pas avoir d'influence sensible sur l'allure du phénomène.¹⁾ Le contraire se passe dans les enroulements de transformateurs où c'est un fait connu que la capacité entre bobines, combinée avec la capacité contre terre, joue un rôle déterminant pour le comportement du bobinage lors de la période initiale des phénomènes de choc.

Il faut encore observer que, par suite de la concentration périphérique du flux magnétique, due à des phénomènes très rapides, celui-ci ne pénètre pas du tout dans le fer et qu'ainsi aucune liaison entre bobines n'existe par l'effet du flux dans le fer. Avec le temps, le phénomène se ralentit; la profondeur de pénétration du flux et, par conséquent, l'influence de la liaison magnétique augmentent constamment, jusqu'à ce que, finalement, elle remplisse son rôle principal bien connu à la fréquence de service. Conséquemment, les couplages entre les bobines des différentes phases ainsi que ceux entre les bobines d'une phase appartenant à des pôles différents sont très lâches et n'influencent ainsi pas le cours des ondes mobiles, lors des phénomènes rapides considérés. Nous pouvons donc, dans nos raisonnements, nous abstenir de tenir compte de ces couplages et étudier surtout le comportement de chaque bobinage de phase indépendamment des autres.

III. L'ENROULEMENT CONSIDÉRÉ COMME CHAÎNE D'INDUCTANCES.

a) *Allure de la tension à l'intérieur des enroulements, compte non tenu de la dispersion de la vitesse de propagation.*

Considérons maintenant, d'après ce qui vient d'être dit, l'enroulement d'une seule phase et limitons-nous d'abord à l'étude du phénomène avant l'apparition éventuelle d'une onde réfléchie au point neutre. Nous parlerons plus tard des effets de ces réflexions. L'enroulement de phase étudié peut se représenter par la fig. 1 où les éléments L et C , inductances (sans fer) et les capacités contre terre, sont les valeurs par phase et pôle. Pour la suite du raisonnement, nous avons encore simplifié cette représentation, à

¹⁾ Ces hypothèses, et par suite les considérants de cet article sont aussi valables pour les enroulements de régulateurs d'induction, bien qu'il ne s'agisse pas à proprement parler de machines tournantes.

savoir que, sur la fig. 2, la capacité contre terre totale d'une cellule a été concentrée en son milieu. Le schéma équivalent représente une chaîne d'inductances à cellules en T , bien connue dans la technique des

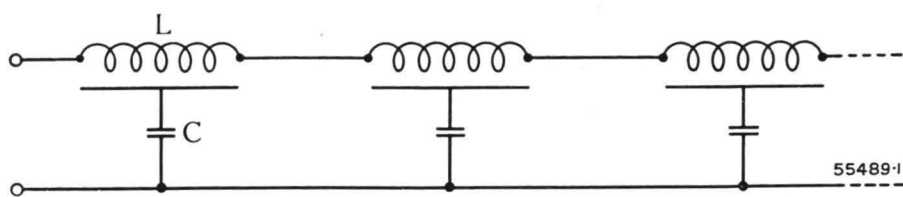


Fig. 1. — Schéma équivalent de l'enroulement de phase d'une machine tournante.

L et C sont les inductances et les capacités contre terre des bobines d'un pôle et d'une phase.

courants faibles.¹⁾ Elle se comporte comme une ligne pour toute fréquence au-dessous de la limite $\frac{\omega_g}{2\pi}$, satisfaisant à l'expression

$$\omega_g = \frac{2}{\sqrt{LC}} \quad (1)$$

La chaîne d'inductances arrête toute fréquence supérieure à cette limite et ne laisse pénétrer que des ondes de tensions de raideur relativement faible. L'impédance itérative mesurée aux extrémités de la chaîne est

$$Z = \sqrt{\frac{L}{C} \left(1 - \frac{\omega^2 LC}{4} \right)} \quad (2)$$

Dans la zone de passage $\omega < \omega_g$, elle est réelle, donc purement résistante; sa valeur approchée est $Z = \sqrt{\frac{L}{C}}$ sur la plus grande partie de cette zone et tombe ensuite rapidement à zéro à la fréquence de coupure.

Le temps de parcours T_ω d'une fréquence partielle à travers une cellule est égal à l'inverse de la vitesse de propagation et se détermine par la relation:

$$T_\omega = T_0 \frac{1}{\sqrt{1 - \eta^2}} \quad (3)$$

où $T_0 = \sqrt{LC}$ est la valeur limite du temps de parcours pour des fréquences très lentes ($\omega = 0$) et où $\eta = \frac{\omega}{\omega_g}$.

Dans ce paragraphe, nous allons examiner la pénétration d'une onde dans la chaîne d'inductances, en admettant pour simplifier d'abord que toutes les fréquences partielles ont le même temps de parcours T_0 et ensuite que l'impédance caractéristique est

$Z = \sqrt{\frac{L}{C}}$ pour toutes les fréquences partielles. Ces hypothèses sont donc valables pour une grande partie

¹⁾ Voir p.ex. Wallot, «Theorie der Schwachstromtechnik».

²⁾ Ici le temps de parcours de groupe intervient, puisqu'il s'agit de la résultante de propagation de tout un spectre de fréquence. Cf. Wallot, l. c. § 226/241.

de la zone de passage, mais non pas dans le voisinage de la fréquence de coupure.

Lorsqu'une onde rectangulaire parvient à la chaîne d'inductances (ondes de raideur infinie et de durée de

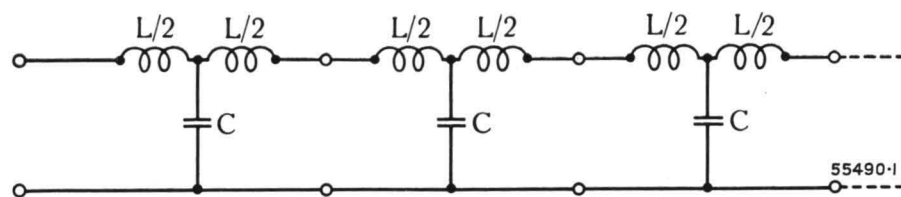


Fig. 2. — Schéma équivalent simplifié de l'enroulement de phase d'une machine tournante.

mi-amplitude infinie), une onde pénètre à l'intérieur du bobinage. Son amplitude se calcule comme dans le cas d'embranchements, à l'aide des impédances caractéristiques de l'enroulement et de la ligne d'alimentation, et sa vitesse de propagation à l'intérieur du bobinage correspond au temps de parcours T_0 à travers une cellule. Du fait que la zone de passage est limitée, l'allure du front de l'onde à l'intérieur de l'enroulement ne correspond pas à celle de l'onde incidente, mais est beaucoup plus aplati et peut se calculer en se basant sur les hypothèses admises. Soit e_w l'amplitude de l'onde pénétrante,

$$e_w = \frac{2Z}{Z + Z_L} \cdot e_L \quad (4)$$

où e_L et Z_L représentent respectivement l'amplitude de l'onde incidente et l'impédance caractéristique de la ligne d'arrivée. L'élongation du front se déduit alors de la relation:

$$e = e_w \left[\frac{1}{2} + \frac{1}{\pi} Si(\omega_g t) \right]^3 \quad (5)$$

La fonction $Si(\omega_g t) = \int_0^{\omega_g t} \frac{\sin \omega t}{\omega} d\omega$ est connue sous

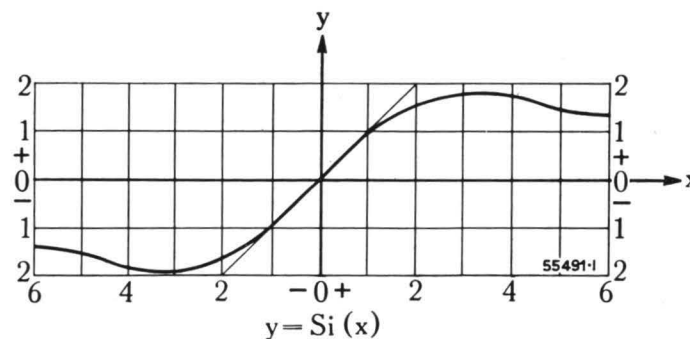


Fig. 3. — Sinus intégral $y = Si(x)$.

Les fronts d'onde pénétrant dans l'enroulement peuvent être représentés par cette fonction.

³⁾ D'une manière analogue le front de l'onde incidente est donné par l'équation

$$e = e_L \left[\frac{1}{2} + \frac{1}{\pi} \int_0^\infty \frac{\sin \omega t}{\omega} d\omega \right]$$

le nom de sinus intégral¹⁾; elle est représentée par la fig. 3. En traçant la tangente au front de l'onde à la mi-amplitude, et en prenant la sous-tangente limitée à l'amplitude entière, le temps T_s de durée du front est donné par une équation simple:

$$T_s = \frac{\pi}{\omega_g} = \frac{\pi\sqrt{LC}}{2} \quad (6)$$

A l'aide des relations (3), (4) et (6), il est déjà possible de voir comment se comporte l'enroulement. La fig. 4 donne une image de l'onde à front aplati progressant à l'intérieur de l'enroulement. (Noter la

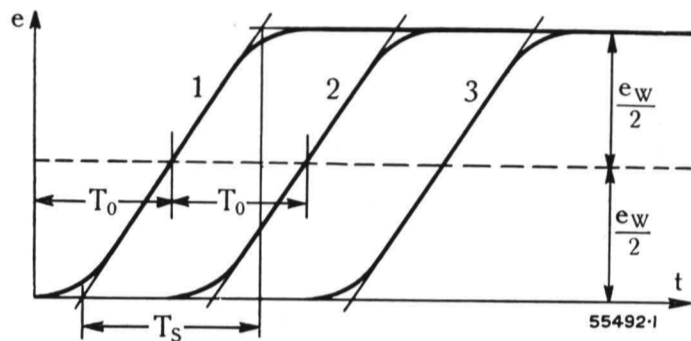


Fig. 4. — Représentation schématique de l'onde à front de raideur limitée parcourant l'enroulement.

