

**Zeitschrift:** Bulletin de l'Association suisse des électriciens  
**Herausgeber:** Association suisse des électriciens  
**Band:** 40 (1949)  
**Heft:** 21

**Artikel:** Isolateur de traversée en papier bakélinisé pour très hautes tensions  
**Autor:** Kappeler, H.  
**DOI:** <https://doi.org/10.5169/seals-1056420>

### **Nutzungsbedingungen**

Die ETH-Bibliothek ist die Anbieterin der digitalisierten Zeitschriften. Sie besitzt keine Urheberrechte an den Zeitschriften und ist nicht verantwortlich für deren Inhalte. Die Rechte liegen in der Regel bei den Herausgebern beziehungsweise den externen Rechteinhabern. [Siehe Rechtliche Hinweise.](#)

### **Conditions d'utilisation**

L'ETH Library est le fournisseur des revues numérisées. Elle ne détient aucun droit d'auteur sur les revues et n'est pas responsable de leur contenu. En règle générale, les droits sont détenus par les éditeurs ou les détenteurs de droits externes. [Voir Informations légales.](#)

### **Terms of use**

The ETH Library is the provider of the digitised journals. It does not own any copyrights to the journals and is not responsible for their content. The rights usually lie with the publishers or the external rights holders. [See Legal notice.](#)

**Download PDF:** 25.12.2024

**ETH-Bibliothek Zürich, E-Periodica, <https://www.e-periodica.ch>**

# BULLETIN

## DE L'ASSOCIATION SUISSE DES ELECTRICIENS

### Isolateur de traversée en papier bakéliné pour très hautes tensions

Par H. Kappeler, Zurich-Altstetten

621.315.626.027.8

La présente étude a pour but de déterminer la tension maximum pour laquelle les isolateurs de traversée à condensateurs, du type sec, en papier bakéliné, peuvent être utilisés dans la construction des transformateurs. Après avoir traité les problèmes du percement, de l'échauffement et de l'altération on indique comment, à l'aide d'un nouveau procédé de fabrication, la sécurité, les tensions d'essai et de contournement ont pu être sensiblement augmentées. Les équations pour le calcul des plus petites dimensions sont contrôlées par des essais effectués sur un prototype pour une tension nominale de 400 kV. Les résultats prouvent qu'il est possible aujourd'hui de fabriquer avec sécurité des traversées massives, sèches, pour des régimes permanents à 500 kV contre terre et pour des tensions d'essai de 1000 kV (valeurs efficaces).

In der vorliegenden Arbeit soll abgeklärt werden, bis zu welchen Höchstspannungen die reine Hartpapier-Kondensatordurchführung in Transformatoren Verwendung finden kann. Die Probleme des Durchschlages, der Erwärmung und der Alterung werden untersucht und es wird insbesondere gezeigt, wie durch neue Fabrikationsmethoden die Betriebssicherheit gesteigert und die Prüf- und Überschlagspannungen bedeutend erhöht werden können.

Die Bedingungen für kleinste Abmessungen werden aufgestellt und die Versuche beschrieben, die an einer Transformatordurchführung für eine Nennspannung von 400 kV ausgeführt worden sind. Die Ergebnisse zeigen, dass es beim heutigen Stand der Technik möglich ist, massive trockene Durchführungen für Dauerspannungen bis 500 kV gegen Erde und Prüfspannungen von 1000 kV (Effektivwerte) betriebssicher herzustellen.

(Traduction)

La réalisation de transformateurs de puissance pour des tensions toujours plus élevées, pose également au constructeur de bornes des problèmes d'isolation délicats. Les isolateurs 220 kV sont aujourd'hui des pièces courantes, offrant toute sécurité de service, tandis qu'il y a dix ans la maîtrise de ces tensions paraissait être la limite du possible. L'avenir, toutefois, fixe le but bien plus haut et exige des tensions nominales de l'ordre de 400 kV. Il importe donc de savoir s'il est possible avec les moyens actuellement disponibles de construire un tel isolateur.

#### 1. Matériaux

Les isolants couramment utilisés pour les isolateurs à haute tension sont: le papier, l'huile, le papier bakéliné, et la porcelaine. Aux essais, les produits synthétiques tels que polyéthylène, résine de polyester, araldite, moulés ou coulés, avec ou sans charge organique, ont révélé d'une part leurs propriétés diélectriques excellentes, mais d'autre part aussi clairement les difficultés qu'ils présentaient à l'usinage pour la fabrication d'isolateurs.

L'utilisation de la porcelaine comme diélectrique est écartée, vu les pertes relativement élevées aux tensions supérieures à 220 kV. Par contre, les produits céramiques sont indispensables comme protection pour le montage à l'extérieur.

En ce qui concerne les pertes diélectriques, le meilleur matériau est sans doute le papier cellulosé imprégné à l'huile. Mais pour assurer le bon fonctionnement d'une borne imprégnée, le corps doit être hermétiquement renfermé dans un récipient

en céramique, condition difficile à remplir pour les très hautes tensions.

Malgré les qualités diélectriques excellentes du papier imprégné à l'huile, le papier bakéliné (papier cellulose verni et aggloméré avec de la résine phénolique ou crésolique) s'est assuré dans la construction des traversées à condensateurs, au moins en Europe, la place prépondérante. Les raisons en sont: la simplicité, la résistance mécanique et la sécurité de service extrême des rouleaux de papier bakéliné. L'isolateur n'a pas besoin de récipient hermétique comme la traversée à isolation d'huile. Le matériel nu suffit à l'intérieur et, pour l'extérieur, le revêtement de porcelaine dont il est pourvu pour le protéger contre les intempéries, n'a sur la sécurité de service qu'une influence tout à fait secondaire. En effet, si la porcelaine est avariée, la borne remplit sa fonction tout de même et le transformateur reste en service. Ce n'est pas le cas pour les traversées à huile ou en papier imprégné d'huile, pour lesquelles une fissure de la porcelaine a des conséquences beaucoup plus graves; l'imprégnant s'écoule et la traversée est électriquement anéantie, augmentant ainsi sensiblement le danger d'incendie du transformateur. Au point de vue de la sécurité, il faut donc reconnaître la priorité des traversées en papier durci. En outre, il est possible d'adapter à volonté la construction, sans se lier à des pièces en céramique données.

Ce sont ces raisons qui nous ont déterminés à perfectionner la traversée en papier bakéliné, pour satisfaire à tout point de vue aux exigences posées par les très hautes tensions. Les différents pro-

blèmes soulevés par cette étude sont décrits plus loin.

## 2. Tension d'essai et rigidité diélectrique

Tout d'abord il s'agit de savoir si la rigidité du matériau suffit pour la tension envisagée de 400 kV, en tenant compte des limites naturelles imposées par les matières premières et l'outillage disponible.

Nous avons déjà expliqué ailleurs [1]<sup>1)</sup> plus en détail, qu'il faut renoncer à considérer la rigidité diélectrique comme une constante du matériau, car elle dépend fortement entre autre de la durée de service. Dans la fig. 1, représentant la rigidité d'un papier bakélinisé de bonne qualité (Super-resocel), on voit que des valeurs de 1000 kV/cm sont atteintes s'il s'agit de durées d'une  $\mu$ s, tandis que pour des périodes de plusieurs mois ou de plusieurs années, la rigidité tombe à des valeurs 50 fois plus faibles environ.

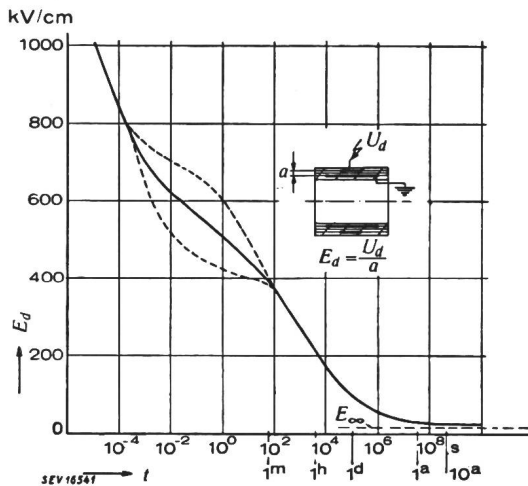


Fig. 1

Rigidité diélectrique du papier bakélinisé Resocel en couches minces, en fonction de la durée de sollicitation (10<sup>-4</sup> s à 10 ans)

$E_d$  Tension de crête

$E_\infty$  Valeur limite pour durée indéfinie

La chute rapide de cette caractéristique est très fâcheuse pour le calcul des bornes en régime permanent, puisque le rapport de la tension de service à la tension d'essai n'est pratiquement jamais si grand. Pour les réseaux de distribution par exemple, les tensions d'essai prescrites dans les différents pays ne dépassent guère 5 fois la tension de service pour l'essai d'une minute et 8 fois pour l'essai au choc. On ne peut donc pas tirer parti de la rigidité élevée du matériel pour les courtes durées, étant obligé d'adopter une marge excessive à cause de la tension permanente contre terre. Par contre, on peut retenir que dans ces conditions, un risque de claquage des couches par suite de surtensions de couplage ou d'ordre atmosphérique est tout à fait exclu.

<sup>1)</sup> voir bibliographie à la fin de l'article.

## 3. Régime permanent et vieillissement

On déduit de ce qui précède que le diamètre de la traversée ne dépend tout d'abord que de la sollicitation permanente, qui elle est étroitement liée avec la question importante du vieillissement. Ce problème prend une importance plus particulière pour les très hautes tensions et doit être étudié de plus près, en vue d'utiliser le matériau jusqu'à ces limites et de réduire les dimensions à des valeurs admissibles.

La notion de vieillissement doit s'étendre à toutes les propriétés mécaniques et électriques qui subissent une altération à mesure que la durée de la sollicitation électrique augmente. Pour les traversées cependant, il est permis de se borner aux qualités électriques, car l'effort mécanique ne joue, en général, qu'un rôle secondaire. Le vieillissement électrique, provoqué par une surcharge permanente, se traduit par une diminution lente de la rigidité, ce qui conduit finalement au claquage de l'isolant.

L'effet de l'altération électrique est plus intense sous l'action commune de la température et de l'humidité. L'humidité occasionne un accroissement des pertes diélectriques; dans un certain sens pourtant, l'isolant se protège de lui-même, puisque les pertes plus élevées entraînent un séchage plus intense. L'expérience prouve que dans nos climats, même pour une traversée nue, les pertes diélectriques augmentent à peine avec le nombre des années. Pour les types extérieurs, munis d'une chemise de porcelaine et de joints étanches, l'humidité ne joue aucun rôle.

L'influence de la température sur les phénomènes d'altération a déjà été souvent l'objet de recherches. On a trouvé qu'un traitement thermique affecte toutes les qualités mécaniques et électriques des isolants organiques. Il n'existe pas de température limite au dessous de laquelle l'isolant n'est pas attaqué; par contre le vieillissement progresse si peu aux basses températures que l'on ne peut pratiquement plus parler d'altération thermique en dessous de 100° (valeur rarement dépassée dans les isolateurs).

L'action d'une tension permanente exagérée se traduit tout d'abord par une destruction mécanique de l'isolant au bord des armatures de condensateur, où naturellement règne le plus fort champ électrique, et où s'amorce l'effet de couronne. C'est un genre d'érosion ou une lente démolition de l'isolant, qui finalement peut entraîner la perforation. L'étude minutieuse de ce phénomène [1, 2] a révélé qu'il existe pour chaque isolateur une tension limite au dessous de laquelle l'altération électrique est absolument impossible. Pour déterminer cette tension limite, on a pu utiliser les résultats obtenus avec des condensateurs élémentaires en service jusqu'à

des durées de 20 ans. Dans la fig. 2, on a porté pour chaque éprouvette le gradient pour lequel on pouvait déceler une érosion, aussi minime fût-elle, en fonction de l'épaisseur des couches. L'enveloppe de ces points représente le gradient correspondant à la tension limite cherchée, au dessous de laquelle on ne constate plus de vieillissement.