T_0 = Temps de parcours de l'onde par cellule de la chaîne d'inductances.

T_s = Temps de montée du front de l'onde.

e_w = Amplitude de l'onde incidente.

1, 2, 3 = Front de l'onde après son passage dans la première, deuxième et troisième cellule.

différence par rapport au comportement de bobinages de transformateurs: Dans les machines rotatives, une vraie pénétration de l'onde; dans les transformateurs il n'y a par contre aucune pénétration de l'onde mais une répartition initiale de la tension simultanément sur tout le bobinage et consécutivement oscillation propre de l'enroulement).

b) *Influence de la dispersion de la vitesse de propagation.*

Comme le montre l'équation (3), le temps de parcours des fréquences partielles n'est pas constant, même dans la zone de passage, mais dépendant de la fréquence; les fréquences élevées se propagent avec une vitesse plus petite que les fréquences basses. Leur temps de parcours est donc plus long et il doit en résulter une accentuation de l'aplatissement avec la profondeur de pénétration. L'allure de la fonction

$$\tau = \frac{T_\omega}{T_0} = \frac{1}{\sqrt{1-\eta^2}} \quad (3a)$$

correspond à l'équation (3). Elle est rendue indépendante du cas particulier uniquement en la divisant par la grandeur T_0 regardée comme constante fondamentale de l'enroulement, ce qui la met ainsi sous

¹⁾ Voir Jahnke & Emde, Funktionentafeln, Wallot, l. c. § 389.

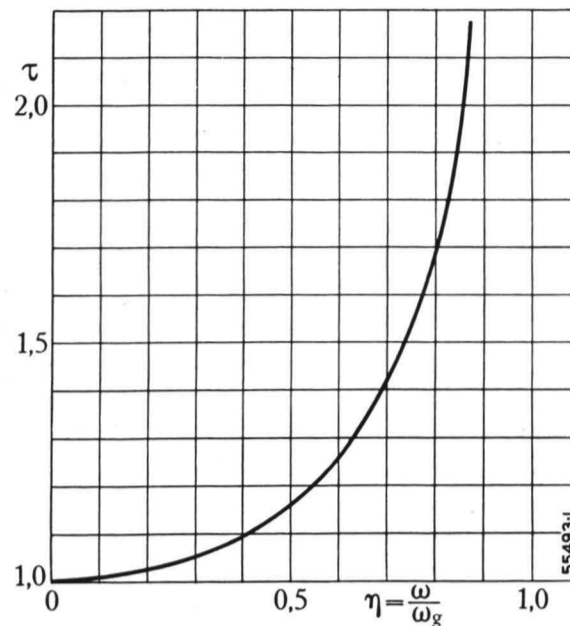


Fig. 5. — Variation des temps de parcours relatifs de groupe dans la chaîne d'inductances.

Les fréquences élevées se propagent plus lentement que les basses et la fréquence de coupure a un temps de parcours infini. Elle ne pénètre même pas.

une forme valable dans le cas général. La figure 5 en donne la représentation.

Malheureusement un calcul exact des fronts d'onde n'est plus possible si l'on tient compte des différences des temps de parcours afférents aux composantes de l'onde initiale. La considération suivante permet, par contre, de faire un calcul et une construction approchée. Considérons les fronts d'onde après chacun de leur passage au travers d'une cellule et remplaçons-les par une demi-période d'une sinusoïde. Faisons encore l'hypothèse que le temps de parcours moyen du front d'onde ainsi représenté soit égal au temps de parcours de la fréquence de la sinusoïde correspondant au front de l'onde. Il faut encore remarquer²⁾ que l'effet de l'onde ne peut être décelé à la sortie d'une cellule qu'un temps minimum T_0 après l'apparition de la tension à l'entrée de la cellule. Autrement dit, les différentes origines des fronts d'onde se trouvent constamment espacées du même temps T_0 les unes des autres. A l'aide de ces hypothèses et des relations (1), (3) et (3 a), les fronts d'onde s'aplatisant toujours plus à partir de leur entrée dans l'enroulement peuvent successivement se calculer. Les résultats des calculs peuvent de nouveau, en se rapportant à la constante fondamentale T_0 être condensés sous une forme générale. Les tables suivantes donnent le temps de parcours moyen relatif $\tau_n = \frac{T_n}{T_0}$ ainsi que la raideur moyenne relative du front $\tau_{sn} = \frac{T_{sn}}{T_0}$ pour les quatre

Nombre de cellules n	τ_u	τ_{sn}
1	1,27	1,62
2	1,185	1,85
3	1,15	2,04
4	1,12	2,22

²⁾ Voir Wallot, l. c. § 391.

premières cellules de la chaîne d'inductances. Ces dernières valeurs sont prises sur la tangente à l'endroit le plus raide du front de l'onde. L'aplatissement progressif du front lors de sa pénétration dans l'enroulement se remarque très bien par la considération des valeurs de τ_{sn} .

c) *Tension à l'entrée de l'enroulement.*

Pour des temps plus grands que le temps T_s de montée du front de l'onde pénétrante, la tension à l'entrée de l'enroulement (aux bornes) est donnée simplement par la formule de réflexion (4). Pour les temps plus courts, c'est-à-dire pour des fréquences supérieures à la fréquence de coupure de l'enroulement, l'impédance d'entrée de la chaîne d'inductances

est inductive et tend vers $\frac{\omega L}{2}$ quand ω augmente,

c'est-à-dire quand le temps diminue. Ainsi, la chaîne d'inductances se comporte vis-à-vis de l'onde incidente d'abord comme l'extrémité ouverte d'une ligne et la tension e_K à l'entrée de l'enroulement est réfléchiée et prend la valeur $2e_L$ double de e_L , l'onde rectangulaire incidente; immédiatement après, elle décroît suivant la relation

$$e_K = 2e_L \varepsilon^{-\frac{2Z_L}{L}t} \quad (7)$$

et passe à la valeur donnée à la formule (4)

$$e_w = \frac{2Z}{Z + Z_L} e_L$$

qui donne l'amplitude de l'onde pénétrant dans l'enroulement.

Pratiquement, la tension à l'entrée de l'enroulement ne peut pas prendre brusquement la valeur $2e_L$, car il existe toujours une certaine capacité d'entrée C_0 , par exemple dans les traversées, bornes et connexions, qui doit être chargée par l'onde incidente. La tension à l'entrée de l'enroulement croît d'abord selon l'équation

$$e_K = 2e_L \left(1 - \varepsilon^{-\frac{t}{Z_L C_0}} \right) \quad (8)$$

et passe ensuite au régime de (7), puis de (4), comme indiqué sur la figure 6. Il se produit ainsi à l'entrée de l'enroulement des maxima de tension, comme le montrent aussi les oscillogrammes du paragraphe IIIg). Si ces «pointes inductives» sont très accentuées, elles se propagent aussi à l'intérieur de l'enroulement comme le ferait une onde venant de l'extérieur.

Il est intéressant aussi de constater que ces «pointes inductives» peuvent présenter deux petites bosses si l'onde parvient sur deux phases, voir figure 8, mais par contre une basse unique pour l'onde mono-

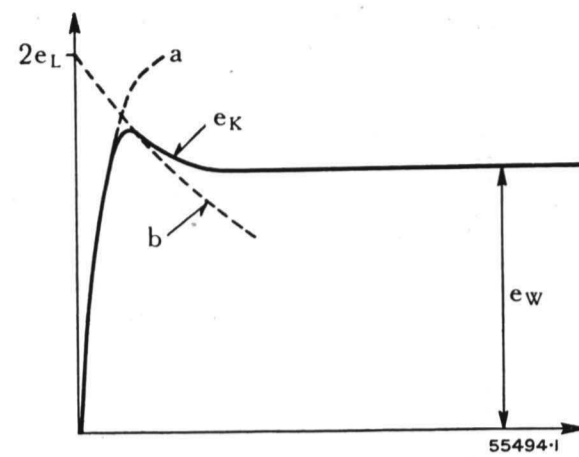


Fig. 6. — Représentation schématique de la tension à l'entrée de l'enroulement.

- a = Tension donnée par l'équation 8.
- b = Tension donnée par l'équation 7.
- e_K = Tension à l'entrée de l'enroulement.
- e_L = Amplitude de l'onde incidente.
- e_w = Amplitude de l'onde pénétrante.

tripolaire. Ceci s'explique, (même si l'effet est faible) en constatant que le couplage entre enroulements de phases, très lâche dans le cas limite, ne fait intervenir qu'une seule constante de temps pour des ondes mono- ou tripolaires (comme dans l'équation 7) et deux pour des ondes incidentes bipolaires.

Il faut retenir des considérations de ce paragraphe le fait important que la valeur maximum de la tension à l'entrée de l'enroulement n'est pas du tout déterminée par l'impédance caractéristique du bobinage, mais par les «pointes inductives» de l'impédance inductive d'entrée de la chaîne d'inductances.

d) *Tension interne des groupes de bobines.*

Les courbes de tension calculées et construites d'après les considérations développées jusqu'ici permettent sans plus de déterminer les tensions apparaissant aux extrémités d'une cellule, puisqu'on connaît à chaque instant la tension à l'entrée et à la sortie de chaque cellule. Comme on l'a dit au début, chaque cellule renferme toutes les bobines existant par pôle et phase. Il est naturellement intéressant de connaître la répartition de tension dans cette cellule, constituée généralement de plusieurs bobines séparées, logées dans des alvéoles. Pour répondre à cette question, rappelons-nous que pratiquement les cellules ne sont pas constituées d'éléments concentrés, ainsi qu'on l'a admis pour les calculs. En particulier, la capacité n'est pas seulement au milieu de la cellule. On peut ainsi admettre que la tension à l'intérieur d'une cellule se propage à peu près comme une onde, si bien que le régime des tensions en des points intermédiaires peut se trouver par interpolation des valeurs déterminées précédemment aux extrémités. Pour la première cellule, il y a lieu de compléter l'interpolation, en ce sens que les tensions aux points intermédiaires doivent naturellement partir de zéro (instant d'incidence de l'onde) et ensuite se joindre

à la courbe interpolée, parallèle à la courbe de tension à la sortie de la première cellule (voir paragraphe IIIg).

e) Répartition de tension à l'intérieur d'une bobine.

Dans un alvéole, le couplage magnétique entre spires est très fort, autrement dit l'induction mutuelle entre la première et la dernière spire est du même ordre de grandeur que l'inductance propre de la première spire (même sans tenir compte de l'action

du fer). Ceci a pour effet de rendre la répartition de la tension pratiquement linéaire et inductive dans une bobine et non pas initialement capacitive pure, différant en cela de l'enroulement du transformateur. En effet, les courants nécessaires à la charge des capacités transversales et longitudinales induisent pour des couplages serrés comme ici des tensions pratiquement identiques dans toutes les spires. De fait la répartition de tension mesurée sur une bobine s'est révélée indépendante de la disposition de fils à l'intérieur de l'alvéole.

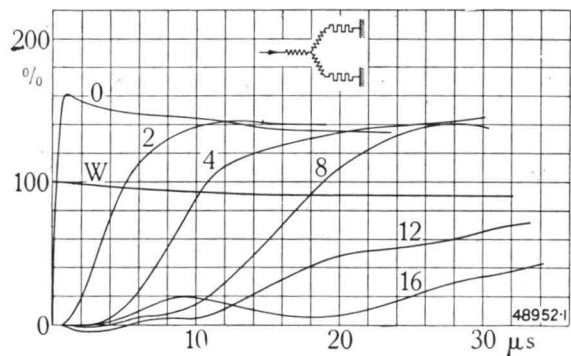


Fig. 7. — Pénétration d'une onde mobile dans l'enroulement inducteur d'un moteur à haute tension. Onde sur une seule phase.

W = Onde incidente.

O = Tension entre borne et terre.

2, 4, 8, 12, 16 = Courbe de tension après la 2^e, 4^e, 8^e, 12^e et 16^e bobine.

Ordonnées: Tension en % de l'onde incidente.

Abscisses: Temps en microsecondes.

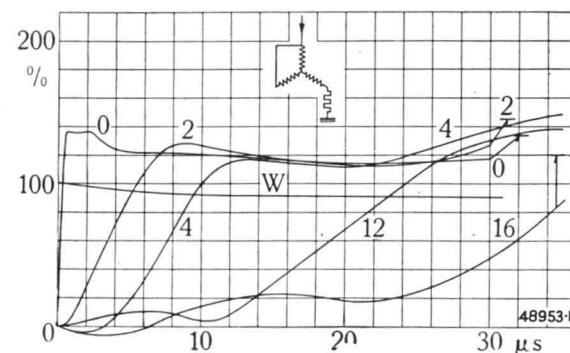


Fig. 8. — Pénétration d'une onde mobile dans l'enroulement inducteur d'un moteur à haute tension. Onde simultanée sur 2 phases.

W = Onde incidente.

O = Tension entre borne et terre.

2, 4, 12, 16 = Courbe de tension après la 2^e, 4^e, 12^e, 16^e bobine.

Ordonnées: Tension en % de l'onde incidente.

Abscisses: Temps en microsecondes.

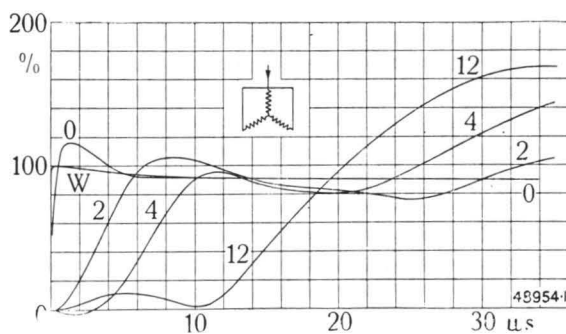


Fig. 9. — Pénétration d'une onde mobile dans l'enroulement inducteur d'un moteur à haute tension. Onde simultanée sur les 3 phases.

W = Onde incidente.

O = Tension entre borne et terre.

2, 4, 12 = Courbe de tension après la 2^e, 4^e, 12^e bobine.

Ordonnées: Tension en % de l'onde incidente.

Abscisses: Temps en microsecondes.

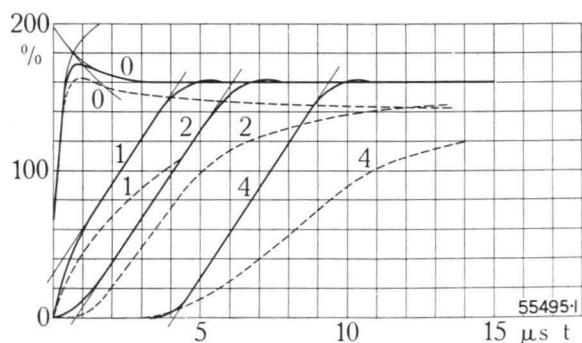


Fig. 10. — Pénétration d'une onde de choc dans l'enroulement inducteur d'un moteur à haute tension. Onde sur une seule phase.

Comparaison entre les valeurs mesurées (courbes pointillées) et calculées (courbes pleines) notations comme pour les fig. 7 à 9.

Ordonnées: Tension en % de l'onde incidente.

Abscisses: Temps en microsecondes.

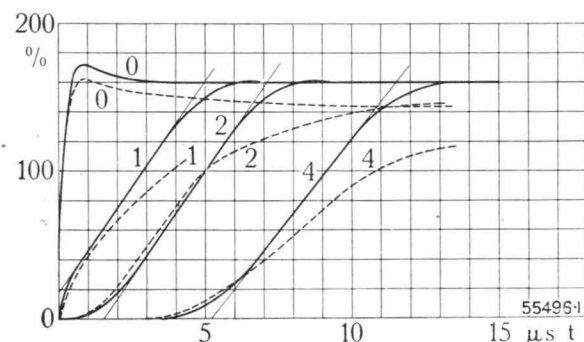


Fig. 11. — Pénétration d'une onde de choc dans l'enroulement inducteur d'un moteur à haute tension, où l'on a tenu compte dans le calcul, de la dispersion de la vitesse de propagation.

La théorie et les mesures s'accordent d'une façon satisfaisante et montrent l'aplatissement progressif du front de l'onde au fur et à mesure de la pénétration.

Ordonnées: Tension en % de l'onde incidente.

Abscisses: Temps en microsecondes.

f) *Réflexions au point neutre.*

L'onde pénétrante subit au point neutre une réflexion et réfraction selon la loi connue de la subdivision des lignes¹⁾ et dépendant du nombre de phases atteintes. Si l'onde est tripolaire et le point neutre isolé du sol, cela correspond à une extrémité de ligne ouverte, d'où réflexion totale; pour une onde pénétrante et incidente monopolaire, il s'ensuit une réduction aux $\frac{2}{3}$ de l'amplitude initiale au point neutre; pour une onde pénétrante bipolaire une amplification de $\frac{4}{3}$. L'étude de ces considérations et des ondes progressives et réfléchies qui en résultent permet immédiatement de compléter le dessin de la figure 4. De l'examen d'un de ces graphiques de l'onde pénétrante ainsi complété, on en conclut que l'onde incidente tripolaire peut produire au point neutre, à cause de la réflexion, un accroissement de la tension entre l'enroulement et le fer. Toutefois, il n'existe aucune contrainte supplémentaire aux cellules ou aux bobines. Au contraire, lors de l'arrivée d'une onde monopolaire, la contrainte de tension entre le point neutre et le fer subit une diminution du fait de l'étouffement de l'onde et la contrainte par cellule ou bobine une augmentation aux zones de passage d'une phase à l'autre. A cause du fort aplatissement du front de l'onde le long de l'enroulement, la contrainte des bobines du point neutre reste malgré tout inférieure à celle des bobines d'entrée.

g) *Comparaison entre les résultats théoriques et les mesures.*

Les figures 7, 8 et 9 fournissent un exemple de la pénétration d'une onde mobile relevée à l'oscillographe dans l'enroulement d'un moteur à haute tension. Il s'agissait d'un moteur à 6000 V ayant deux bobines par pôle et par phase. On reconnaît tout de suite sur ces figures les particularités prévues par la théorie exposée ci-dessus, par exemple l'aplatissement croissant du front de l'onde à mesure de sa pénétration, les « pointes inductives » de la tension aux bornes et les réflexions au point neutre (tension aval de la 12^{ème} bobine). Le cas de l'onde incidente monopolaire ressort très nettement, en particulier pour les bobines proches de l'entrée, sur les figures 10 et 11 qui permettent encore une comparaison plus complète entre la théorie et les mesures. La figure 10 représente l'allure de la tension mesurée et calculée par la méthode du paragraphe III a, III c et III d. La figure 11 montre le même cas, mais où l'on a tenu compte, dans le calcul, de l'effet mentionné au paragraphe III b de la dispersion du temps de parcours de l'onde. On peut ainsi conclure, en

particulier pour le second cas, à un très bon accord entre valeurs calculées et mesurées.