Un autre essai montre que la courbe limite de l'érosion est identique à celle qu'on obtient en portant les tensions d'amorçage de l'effet de couronne au bord de l'armature à l'air libre, en fonction de l'épaisseur des couches (courbe 1 dans la fig. 3). Nous entendons ici par tension d'amorçage, celle où l'ionisation engendre les premières décharges perceptibles (hissing), dont les perturbations peuvent

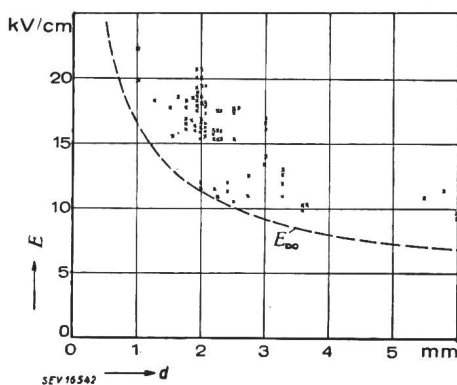


Fig. 2

Traversée en papier bakérisé

Gradient radial «d'érosion»  $E$  en fonction de l'épaisseur du diélectrique  $d$ . Courbe limite de la sollicitation  $E_{\infty}$  au-dessous de laquelle il n'y a pas d'érosion

être décelées aussi à l'aide d'un amplificateur approprié, et qui changent à tel point la conductibilité de l'air, que le facteur des pertes et la capacité apparente s'accroissent subitement.

D'après les observations de l'auteur, le seuil de l'effet de couronne dans l'air et dans l'huile suit une loi identique à une constante près, à celle de Toepler pour l'amorçage des étincelles rampantes.

La fig. 3 représente la tension de seuil de l'effet de couronne pour des armatures à bords métalliques et semi-conducteurs, dans l'air et dans l'huile, en fonction de l'épaisseur des couches. Pour les isolateurs de traversée en papier bakérisé ces résultats s'expriment par les formules suivantes:

Effet de couronne:

$$U_k = k d^{0,45} \quad (U_k \text{ en kV}; d \text{ en cm}) \quad (1)$$

où la constante  $k$  peut prendre les valeurs suivantes:

$$k_1 = 4,3 \quad \text{pour bords métalliques dans l'air} \quad (2)$$

$$k_2 = 6,2 \quad \text{pour bords semi-conducteurs dans l'air} \quad (3)$$

$$k_3 = 15,2 \quad \text{pour bords métalliques et semi-conducteurs dans l'huile} \quad (4)$$

La tension d'amorçage des étincelles rampantes selon Toepler [3] est donnée par la courbe 4 de la fig. 3.

Étincelle rampante:

$$U_{gl} = k_4 d^{0,45} \quad (U_{gl} \text{ en kV}; d \text{ en cm}) \quad (5)$$

$k_4 = 39$  pour bords métalliques ou semi-conducteurs dans l'air et dans l'huile

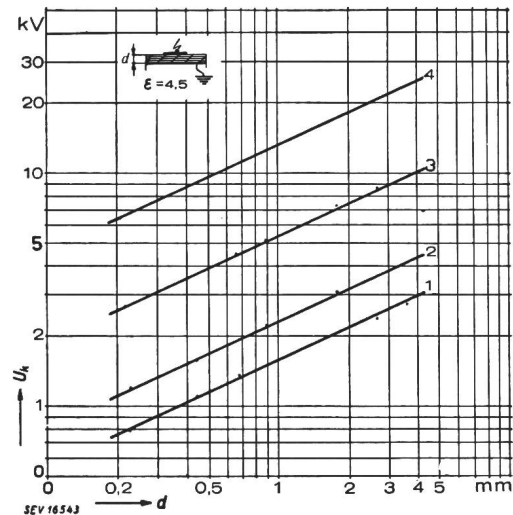


Fig. 3

Seuil de tension de l'effet de couronne et de l'étincelle rampante pour traversées à condensateurs à bords libres

- 1) effet de couronne sur bords métalliques dans l'air
- 2) effet de couronne sur bords semi-conducteurs dans l'air
- 3) effet de couronne sur bords métalliques et semi-conducteurs dans l'huile
- 4) étincelle rampante selon Toepler

Cette étude indique dans quelle voie un gain sur les dimensions radiales peut être réalisé: d'une part en diminuant l'épaisseur des couches entre armatures, d'autre part en remplaçant les armatures métalliques par des pellicules semi-conductrices. Ainsi il sera possible, même pour des tensions très élevées, de maintenir le rouleau assez mince pour exclure toute difficulté de fabrication, tout en ayant l'assurance de le préserver de l'altération.

#### 4. Le claquage thermique

Les considérations précédentes montrent que du point de vue de l'altération et de la tension d'essai 50 pér./s ou de choc, il n'y a pas de difficultés insurmontables à atteindre la tension de service de 400 kV. Une autre question importante doit être maintenant éclaircie, celle de l'équilibre thermique. Les risques d'un claquage thermique se présentent lorsque la tension composée est appliquée entre le conducteur et la bride de l'isolateur. Dans les réseaux de distributions avec bobine d'extinction, un tel régime peut éventuellement se prolonger pendant plusieurs heures. Il faut donc étudier si la traversée résiste à cette surcharge.

Les lois qui régissent le claquage thermique ont été traitées à fond par Dreyfus [4] et d'autres auteurs [5]. D'après ces lois, il suffit pour provoquer le claquage dans un isolant quasi-homogène, que la chaleur engendrée par les pertes diélectriques, ne puisse plus être transmise entièrement à l'extérieur. L'isolant s'échauffe de plus en plus et se détruit par auto-carbonisation (fig. 4). La théorie prédit en outre qu'un isolant dont les propriétés thermiques et électriques sont déterminées, ne peut être soumis que jusqu'à une certaine tension maximum. Cette tension critique ne dépend pratiquement pas de

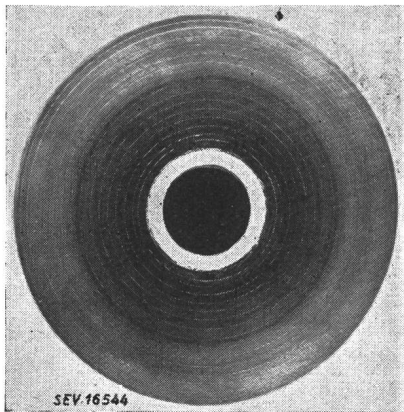


Fig. 4

Coupe à travers une borne surchargée, dont la chaleur interne n'a plus pu être évacuée