Il existe un écart systématique des courbes mesurées, consistant en une inclinaison dans le sens d'un aplatissement supplémentaire de la partie supérieure des fronts d'ondes. Il s'explique par l'effet du fer qui se manifeste du fait de la pénétration croissante du flux magnétique. Cela occasionne une augmentation de l'inductance et, par conséquent, un ralentissement de la montée de tension. Les petites irrégularités peu importantes au commencement des courbes doivent être mises sur le compte de cette influence et du couplage capacitif intervenant dans une faible mesure aux têtes de bobines.

IV. CONTRAINTES DE L'ISOLATION DE L'ENROULEMENT ET MOYENS DE LES DIMINUER.

On distingue en principe deux sortes de contraintes des isolants: d'une part, celles de l'isolation principale entre enroulement et fer et de phase à phase, d'autre part celles de l'isolation entre spires à l'intérieur de la bobine. Pour la sécurité de service de la machine, il est également important de dominer ces deux points. Suivant le genre d'enroulement et de construction, il apparaîtra de par la nature des choses que l'une des isolations plutôt que l'autre est mise en danger. Pour les moteurs à haute tension, de grandeur usuelle, il faut vouer son attention avant tout à l'isolation entre spires, tandis que pour les générateurs et moteurs de grande puissance, c'est l'isolation principale qui donne la valeur limite.

a) *Isolement entre l'enroulement et le fer.*

D'après la théorie et les mesures, l'onde arrivant à l'entrée de l'enroulement est réfléchiée et réfractée, du fait de la grande résistance caractéristique de la chaîne d'inductance. Il s'ensuit un accroissement de tension qui s'amplifie encore par l'apparition de la « pointe inductive ». Cette élévation de tension dépend naturellement aussi bien de la résistance caractéristique de l'enroulement que du nombre de phases atteintes, et peut aller jusqu'à doubler la tension de l'onde incidente. En général, comme la tension à l'entrée de l'enroulement est toujours limitée par une distance d'éclatement ou un parafoudre (coordination), il ne faut pas calculer les contraintes en se basant sur les valeurs des ondes incidentes, mais sur celles de la tension aux bornes, limitées par la coordination. Comme il faut toujours compter sur une onde tripolaire, on doit tenir compte de l'accroissement de tension par réflexion au point neutre. Théoriquement, il porte la tension par rapport à la terre au double de la tension aux bornes, valeur qui n'est sans

¹⁾ Voir p. ex. Rüdénberg, *El. Schaltvorgänge*, chap. VIII.

doute pas atteinte à cause de l'amortissement de l'onde et l'apparition de la « pointe inductive » et qui, en pratique, dépasse à peine 1,8 fois la tension aux bornes. Par le va-et-vient de l'onde, *tout l'enroulement* est soumis à la surtension et non pas seulement l'extrémité du côté du point neutre. On ne peut éviter cette surtension et limiter les contraintes dans l'enroulement aux valeurs prescrites à l'entrée de l'enroulement que si des dispositifs limiteurs de tension comme des distances d'éclatement ou des parafoudres sont aussi placés au point neutre. Il n'y a évidemment pas de surtension si celui-ci est mis à la terre, quel que soit le nombre de phases atteintes. Mais comme la surtension se produit sous forme d'onde, tout l'enroulement doit quand même être isolé pour la valeur la plus grande possible de la surtension à l'entrée, et *un échelonnage de l'isolement en direction du point neutre n'est pas admissible*.

b) *Isolation intérieure des groupes de bobines, bobines et spires.*

La première cellule d'entrée de l'enroulement subit la contrainte la plus forte et doit pouvoir supporter l'amplitude entière de la surtension probable. A l'intérieur de cette cellule, qui comprend toutes les bobines d'une phase et d'un pôle, la contrainte de tension se répartit de nouveau de telle façon que la bobine d'entrée est la plus sollicitée. La contrainte dépend du nombre de bobines par pôle et par phase ainsi que de la fréquence de coupure de l'enroulement, et il faut compter qu'à partir de deux bobines par pôle et par phase, jusqu'à 75 % de la valeur maximum de la surtension à l'entrée peuvent apparaître à cette bobine d'entrée. (Dans le cas d'une seule bobine par pôle et par phase, naturellement 100 %). A l'intérieur d'une bobine, on peut admettre comme au paragraphe IIIe une répartition linéaire de la tension, et la valeur de la contrainte entre spires dépendra de leur disposition à l'intérieur de la bobine.

La contrainte de l'isolation des bobines et des spires peut être en principe diminuée si l'on prend soin de rendre la montée de tension à l'entrée de l'enroulement moins raide que le front de l'onde pénétrante. On pourrait par exemple connecter un condensateur de valeur convenable entre l'entrée de l'enroulement et la terre (la théorie exposée fournit les bases du calcul de cette valeur). Bien que cette mesure soit efficace dans tous les cas, il faut néanmoins la compléter d'une zone de protection sur la ligne et de parafoudres en parallèle contre les coups de foudres directs. On peut prendre cependant d'autres mesures dans le même but qui sont plus simples en ce sens qu'elles peuvent être exécutées sur la machine même. Elles reposent

sur l'idée fondamentale de ne pas diminuer brusquement la raideur de l'onde à la valeur donnée par la fréquence de coupure de l'enroulement, mais d'assurer une transition, obtenue par exemple en diminuant l'inductance des bobines d'entrée en fonction de la fréquence ou de l'amplitude de tension par couplage avec des spires fermées sur un condensateur ou une résistance variable avec la tension.

Les précautions à prendre pour limiter les surtensions à l'entrée de l'enroulement indiquées dans le paragraphe précédent IVa limitent les contraintes aussi bien de l'isolation principale que de celle des bobines et des spires; la solution la plus adéquate du problème de l'isolation et de la contrainte des enroulements doit être recherchée d'une part en limitant par une coordination convenable de l'isolement de l'installation, la surtension maximum à l'entrée de l'enroulement¹⁾, et, d'autre part, en dimensionnant l'isolation de l'enroulement de telle façon qu'elle soit apte à supporter les contraintes restantes.

V. RÉSUMÉ ET CONCLUSIONS.

- a) Les enroulements de phase des machines rotatives se comportent d'une façon indépendante les uns des autres sous l'effet de surtensions, car pour des phénomènes aussi rapides, le couplage magnétique entre bobines de pôles et phases différents est très lâche à cause de la localisation du flux et le couplage électro-statique est aussi très faible à cause de l'effet d'écran du fer de la denture.
- b) L'onde de surtension pénètre dans un enroulement de phase de la même manière que dans une chaîne d'inductances, dont les cellules sont formées chacune des bobines d'un pôle; par suite de l'effet de filtrage de la chaîne d'inductances pour des fréquences supérieures à la fréquence de coupure, le front des ondes pénétrantes ne peut avoir qu'une raideur limitée, qui diminue encore au fur et à mesure de la pénétration.
- c) Du fait que la résistance caractéristique de l'enroulement (env. 1500 à 2000 ohms par phase) est considérablement plus élevée que celle des lignes et des barres collectrices et que l'enroulement se comporte comme une inductance pour les fréquences supérieures à la fréquence de coupure, il s'ensuit une réflexion des ondes incidentes à l'entrée de l'enroulement avec élévation de tension jusqu'à 2 fois sa valeur et formation d'une « pointe inductive ». Comme pratiquement la tension à l'entrée de l'enroulement doit être limitée indépendamment de l'amplitude de l'onde incidente, c'est l'amplitude de cette valeur limite qui est déterminante pour la contrainte de l'enroulement.

¹⁾ Voir l'article suivant de ce numéro.