Par suite des hautes températures le papier est bruni, surtout vers le tube central, où les premières couches sont entièrement carbonisées. L'isolateur a subi le claquage thermique

l'épaisseur des couches, mais seulement de la température ambiante. Pour les traversées à condensateurs, on calcule la tension critique suivant Dreyfus:

$$U_{crit.} = m \sqrt{\frac{2 \lambda}{\gamma p_a}} \text{ en kV} \quad (6)$$

$\lambda$  représentant la conductibilité en  $\frac{W}{cm \cdot ^\circ C}$ ,  $p_a$  le coefficient de pertes spécifiques en  $W/cm^3$  de matière (à la température  $\vartheta_a$ ) soumise à un gradient de 1 kV/cm,  $\gamma$  l'exposant de la fonction température-pertes selon l'équation

$$p = p_a e^{\gamma(\vartheta - \vartheta_a)}$$

et  $m$ , un facteur qui dépend seulement du rapport des diamètres de la bride et du conducteur et qui dans le cas particulier, où  $\frac{r_a}{r_i} \approx 5$ , a une valeur de 0,85.

Pour une traversée en papier bakérisé de bonne qualité travaillant dans l'huile chaude  $\left[ \vartheta_a = 90^\circ \right]$ ,

$\lambda = 0,0022 \frac{W}{cm \cdot ^\circ C}$ ,  $\gamma = 0,038 \text{ } ^\circ C^{-1}$ ,  $p_{90^\circ} = 1,9 \cdot 10^{-6} \frac{W}{cm^3 \cdot kV^2}$ , on obtient selon la formule (6) une tension critique de 210 kV, c'est-à-dire bien inférieure aux 400 kV désirés.

Une étude plus poussée de l'équation (6) montre cependant que les conditions pour lesquelles elle a été déduite ne correspondent pas à la réalité. Reprenons le problème à son début et considérons une traversée, que nous identifions à un tube relativement long, et dont la chaleur est transmise surtout radialement.

La répartition spatiale ( $r$ ) et temporelle ( $t$ ) est donnée par l'équation différentielle partielle suivante:

$$\rho c \frac{\partial \vartheta}{\partial t} = \lambda \frac{1}{r^2} \frac{\partial^2 \vartheta}{\partial (\lg r)^2} + P_{(E, \vartheta)} \quad (7)$$

$\rho$  = densité.

$c$  = chaleur spécifique.

$\vartheta$  = température au temps  $t$  dans la couche de rayon  $r$ .

L'équation prédit que la variation dans le temps de la température  $\vartheta$  à un point quelconque de la borne, dépend non seulement de la variation radiale en ce point, mais aussi de la quantité de chaleur  $p$  engendrée par les pertes dans le  $cm^3$  correspondant. Ce qui complique passablement le problème et empêche de résoudre l'équation (7) de façon générale, c'est que, pour une tension constante appliquée, les pertes spécifiques varient non seulement avec la température  $\vartheta$ , mais aussi avec le gradient local du champ  $E$ . Or, en établissant la formule (6), le gradient a été admis constant pour tout l'isolateur, d'autre part la transmission de chaleur par le conducteur et dans le sens axial de la borne a été négligée. Dans les traversées à très haute tension au contraire, le gradient est très différent d'un point à l'autre et le flux de chaleur axial peut prendre des valeurs appréciables, si bien que l'expression (6) ne peut plus satisfaire. L'équation (7) doit donc être transformée en équation des différences et intégrée graphiquement point par point, afin de tenir compte de tous les facteurs et pour déterminer correctement la température et la tension critiques. A l'aide d'un exemple, nous montrerons plus loin que le claquage thermique n'est pas un obstacle insurmontable pour nos intentions.

## 5. Tension de contournement dans l'air

Jusqu'ici les propriétés du papier bakérisé en soi ont fait l'objet de cette étude; nous allons maintenant considérer ce qui se passe entre le corps isolant et le médium environnant. A cause de la cons-



tante diélectrique faible de l'air, on est obligé de donner à l'isolateur une longueur correspondant à la rigidité de l'air et non à celle du papier. Pour les très hautes tensions cependant, on peut toujours compter avec une massive protection en céramique sur la partie supérieure et il suffit de savoir de combien on peut raccourcir le corps de papier à l'intérieur, sans changer sensiblement les caractéristiques de l'isolateur.

Tout d'abord, il faut remarquer que le guidage de tension empêche toute formation d'étincelles rampantes sur la traversée. Par contre, on ne peut guère augmenter la tension de contournement entre chapeau et bride (par rapport au claquage entre pointes), même par un guidage de potentiel très régulier. Inversement, on a constaté que la longueur guidée de la traversée pouvait être ramenée à 50..60 % de la distance d'éclatement totale, sans diminuer pour cela la tension de contournement. Une réduction remarquable de la tension de contournement n'apparaît que pour des longueurs plus faibles. Dans les traversées à très haute tension on utilise au mieux cette propriété, vu que pour tenir compte de la coordination, les parties supérieures doivent être relativement longues. En effet, la tension de contournement au choc d'une traversée montée sur le transformateur dépend fortement de la polarité, le chapeau et le couvercle du transformateur se comportant comme une disposition pointe—plaque. Pour obtenir la même rigidité au choc positif comme au choc négatif, il est nécessaire de fixer un éclateur de protection tel que la corne inférieure émerge suffisamment du couvercle du transformateur. Cette précaution entraîne naturellement un allongement considérable de la borne.