- d) Au point neutre se produisent des réflexions et des réfractions des ondes incidentes conformément aux lois des embranchements de lignes. Il faut s'attendre à ce que l'isolation de l'enroulement par rapport à la masse, à cause de la réflexion de l'onde tripolaire au point neutre, s'il est isolé, soit 1,4 à 2 fois plus sollicitée qu'à l'entrée; s'il est à la terre, 1,0 fois seulement. On ne peut pas graduer cette isolation à cause de l'allure ondulatoire du phénomène, même si le point neutre est mis à la terre.
- e) Aux bornes de la première cellule (bobines d'un pôle et d'une phase), la tension atteint la même valeur qu'aux bornes de la machine. On compte

- de 100 à 75% de cette tension aux bornes de la première bobine, suivant que, par pôle et phase, il n'y a qu'une ou plusieurs bobines.
- f) A l'intérieur des bobines, la répartition de la tension peut être regardée comme linéaire.
- g) La protection de l'enroulement contre les surtensions doit être exécutée de manière à ce que, d'une part, la surtension ne dépasse pas une valeur limite à l'entrée de l'enroulement et au point neutre non isolé, ceci étant obtenu par l'application rationnelle d'un système de coordination, et que, d'autre part, l'isolation soit capable de résister à ces surtensions limites.

(MS 969)

Dr H. Meyer. (Dt.)

COORDINATION RATIONNELLE DE L'ISOLEMENT DES INSTALLATIONS COMPORTANT DES MACHINES TOURNANTES.

Indice décimal 621.316.93:621.3.048
621.316.933.2:621.313

Le Comité suisse de coordination a exclu provisoirement les machines tournantes de son projet de « Règles servant à la coordination de l'isolement des installations haute tension à courant alternatif », parce que leur prix de revient eût été considérablement augmenté, si elles avaient été soumises à ces règles. L'exposé qu'on va lire montre cependant que les installations comportant des machines tournantes peuvent être soumises à un système cohérent de coordination, fondé sur l'emploi de parafoudres modernes, qui assure la protection des machines, même quand elles sont branchées directement sur des lignes aériennes exposées aux surtensions atmosphériques et sans que les valeurs de la rigidité diélectrique conduisent à des solutions économiques inadmissibles.

Le « Comité suisse de coordination » (comité technique n° 28 du CES) a étudié à fond le problème de la graduation de l'isolement des installations électriques et il a préparé des Règles servant à la coordination de l'isolement des installations haute tension à courant alternatif.¹⁾ Or ces règles ne sont valables que pour les installations qui ne comportent pas de machines tournantes. Le présent travail se propose donc d'élucider le problème de la graduation de l'isolement dans le cas des machines tournantes.

Examinons tout d'abord rapidement le *projet du Comité de coordination relatif aux installations haute tension ne comportant pas de machines tournantes.*

Il prévoit trois niveaux d'isolement représentés par les courbes 1 a, 1 b et 1 c de la fig. 1. Notons en particulier l'écart considérable qui sépare le niveau inférieur 1 c (tension d'amorçage et tension résiduelle des parafoudres) du niveau intermédiaire 1 b (tension de contournement sous choc des appareils et machines). Pour les tensions nominales les plus hautes (qui ne sont pas représentées à la fig. 1) le niveau intermédiaire ne dépasse à vrai dire que de 33% le niveau inférieur, mais pour une tension nominale de 3 kV par exemple la marge est de 130%.

Cette énorme différence est due à deux raisons principales. En premier lieu le rayon de protection

¹⁾ Ce projet de règles sera publié prochainement.

des parafoudres (c'est-à-dire l'étendue de la zone protégée par ces appareils) est d'autant plus grand que l'écart qui sépare le niveau inférieur du niveau intermédiaire est plus considérable. Si des considérations économiques n'obligent pas à choisir des paliers de hauteur réduite dans le système d'isolement, comme c'est le cas pour les hautes tensions, on aura donc avantage à admettre des intervalles assez grands entre les niveaux. En second lieu la hauteur relativement élevée du niveau intermédiaire permet d'utiliser le même matériel et dans les installations munies de parafoudres et dans celles qui n'en ont pas. Dans ce dernier cas, il faut avoir recours en effet à une tension de contournement assez grande si l'on veut éviter de trop fréquentes interruptions de service à la suite d'arcs disruptifs.

Examinons maintenant si l'emploi généralisé des parafoudres permettrait de faire des économies sur l'épaisseur de l'isolement. Nous tiendrons compte à cet effet de ce que la tension d'amorçage et la tension résiduelle des parafoudres peuvent être ramenées facilement à des valeurs bien inférieures à celles de la courbe 1 c de la fig. 1. La construction de parafoudres dont la tension d'amorçage et la tension résiduelle ne dépassent pas 3 fois la tension nominale (valeur de crête de la tension composée) ne présente de fait aucune difficulté aujourd'hui (courbe 2 c de la fig. 1). Si le parafoudre est disposé à proximité immédiate de l'élément d'installation qu'il doit protéger, il suffit que la tension minimale d'amorçage au choc (c'est-à-dire la tension qui donne 50 contournements sur un total de 100 chocs) dépasse de 33% celle du parafoudre, ceci correspond à la valeur indiquée dans le projet du Comité de coordination pour les tensions nominales les plus élevées. Le niveau intermédiaire est alors

représenté par la courbe 2b. La courbe 2a des isolants intérieurs dépasse de 15% la courbe 2b; il en est de même de la courbe 1b par rapport à la courbe 1a.

La figure 1 nous montre donc qu'on peut faire des économies très considérables sur l'isolement intérieur et extérieur du matériel haute tension, sans influencer la sécurité de service, pour autant qu'on utilise correctement les possibilités des parafoudres

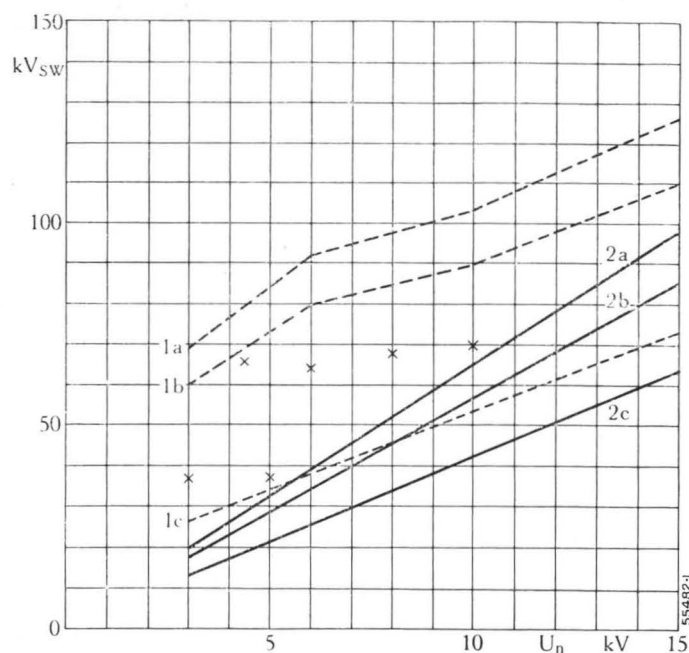


Fig. 1. — Rigidité diélectrique à l'essai de choc du matériel haute tension en fonction de la tension nominale.

Courbes 1a, 1b, 1c = Niveau supérieur, niveau intermédiaire, niveau inférieur de l'isolement dans les installations qui ne comportent pas de machines tournantes, d'après le projet du comité suisse de coordination de l'isolement.

Courbes 2a, 2b, 2c = Niveau supérieur, niveau intermédiaire, niveau inférieur de l'isolement dans les installations établies selon le système proposé et comportant des machines tournantes.

a = Limite inférieure de la rigidité diélectrique de l'isolement interne.
 b = Tension minimale de contournement du matériel (limite inférieure).
 c = Limite supérieure de la tension d'amorçage et de la tension résiduelle des parafoudres.

x = Valeurs expérimentales de la tension de perforation au choc des enroulements d'alternateur et de moteur haute tension, sous l'influence d'ondes à front raide.

modernes (comparer les courbes 2a, 2b avec les courbes 1a, 1b). Toutefois le temps n'est pas encore venu d'appliquer cette méthode, car les exploitants veulent se réserver la possibilité d'exploiter leurs réseaux à tension moyenne sans parafoudre. Et du moment qu'on exige un isolement très sûr correspondant aux courbes 1a et 1b dans les installations qui ne comportent pas de parafoudre, il ne vaut pas la peine de construire des barres collectrices, des disjoncteurs, des sectionneurs, des transformateurs, etc. d'un type spécial à isolement réduit pour les installations qui en comportent (voir les courbes 2a et 2b), le gain obtenu étant relativement faible.

DE LA COORDINATION DE L'ISOLEMENT DES INSTALLATIONS COMPORTANT DES MACHINES TOURNANTES.

Le cas des machines tournantes est complètement différent. Un isolement renforcé des connexions frontales, des bobines et des conducteurs logés dans les encoches,

conduit à une moins bonne utilisation de l'espace actif, et ceci dans une très forte mesure, aussi bien pour les alternateurs que pour les moteurs à haute tension. S'il est acquis que la tenue en service est irréprochable quand l'isolement correspond aux courbes 2a et 2b, on ne pourrait justifier du point de vue économique un plus fort isolement, selon les courbes 1a et 1b. Le prix des parafoudres ne joue en fait aucun rôle — du moins pour les machines de moyenne et grosse puissance — en comparaison des frais supplémentaires qui seraient occasionnés par un isolement supérieur. D'ailleurs les machines dont l'isolement aurait été renforcé, courraient quand même un risque de détérioration sérieux si elles étaient branchées directement sur une ligne aérienne, sans être protégées par des parafoudres.