## 6. Tension de contournement et rigidité axiale dans l'huile

Nous avons vu que le claquage perpendiculaire aux couches n'offrait pas de danger. Il n'en est pas de même du claquage dans le sens des couches, la rigidité diélectrique dans cette direction étant 10 fois plus faible. Jusqu'à présent on n'a pas réussi à améliorer sensiblement cette caractéristique, même pour les meilleurs papiers bakélisés. D'autre part, une forte réduction de la rigidité se manifeste lorsque la longueur de l'isolateur augmente (fig. 5, courbe inférieure). Si donc une tension de claquage de 1000 kV est imposée à l'isolateur 400 kV, ce qui correspond à une distance d'éclatement dans l'huile d'environ 150 cm, le problème est sans issue, car la longueur des rouleaux n'atteint actuellement que 310 cm au maximum, dont 200 au moins sont nécessaires pour le guidage de potentiel à la partie supérieure.

Cette difficulté est écartée par un procédé tout nouveau d'apparence audacieuse au premier abord. On sait que pour guider le champ électrique d'une borne haute tension, les armatures de condensateur sont distribuées avec avantage de façon à obtenir la

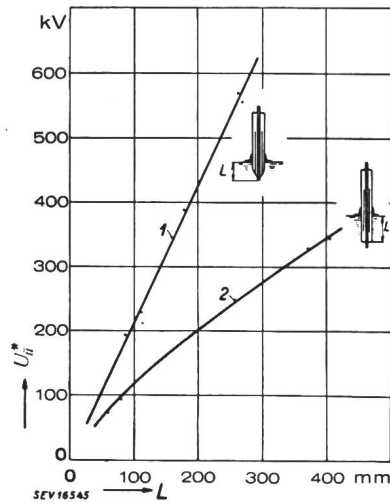


Fig. 5  
Tension de contournement d'une traversée à condensateurs dans l'huile, en fonction de la longueur de l'extrémité  
Traversée à bords libres (1) ou recouverts (2)

meilleure répartition possible le long de la surface. Or, la matière isolante qui protège les armatures a été éloignée à l'outil jusqu'à leurs bords et l'on a trouvé que cette disposition possède dans l'huile pure une rigidité longitudinale extraordinairement élevée, à condition toutefois d'utiliser des armatures semi-conductrices et non métalliques. Toutefois, cette structure n'est réalisable que par un procédé de fabrication spécial<sup>2)</sup> permettant de préparer des pellicules semi-conductrices adhérentes et très minces, qui présentent d'autre part l'avantage d'une tension d'amorçage de l'effet de couronne plus élevée (fig. 3). L'effet obtenu en mettant à découvert des bords des armatures est nettement démontré par la fig. 5, courbe supérieure, accusant des rigidités de plus du double de celles de la disposition ordinaire. L'explication en est donnée par le phénomène connu selon lequel, dans l'huile ou à la surface de contact papier-huile, la rigidité est plus élevée pour les courtes distances que pour les longues. Or, en mettant à nu les bords, on subdivise la surface de l'isolateur en petites distances disruptives et on arrive ainsi, avec des extrémités beaucoup plus courtes et avec les largeurs de papier disponibles, à étendre sensiblement le domaine de tension.

## 7. Traversée à extrémité extra-courte

Nous allons décrire maintenant les phénomènes électriques aux extrémités à bords libres et établir les formules pour le calcul des meilleures conditions. La tension de contournement ne croît pas proportionnellement avec la longueur de l'extrémité

<sup>2)</sup> procédé développé par Micafil.

comme on serait tenté de le déduire après un examen superficiel de la fig. 5. Les facteurs qui déterminent la tension de contournement dans l'huile sont: la tension d'amorçage des étincelles rampantes dans l'huile, la décharge par étincelles elle-même et la rigidité diélectrique de l'huile. De nombreux essais sur l'influence de ces facteurs conduisent aux déductions suivantes:

a) La tension de contournement maximum obtenue même pour de très longues extrémités est déterminée par le gradient radial. Ceci est valable pour l'isolateur le plus mince comme pour le plus épais. Le gradient radial maximum est responsable de l'amorçage des étincelles rampantes et fixe ainsi la tension de contournement limite qui ne peut être dépassée d'aucune façon.

Nous avons déjà mentionné par la fig. 3 et l'équation (5) la loi de Toepler sur l'amorçage de l'étincelle rampante pour les couches minces de papier durci. Le gradient radial provoquant l'étincelle est donc pour le condensateur partiel considéré:

Etincelle rampante:

$$E_r = \frac{U_{gl}}{d} = \frac{k_4}{d^{0,55}} \quad (E_r \text{ en kV/cm; } d \text{ en cm}) \quad (3)$$

$k_4$  est un facteur qui ne dépend pratiquement que de la constante diélectrique de l'isolant et non du médium environnant; pour le seuil de l'étincelle rampante, la présence de l'huile au lieu d'air n'offre donc a priori aucun avantage. Par contre, il est possible d'élever le seuil de tension en soi par une subdivision plus fine des armatures.

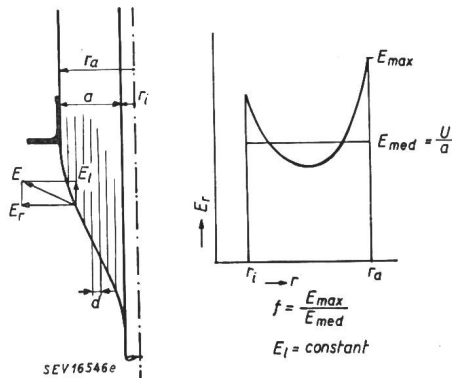


Fig. 6

Distribution du gradient à la surface d'isolateurs à bords libres et à chute de potentiel uniforme le long d'une génératrice  
 $E_l$  Gradient axial  
 $E_r$  Gradient radial

Quel est le seuil de tension correspondant de la traversée entière? Si l'on admet pour la borne selon fig. 6 une chute du potentiel uniforme le long de la surface, on obtient, en particulier pour un corps épais à conducteur mince, une répartition très irrégulière du gradient radial  $E_r$ . Si, en augmentant la

tension, on veut que les étincelles se forment simultanément sur toutes les couches, il faut, selon fig. 8, attribuer le plus fort gradient à la couche la plus mince.

Partant de l'épaisseur minimum  $d_{min}$  admissible pour la fabrication et désignant par le degré d'irrégularité  $f$  le rapport du gradient radial maximum au gradient moyen  $E_m$ , on obtient pour le seuil de l'étincelle rampante  $U_{gl}^*$  de l'isolateur d'épaisseur  $a = r_a - r_i$ :

$$U_{gl}^* = E_m a = \frac{E_{max}}{f} a \quad (9)$$

à partir de (8)

$$E_{max} = \frac{U_{gl}}{d_{min}} = \frac{k_4}{d_{min}^{0,55}} \quad (10)$$

introduit dans (9)

$$U_{gl}^* = k_4 \frac{a}{f d_{min}^{0,55}} \quad (U_{gl}^* \text{ en kV; } a \text{ et } d \text{ en cm}) \quad (11)$$

La formule (11) exprime que pour atteindre une tension de contournement déterminée, une certaine épaisseur de matériel  $a$  est nécessaire.

b) La tension d'amorçage de l'effet de couronne dans l'air et dans l'huile pour la traversée entière est déduite de façon analogue des équations (3) et (4):

Effet de couronne:

$$U_{k2}^* = k_2 \frac{a}{f d_{min}^{0,55}} \text{ respectivement } U_{k3}^* = k_3 \frac{a}{f d_{min}^{0,55}} \quad (12)$$

Cette relation prescrit également une épaisseur minimum  $a$  pour chaque tension déterminée entre pole et terre.

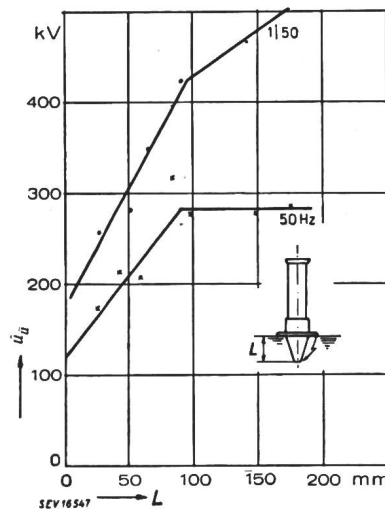


Fig. 7  
 Borne 45 kV à bords libres et d'épaisseur donnée  
 Valeur de crête du contournement dans l'huile à 50 pér./s et au choc, en fonction de la longueur de l'extrémité

c) Comme il ressort de l'équation (11), la longueur de l'extrémité immergée ne joue aucun rôle sur l'amorçage des étincelles. En effet, comme le représente la fig. 7, on peut raccourcir la traversée jusqu'à une longueur critique sans que la tension de contournement diminue. En dessous de cette

limite le contournement a le caractère d'une décharge superficielle par étincelle ou par effluve, qui s'établit dès que la frange de la décharge au bord de l'armature du condensateur atteint l'armature suivante. D'après les observations de l'auteur, l'effluve apparaît avec la tension d'amorçage de l'effet de couronne et sa longueur  $s$  croît proportionnellement avec le surplus de tension (fig. 8). Il

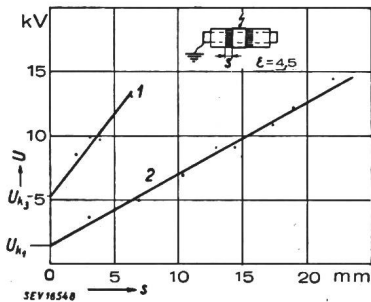


Fig. 8  
Décharge par effluve dans l'air et dans l'huile entre bords libres  
Epaisseur de l'isolant = 1 mm  
 $U$  Valeur efficace  
 $s$  Largeur de la frange  
1 dans l'huile  
2 dans l'air

dépend donc de l'épaisseur de la couche et surtout du médium environnant. Pour un bord immergé dans l'huile, non seulement le seuil de la décharge est plus élevé que dans l'air, mais aussi le surplus de tension correspondant à une certaine longueur de l'effluve. Entre la tension appliquée et la largeur de la frange existe la relation:

$$U - U_{k3} = k_5 s \quad (U \text{ en kV; } s \text{ en cm}) \quad (13)$$

$$k_5 = 12,8 \text{ pour armatures dans l'huile.}$$

Le contournement entre deux couches semi-conductrices adjacentes, dont la distance le long de la surface est  $l$  (cm) a lieu à la tension

$$U_{\bar{u}} = k_5 l + U_{k3} \quad (14)$$

Puisque le potentiel est réparti uniformément sur toute la longueur  $L$  de l'extrémité, non seulement l'effet de couronne débute simultanément sur tous les bords d'armatures, mais si l'on augmente encore la tension, tous les effluves atteindront en même temps l'armature suivante, provoquant ainsi le contournement; on a donc:

$$\frac{U_{k3}^*}{L} = \frac{U_{k3}}{l} \text{ et } \frac{U_{\bar{u}}^*}{L} = \frac{U_{\bar{u}}}{l} \quad (15)$$

en remplaçant dans (14):  
Contournement par effluves:

$$U_{\bar{u}}^* = k_5 L + U_{k3}^* \quad (U \text{ en kV; } L \text{ en cm}) \quad (16)$$

Avec les relations (11), (12) et (16) nous pouvons alors calculer les dimensions les plus favorables de l'extrémité. Il faut cependant distinguer deux cas:

$$1^{er} \text{ cas: } U_{\bar{u}}^* \leq \frac{k_4}{k_3} U_{k2}^* \text{ : la tension de contournement est relativement faible par rapport au seuil de tension de l'effet de couronne; l'épaisseur } a \text{ de l'isolateur dépend alors de cette dernière selon (12)}$$

et la longueur minimale est donnée par (16) comme suit:

$$L_{min} = \frac{U_{\bar{u}}^* - U_{k3}^*}{k_5} \quad (L \text{ en cm; } U \text{ en kV}) \quad (17)$$

$$2^{e} \text{ cas; } U_{\bar{u}}^* \geq \frac{k_4}{k_3} U_{k2}^* \text{ : la tension de contournement est relativement élevée de sorte que l'effet de couronne (12) ne joue plus aucun rôle. L'épaisseur ne dépend que du contournement par étincelle selon (11). D'autre part nous choisissons la longueur de l'isolateur telle que les contournements par étincelles et par effluves se confondent. On obtient alors par l'égalité de (11) et (16) et en tenant compte de}$$

$$U_{gl}^* = U_{k3}^* \frac{k_4}{k_3}$$

$$L_{min} = U_{\bar{u}}^* \frac{k_4 - k_3}{k_4 k_5} \quad (L \text{ en cm; } U \text{ en kV}) \quad (18)$$

Avec les expressions (17) et (18), on peut calculer la longueur minimum de l'extrémité si les tensions de service et d'essai sont données, en prenant comme tension d'amorçage de l'effet de couronne  $U_{k2}^*$ , la tension maximum de service entre pole et terre et comme tension de contournement la tension d'essai majorée d'une marge de sécurité.