Il peut paraître intéressant de déterminer les valeurs de la rigidité diélectrique des machines à haute tension usuelles. Nous renvoyons le lecteur à la fig. 1 où sont rassemblées quelques données expérimentales sur la tension de perforation au choc. Ces mesures datent en partie de plusieurs années et proviennent de machines qui n'ont nullement été choisies spécialement. Il s'agit donc de valeurs courantes qui peuvent être obtenues par les modes de constructions usuels sans faire appel à des artifices particuliers, pour autant que le fabricant ait quelques connaissances des phénomènes d'ondes à fond raide dans les enroulements de machines. En établissant des règles d'une application générale servant à la graduation de l'isolement il ne faut pas — nous semble-t-il — les fonder sur les valeurs les plus favorables de la rigidité diélectrique contre les chocs; ne serait-ce que parce que de nombreuses machines anciennes sont encore en service, dont la construction n'a pas été adaptée aux résultats des plus récentes recherches, mais qui doivent être tout de même protégées contre les surtensions.

Les valeurs expérimentales de la tension de perforation se trouvent toutes à la fois au-dessus de la courbe 2a (voir fig. 1¹⁾) et en même temps, en dessous de la courbe 1a, la plupart d'entre elles en sont d'ailleurs considérablement éloignées. Du point de vue purement technique il est tout à fait possible de pousser la valeur de la rigidité diélectrique des machines à haute tension au delà de la courbe 1a, du point de vue économique, cependant cette manière de faire est inadmissible. D'où notre proposition de graduer l'isolement selon les courbes 2a à 2c.

Un niveau relativement bas de l'isolement intérieur est aussi indiqué quand les machines sont protégées par des condensateurs. Le prix des condensateurs

¹⁾ A vrai dire 2 points touchent presque la courbe, mais pour les autres valeurs, la marge de sécurité est très grande. Il n'y a aucune difficulté à isoler les enroulements de machines, pour toutes les tensions nominales considérées, de façon que la tension de perforation soit sûrement au-dessus de la courbe 2a.

dépend en effet beaucoup plus que celui des machines de la valeur du niveau d'isolement qui aura été choisi. Nous insistons cependant sur le fait que la graduation de l'isolement que nous proposons permet d'assurer une protection intégrale même si l'on ne fait pas usage de condensateurs. Les valeurs de la tension de perforation de la fig. 1 se rapportent à des ondes mobiles dont la durée du front atteint au maximum $1 \mu s$ et les parafoudres permettent d'éviter les perforations de l'isolement à l'intérieur de la machine, même pour ces ondes mobiles à front raide, sans qu'il soit nécessaire d'étaler leur front au moyen de condensateurs.

En principe deux niveaux d'isolement, à savoir le niveau des parafoudres et le niveau de l'isolement intérieur, devraient suffire pour protéger le diélectrique de la machine contre tout claquage. Toutefois, si l'on veut augmenter encore la sécurité, il est bon de prévoir un troisième niveau, dit niveau intermédiaire (courbe 2b de la fig. 1). De cette façon même si par hasard un parafoudre ne remplissait pas sa mission, l'isolement intérieur de la machine ne serait pas mis en danger, car un arc extérieur se produirait (au niveau intermédiaire) avant que la tension ait pu atteindre une valeur dangereuse pour l'isolement intérieur. L'arc doit naturellement être coupé avant qu'il ne cause des dégâts, cette tâche étant dévolue à un système de protection sélective ultra-rapide.

D'autre part l'endroit où ces arcs se produisent doit être soigneusement prédéterminé. Il faut éviter, par exemple, que des contournements aient lieu dans le canal d'appel d'air d'un alternateur, de crainte que les arcs qui se produisent ne soient déviés vers l'intérieur de la machine. Si l'on examine les installations en service, on voit que les parties internes des alternateurs sont presque toujours séparées de l'extérieur par une paroi; si ce n'est pas le cas on pourra fixer facilement un écran qui remplira la même fonction. Les éclateurs à cornes qui limitent le niveau intermédiaire vers le haut, devront être fixés du côté externe de ces parois, soit sur les isolateurs de traversée, soit sur n'importe quels autres isolateurs. En revanche tous les isolateurs placés du côté interne de cette paroi devront avoir une tension de contournement au choc qui atteint au moins les valeurs de la courbe 2a de la fig. 1, de manière que les contournements ne puissent pas s'y produire.

Les éclateurs à cornes ne doivent pas être disposés trop loin de l'alternateur. Quand ce dernier est relié au poste de couplage par l'intermédiaire d'un câble — et ce sera le cas normal — les éclateurs à cornes devront toujours se trouver du côté du câble regardant vers l'alternateur. La vitesse de propagation des ondes électriques le long d'un câble n'atteint en effet que la moitié de la vitesse de propagation dans les barres collectrices, de sorte qu'un tronçon de câble agit comme une barre collectrice de longueur double. Il en résulte que l'efficacité des éclateurs à cornes placés à l'extrémité du câble, côté réseau, pourrait devenir insuf-

fisante, même si le tronçon est relativement court. Il va de soi que les parafoudres doivent être placés aussi à l'extrémité du câble qui regarde l'alternateur, si l'on ne veut pas diminuer considérablement leur effet protecteur.

Quand il s'agit de moteurs à haute tension, la solution la plus pratique consiste sans doute à placer l'éclateur à cornes dans le coffret aux bornes (voir fig. 2). De cette façon le réglage de l'éclateur peut être exécuté en fabrique, ce qui donne toute garantie pour la graduation de l'isolement. Il n'en serait peut être

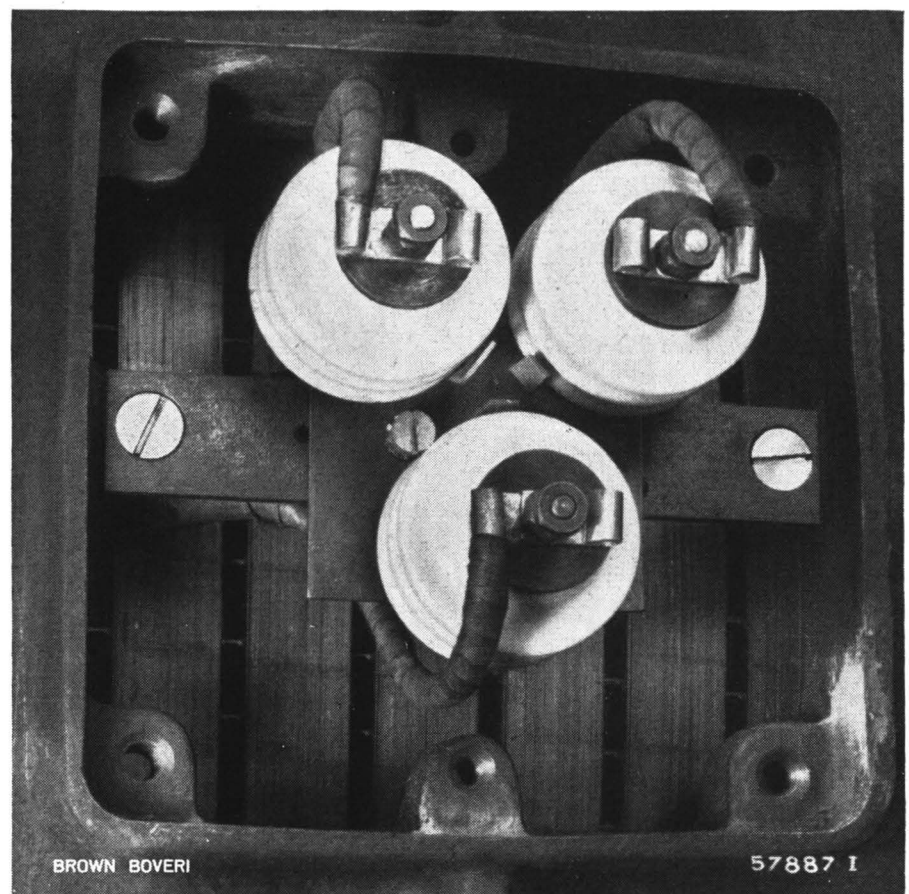


Fig. 2. — Coffret aux bornes d'un moteur haute tension.

Les trois fers méplats placés entre les isolateurs abaissent la tension négative d'amorçage au choc à la valeur de la tension positive.

pas de même, si l'éclateur à cornes était fixé sur des isolateurs spéciaux, le fabricant du moteur n'étant pas toujours le même que le fournisseur de l'appareillage. On peut objecter qu'un arc à l'intérieur du coffret aux bornes n'est pas désirable. C'est un fait. Mais on peut répondre que l'amorçage de l'éclateur ne se produira que dans des cas exceptionnels, lors du non-fonctionnement des parafoudres et que cet arc est toujours préférable à une perforation de l'enroulement de la machine.