Enfin, il reste à éclaircir comment les extrémités extra-courtes supportent la sollicitation au choc et si elles répondent aux exigences couramment posées aux isolateurs. Les essais effectués avec l'onde 1|50 ont fourni des caractéristiques analogues à celles obtenues à 50 pér./s (courbe supérieure de la fig. 7), avec la différence pourtant que les claquages se produisent à des valeurs de crête 50% plus élevées. Si donc la tension de crête de contournement au choc exigée ne dépasse pas le double de la tension effective de contournement à la fréquence industrielle (cas normal), il n'y a aucun danger.

### 8. Isolateur de traversée 400 kV

La traversée 400 kV selon fig. 9 a été réalisée d'après les nouveaux résultats. Une tension d'essai de 960 kV (valeurs efficaces) et une tension de contournement à l'extrémité de 1400 kV sont à la base du calcul. D'autre part la traversée doit supporter 230 kV contre terre en régime permanent et 400 kV pendant 8 heures. Ces conditions conduisent à un diamètre du rouleau de 400 mm et une longueur minimum de la partie immergée de 700 mm.

Plusieurs difficultés surgirent pendant les essais de type à cause de l'insuffisance des installations dans le plupart des laboratoires actuels. La tension d'essai n'a pu être augmentée que jusqu'à 850 kV au lieu de 960 kV, les tensions supérieures provoquant le claquage contre les parois de la cuve d'huile. De même, il n'a pas été possible de dépasser



ser la tension de choc de 1800 kV (amplitude). Pendant tous ces essais aucun claquage et aucun contournement n'a été observé, non plus à l'extrémité de la traversée.

Le contrôle de l'équilibre thermique a présenté un intérêt particulier, ainsi que la détermination de la tension critique. Cette dernière dépend beaucoup de la température ambiante; nous avons donc reproduit le cas le plus défavorable de l'immersion totale de l'extrémité dans un bain d'huile de 90 °.

Après avoir chauffé la traversée complète pendant 36 heures dans l'huile à 90 °, une tension de 300 kV a été appliquée et les pertes mesurées durant 24 heures. La fig. 10 montre clairement qu'à 300 kV la température se stabilise. Le diagramme indique en outre les températures mesurées sur le conducteur avec des thermo-éléments.

Après une courte interruption et après avoir muni l'extrémité d'un raccord de câble analogue à

(conducteur-bride) 250 kV. On a pu faire alors la constatation d'extrême importance que cette tension ne suffit plus pour entretenir l'état instable précédent, mais qu'au contraire les pertes baissent rapidement et qu'un nouvel équilibre thermique s'établit. La traversée supporterait donc sans autre un court-circuit de 48 heures dans un réseau de 400 kV avec bobine d'extinction.

L'essai de durée a été encore poursuivi et la tension critique trouvée égale à 360 kV.

La répartition de la température à l'intérieur du rouleau a été l'objet d'un autre essai. Comme une mesure directe avec des thermo-éléments incorporés était trop peu pratique, nous avons adopté la méthode esquissée au chapitre 4 et intégré graphiquement point par point l'équation fondamentale (7). Naturellement, il faut connaître pour cela les propriétés du matériau, en particulier la variation des pertes avec la température, et d'autre part tenir compte des pertes spécifiques qui, selon le gradient, diffèrent d'un point à l'autre. Dans la fig. 11 sont portées les répartitions dans une section de l'isolateur 400 kV, valables pour les tensions appliquées pendant l'essai de durée (fig. 10). Les tensions de 230 et 300 kV conduisent à des états stationnaires; à 360 kV la situation est critique, tandis qu'à



Fig. 9  
Traversée à condensateurs sèche, pour transformateur 400 kV (Micafil)

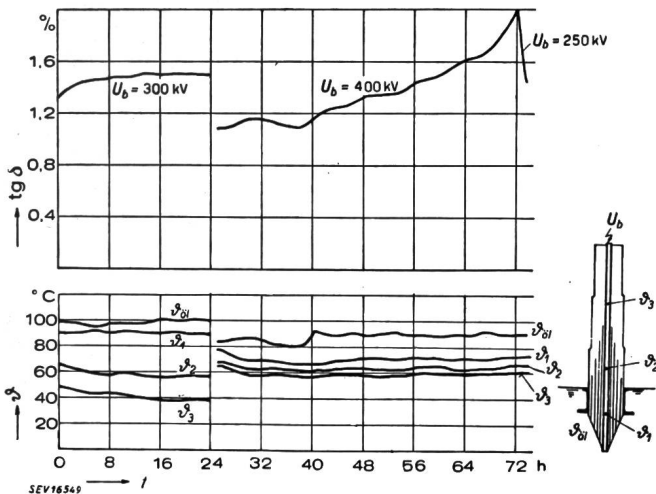


Fig. 10

Essai de durée avec un isolateur de 400 kV pour déterminer l'équilibre thermique

Diagramme des pertes et des températures ambiantes  
 $U_b$  Valeurs efficaces de la tension entre conducteur et bride

celui d'un transformateur, la tension a été augmentée à 400 kV et maintenue ainsi pendant 48 heures. La courbe ascendante des pertes indique que la tension critique est déjà dépassée et qu'il faut s'attendre bientôt à un claquage thermique. La tension a donc été rabaisée à la valeur maximum de service