Il est avantageux de régler l'éclateur à cornes de manière que les tensions positive et négative d'amorçage au choc soient identiques. En effet la tension résiduelle et la tension d'amorçage du parafoudre ne dépendent pas ou presque pas de la polarité de l'onde; il est donc nécessaire que les tensions d'amorçage de l'éclateur soient nettement et pour les deux polarités au-dessus de celles du parafoudre, et s'élèvent au moins aux valeurs de la courbe 2b à la fig. 1. Cela étant, l'isolement intérieur sera suffisamment sûr s'il correspond à la courbe 2a. Au contraire si la tension d'amorçage de l'éclateur à cornes dépendait fortement de la polarité, les valeurs

relatives à l'une des polarités se trouveraient considérablement au-dessus de la courbe 2b et par voie de conséquence le niveau d'isolement interne correspondant serait déplacé au-dessus de la courbe 2a. La fig. 2 nous indique de quelle manière il est possible de ramener la tension de contournement négative d'un coffret aux bornes, à la valeur de la tension de contournement positive.

La fig. 3 donne les caractéristiques d'amorçage d'éclateurs à cornes montés sur les isolateurs d'une installation. Il va sans dire que la tension d'amorçage dépend

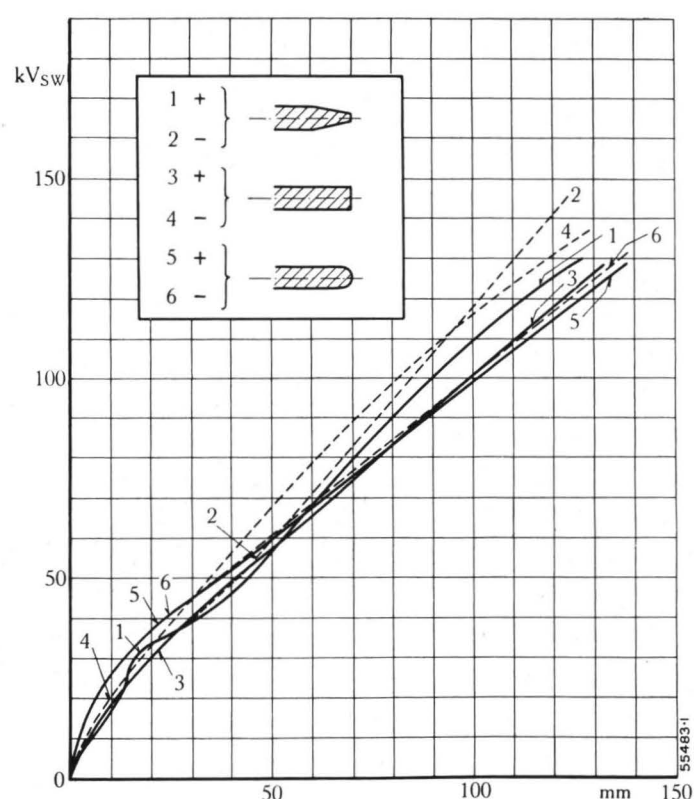


Fig. 3. — Tension minimale d'amorçage au choc d'éclateurs à cornes de formes différentes en fonction de la distance d'éclatement.

Courbes en trait plein 1, 3, 5 = chocs positifs.
 Courbes en trait pointillé 2, 4, 6 = chocs négatifs.

de la manière dont les éclateurs sont installés; les caractéristiques de la fig. 3 ne doivent donc pas être considérées comme des courbes d'étalonnage valables pour tous les éclateurs, mais uniquement comme une illustration du principe de base de ces appareils. Les éclateurs dont les cornes sont en biseau ne sont pas des plus favorables, du moins pour les hautes tensions, car leur tension d'amorçage dépend fortement de la polarité (courbes 3 et 4). Les cornes taillées en pointe à leur extrémité se comportent déjà d'une manière plus propice (courbes 1 et 2). Enfin les cornes dont les extrémités sont arrondies sont pratiquement indépendantes de la polarité et présentent les caractéristiques les plus régulières (courbes 5 et 6).

Il est important de déterminer avec quelle approximation on peut régler la tension d'amorçage des éclateurs à cornes, en particulier aux petites distances d'éclatement. A la tension nominale la plus petite (3 kV) correspond une tension d'amorçage de 17 kV, ce qui représente une distance d'éclatement de 5 à 9 mm suivant la forme des cornes de l'éclateur. Nous avons fait régler des éclateurs de ce type à une distance donnée, par différents expérimentateurs: la différence des tensions

d'amorçage s'est élevée à $\pm 3\%$ au maximum. Ces écarts sont tout à fait admissibles; on peut d'ailleurs en tenir compte en réglant les éclateurs de prime abord à une valeur légèrement supérieure à la courbe 2b de la figure 1, de façon à assurer la coordination avec le niveau des parafoudres. Les cornes de forme arrondie sont celles dont la tension de contournement est la moins influencée par de faibles traces de brûlure d'arcs; après de violents courts-circuits il est cependant recommandé de remplacer les cornes, de les retoucher et de les régler à nouveau.

Le contrôle de la coordination de l'isolement des machines tournantes s'effectue de la même manière que pour les autres éléments de l'appareillage haute tension. On fait la preuve que la tension d'amorçage et la tension résiduelle des parafoudres ne dépassent pas une valeur limite prescrite (courbe 2c de la fig. 1) et que la tension de contournement au choc des bornes atteint au moins la valeur minimale prescrite (courbe 2b). Enfin aucun amorçage et aucune perforation ne doivent se produire à l'intérieur de la machine, sous une tension de 15% supérieure à cette tension quand un contournement se produit aux bornes ou sur un isolateur prévu à cet effet ou encore quand les éclateurs s'amorcent.

Il ne faut naturellement pas déduire de notre exposé que pour assurer la coordination de l'isolement des machines tournantes, il faille donner à l'isolement des machines précisément les valeurs des courbes 2a à 2c de la fig. 1 et à l'isolement de l'appareillage les valeurs des courbes 1a à 1c. Les courbes 2a à 2c sont évidemment valables pour toutes les parties des installations comportant des machines tournantes. Mais on peut cependant y installer des disjoncteurs, des sectionneurs, des transformateurs normaux, car pour l'isolement intérieur seules les limites inférieures sont prescrites. Si cette limite satisfait à la courbe 1a, ce qui est en général le cas pour le matériel haute tension normal, elle satisfera à plus forte raison à la courbe 2a. Il suffit alors de régler les éclateurs à cornes de ces appareils aux valeurs de la courbe 2b (au lieu de 1b), pour que les bornes des machines tournantes ne constituent pas le point le plus faible de l'installation.

On obtient de cette façon dans les installations comportant des machines tournantes, une graduation de l'isolement qui est un peu différente de celle des installations qui n'en comportent pas. Cette coordination repose cependant sur des bases logiques et assure une protection complète contre les surtensions atmosphériques. En règle générale, le parafoudre écoule les surtensions à la terre sans qu'il y ait interruption de service. Toutefois même si le parafoudre venait à faire défaut, les dégâts intérieurs aux machines tournantes seraient évités, puisque la surtension donnerait lieu à un contournement extérieur. Le système proposé utilise donc simplement les propriétés des parafoudres et n'exige pas d'autre valeur de l'isolement des machines que celle qui est appliquée aujourd'hui déjà par les constructeurs sérieux.

(MS 977)

Dr W. Wanger. (C. D.)

BREF MAIS INTÉRESSANT

Résultats des essais par l'ASE du nouveau dispositif Brown Boveri de mesure de la tension des transformateurs de puissance.

Indice décimal 621.317:621.314.21

La dépense de matériel pour les transformateurs de tension et leur encombrement sont vraiment élevés pour les hautes tensions. Heureusement que le plus souvent on désire connaître la tension des réseaux aux endroits (sous-station, etc.) où des transformateurs de puissance sont installés. Dans ces cas, le montage d'un enroulement de mesure dans le transformateur permet de produire une tension qui est indépendante des conditions de service (tension nominale, grandeur et déphasage du courant de service, direction de l'échange d'énergie). Il fournit — avec l'exactitude des transformateurs usuels — une image fidèle de la tension aux bornes. La construction et le fonctionnement de ce nouveau dispositif de mesure de la tension ont déjà été décrits dans un numéro précédent (Revue Brown Boveri d'octobre 1941, page 311).

Un tel dispositif fut installé dans un transformateur triphasé de 20000 kVA, en service depuis six mois, pour mesurer la haute tension (valeur nominale 144 kV) avec une puissance de mesure de 3×100 VA et une puissance limite de 3×3000 VA.

Transformateur		Dispositif de mesure		
Mode de service	Charge %	Charge %	Erreur de transformation %	Déphasage minutes
Eleveur de tension . . .	100 ¹⁾	0	+ 0,003	— 0,7
Eleveur de tension . . .	37	0	+ 0,036	— 2,4
Eleveur de tension . . .	0	0	+ 0,061	— 3,4
Abaisseur de tension . . .	19	0	+ 0,079	— 3,7
Abaisseur de tension . . .	100 ¹⁾	0	+ 0,156	— 4,2
Eleveur de tension . . .	100 ¹⁾	100	— 0,263	— 6,7
Eleveur de tension . . .	37	100	— 0,229	— 8,7
Eleveur de tension . . .	0	100	— 0,209	— 9,9
Abaisseur de tension . . .	19	100	— 0,199	— 10,2
Abaisseur de tension . . .	100 ¹⁾	100	— 0,156	— 10,7

¹⁾ Ces valeurs ont été obtenues par extrapolation, car il n'a malheureusement pas été possible, pour des raisons techniques, de charger le transformateur de plus de 19 et 37%.

Les contrôles de l'exactitude fait par le laboratoire de l'ASE sur une phase ont montré (voir le tableau) que le dispositif répond très bien, aussi sous ce rapport, aux conditions posées.

Toutes les erreurs sont plus faibles que celles qui sont admises pour les transformateurs de la classe 0,5.

Les valeurs ci-dessus montrent clairement qu'il a été possible d'éliminer presque complètement l'influence de la charge du transformateur sur la tension de mesure, l'erreur de tension à pleine charge ne varie pas de plus de 0,16% entre l'élevateur et l'abaisseur de tension et l'erreur de déphasage de 4 minutes.

Nous sommes à même, actuellement, de construire de tels dispositifs de mesure pour des transformateurs mono- et triphasés.

(MS 968)

G. Wetten. (J. C.)

De la légèreté dans la construction des transformateurs de grande puissance.

Indice décimal 621.314.21

La façon de dimensionner les petits transformateurs utilisés dans les réseaux n'a subi que fort peu de modifications au cours de ces dernières années. En fait, il est difficile d'alléger ces transformateurs de type normal, construits pour des tensions jusqu'à 20 kV, sans altérer leur qualité et leur rendement. Leurs distances d'isolement relativement faibles suffisent juste à assurer la circulation du fluide réfrigérant, et une meilleure qualité d'isolant n'apporterait guère d'amélioration.

Le problème se présente tout différemment pour les unités de grande puissance à très haute tension, dans lesquelles les distances d'isolement déterminent les dimensions mêmes du transformateur. Ces distances sont beaucoup plus grandes que ne l'exigerait le refroidissement.

L'intervalle entre les enroulements primaire et secondaire influe non seulement directement sur la grandeur du transformateur, mais détermine encore, outre la densité des ampères-tours, l'intensité du flux de dispersion. Or, les distances usuelles d'isolement donneraient lieu à un flux de dispersion presque toujours exagéré si le constructeur ne s'appliquait à rétablir le rapport prescrit entre le flux principal et le flux de dispersion en augmentant la section du fer. Un compromis est donc nécessaire, surtout pour les unités de très grande puissance, dans le rapport entre le poids du fer et celui de l'enroulement, à défaut de quoi la section exagérée du circuit magnétique nuirait aux proportions correctes du transformateur.

Il y avait donc là une réelle possibilité d'amélioration: en effet, il suffisait, pour alléger considérablement le transformateur, de réduire de façon radicale l'intervalle entre les enroulements primaire et secondaire. Brown Boveri a le mérite d'avoir réduit cet intervalle à moins de la moitié de sa valeur primitive. Cette question est traitée plus au long dans une autre partie du présent numéro.¹⁾

Les résultats obtenus ressortent clairement de la comparaison de plusieurs exécutions de transformateurs.

¹⁾ Voir page 224 de ce numéro.

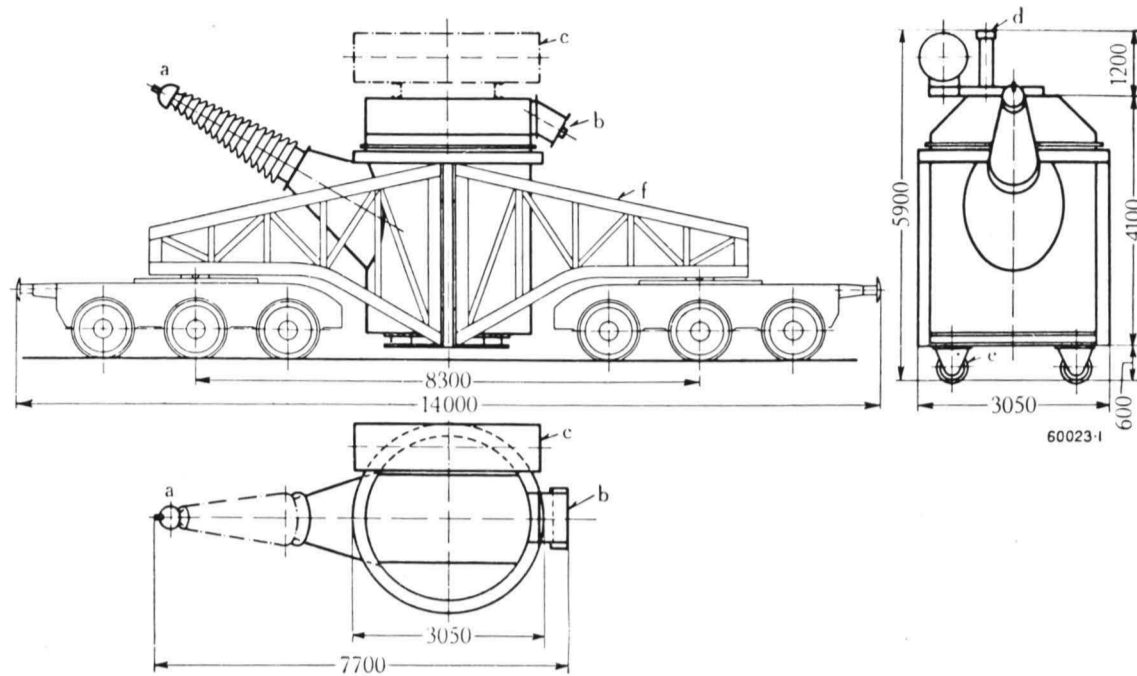


Fig. 1. — Transformateur monophasé dans l'huile à une seule colonne à tôles radiales.

Ses dimensions ainsi que son poids ont pu être diminués considérablement par rapport à l'ancienne construction, ce qui facilite grandement le transport et le montage. Le poids de l'huile a pu lui aussi être diminué dans de grandes proportions. — **Données techniques:** 80 (+ 24) MVA, 150 : $\sqrt{3}/380$: $\sqrt{3}/(10)$ kV; 50 pér/s, avec circulation d'huile et refroidissement par eau; prévu pour groupe triphasé de 240 MVA; point neutre côté tension supérieure mis à la terre. Poids pour le transport 88 t; poids du wagon 30 t.

- a = Isolateur de traversée tension supérieure.
- b = Bride d'extrémité de câble tension inférieure.
- c = Conservateur d'huile.
- d = Soupape de sûreté.
- e = Galets de transport.
- f = Wagon-portique.

Année de construction	Puissance en MVA	Rapport approximatif de transformation kV	Puissance-type = demi-somme des puissances des enroulements MVA env.	Poids sans huile t	Huile t	Poids total t	Poids par MVA de puissance-type t
1930	32,5 chacun	10,5/48/116 ± 5 %/145 ± 5 %	73,5	143	57	200	2,72
1931	46	8,2/152 ± 5 %	48	84,5	31	115,5	2,40
1941*	47,5	12,9 + 4 × 0,6/160	57	62	27	89	1,56
1941*	100 (+33)	220/110/(10)	140	158,5	33	191,5	1,37
Offre 1943*	80 (+24)**	150 : $\sqrt{3}/380$: $\sqrt{3}^{***}/(10)$	92	75	15	90	0,98

* Nouvelle isolation.
 ** Transf. monophasé pour groupe triphasé 240 MVA.
 *** Mise à la terre directe du point neutre, gradation de l'isolement.

Il est superflu de relever ici l'avantage que procure la légèreté dans la construction des transformateurs de grande puissance au double point de vue transport et montage. La diminution du poids de l'huile sera tout spécialement appréciée des exploitants. Toutes ces améliorations ont pu être réalisées sans aucune diminution du rendement; au contraire il en est même résulté une réduction des pertes.

Tout laisse prévoir que le transformateur de l'avenir sera construit pour des puissances et des tensions toujours plus élevées. Son transport pose un problème fort complexe. C'est afin d'en faciliter la solution que Brown Boveri a mis au point le noyau à tôles radiales¹⁾, qui convient tout particulièrement au transformateur monophasé. Pour les transports d'énergie à grande distance par courant triphasé, le groupe composé de trois transformateurs monophasés ne manquera pas de trouver à nouveau sa raison d'être.

Les nombreux travaux de recherche et les essais à grande échelle exécutés dans nos usines ont abouti à l'établissement des bases qui nous permettront de résoudre rationnellement les problèmes importants que posera la technique d'après-guerre. La dernière position du tableau montre bien ce dont on est capable aujourd'hui. Il s'agit là d'un transformateur moderne à noyau unique avec tôles radiales, avec dispositif spécial pour le retour du flux. Son faible poids et tout spécialement son volume d'huile minime sont remarquables si l'on tient compte de la tension primaire très élevée de 380 kV.

La figure 1 montre avec quelle facilité une telle unité de grande puissance peut être transportée à l'aide d'un wagon spécial ne comportant pas plus de 6 essieux.

Réaliser une sécurité de service maximum compatible avec un minimum de poids, tel est le but auquel devront toujours tendre nos constructeurs de transformateurs.

¹⁾ Revue Brown Boveri n° 10, 1941, page 307.



Editeur: Sté An. Brown, Boveri & Cie, Baden (Suisse). Imprimé par Kreis & Co., à Bâle.
En vente exclusivement aux librairies F. Rouge & Cie, à Lausanne et A. Francke A. G., à Berne,
pour la France, à la librairie Gauthier-Villars & Cie, 55, quai des Grands-Augustins, à Paris.