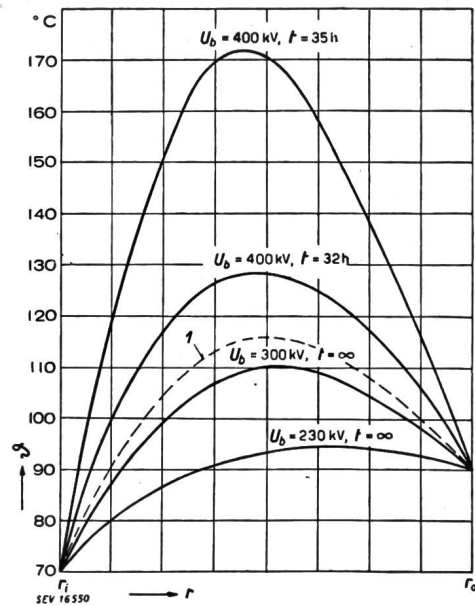


Fig. 11

Répartition radiale de la température à l'intérieur d'une traversée 400 kV. Extrémités et brides immergées dans l'huile à 90 °

Etats stables à 230 et 300 kV contre terre  
Etat nettement instable à 400 kV  
Tension critique: 360 kV (courbe I)

400 kV on reconnaît nettement l'équilibre instable à l'accroissement rapide de la température.

Les essais de durée avec le contrôle facile des conditions aux limites, nous procurent donc un moyen de déterminer les tensions critiques et les températures comme elles se présentent en réalité

sur le transformateur. Un petit calcul montre qu'on peut maintenir, avec des moyens simples, la température de la bride entre 60 et 70 °, même si l'extrémité est dans l'huile à 90 ° et en tenant compte

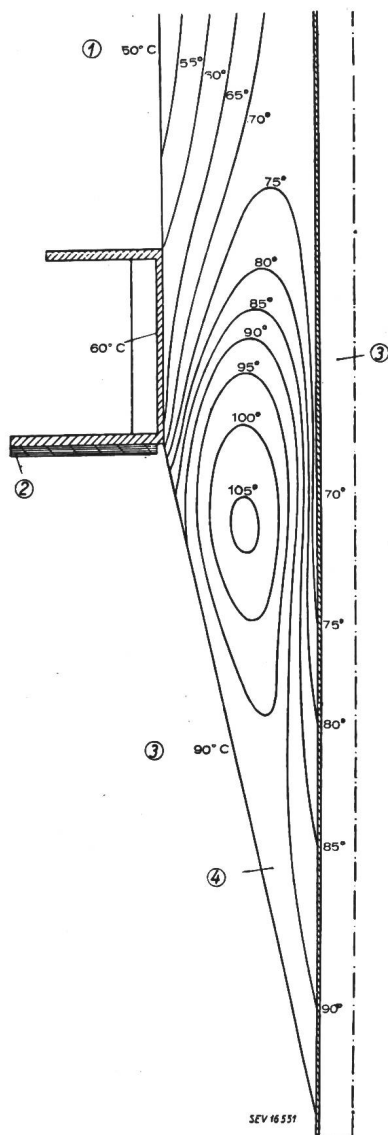


Fig. 12

Champ thermique d'une traversée de transformateur, chargée en permanence à 500 kV contre terre (valeur efficace)

Extrémité dans l'huile à 90 ° Equilibre thermique stable.  
Température locale maximum 107 °

- 1 air
- 2 isolation
- 3 huile
- 4 papier bakéliné

des radiations solaires. Cette réduction de température à la bride a pour conséquence immédiate une augmentation de la tension critique, à cause du refroidissement plus efficace. Ceci se dégage de

la fig. 12, représentant le champ thermique d'une traversée en papier bakéliné à la tension de 500 kV entre bride et conducteur, en régime stationnaire. On voit d'une part qu'une quantité notable de chaleur est évacuée axialement, et d'autre part que le point le plus chaud de la traversée est refoulé vers la partie conique inférieure, où les échauffements sont déjà plus faibles. Avec une température de 107 ° (correspondant à 500 kV), nous trouvons pour cette disposition encore en dessous du point critique. Ces considérations restent valables si un courant passe par le tube central, cette influence pouvant être maintenue très faible. En effet, les pertes dans le cuivre du câble en charge atteignent normalement quelques dizaines de watts, quantité absorbée par l'huile de remplissage de la tête et du tube central, sans élévation de température appréciable.

Basé sur ces calculs et ces essais, on peut conclure en indiquant la limite du domaine d'application de la traversée en papier bakéliné sèche. Du point de vue de l'échauffement, les tensions de service entre pôle et terre de 500 kV n'offrent aucune difficulté. Dans un réseau avec neutre relié à la terre ceci correspond à une tension nominale de 700 kV. Les tensions d'essai et de contournement admissibles sont dictées par la longueur courante des papiers isolants, si l'on fait abstraction du procédé très désavantageux et rarement utilisé par enrubannage. Avec la méthode d'enroulement classique, on peut accepter des tensions d'essai de 1000 kV à la fréquence industrielle et des tensions de contournement au choc de 1800 kV. Au point de vue fabrication, les corps de borne en une pièce pour des tensions nominales de 400 kV sont faciles à réaliser. La limite supérieure se trouve à environ 500 kV. Les problèmes soulevés par l'introduction de la tension nominale de 400 kV dans la fabrication des isolateurs de traversée peuvent donc être considérés comme résolus avec certitude.

### Bibliographie

- [1] Kappeler, H.: Progrès réalisés dans la construction des isolateurs de traversée à condensateur. Cigré 1946 Rapport 208.
- [2] Kappeler, H.: Micafil-Nachr". 1945.
- [3] Toepler, M.: Über die physikalischen Grundgesetze der in der Isolationstechnik auftretenden Gleiterscheinungen. Arch. Elektrotechn. Bd. 10(1922), Nr. 5/6, S. 157...185.
- [4] Dreyfus, L.: Mathematische Theorien für den Durchschlag fester Isoliermaterialien. Bull. SEV Bd. 15(1924), Nr. 7, S. 321...344.
- [5] Berger, K.: Zur Theorie des Wärmegleichgewichts fester Isolationen. Elektrotechn. Z. Bd. 47(1926), Nr. 23, S. 673...677.

Adresse de l'auteur:

H. Kappeler, Dr. sc. techn., Ingénieur en chef, Micafil S. A., Zurich-Altstetten.