

60

**PARAFOUDRES A OXYDE METALLIQUE
DANS LES RESEAUX ALTERNATIFS**

METAL OXIDE ARRESTERS IN AC SYSTEMS

**Groupe de Travail 06 du Comité d'Etudes 33
(Surtensions et coordination de l'isolement)**

**Working Group 06 of Study Committee 33
(Overvoltages and Insulation Co-ordination)**

Avril/April 1991



PARAFONDRES A OXYDE METALLIQUE DANS LES RESEAUX ALTERNATIFS

Groupe de Travail 06 du Comité d'Etudes 33

Le développement de varistors à oxyde de zinc applicables à la protection contre les surtensions transitoires sur les réseaux haute tension a permis l'introduction d'un équipement dont les qualités diffèrent considérablement de celles des parafoudres couramment utilisés jusqu'à présent, équipés de résistors au carbure de silicium et d'éclateurs. Pour une bonne application de ce nouveau type de parafoudres (parafoudre à oxyde de zinc), une nouvelle Norme CEI était nécessaire ainsi que des connaissances précises sur le comportement transitoire du réseau et sur les contraintes du parafoudres dues aux réseaux sous différentes conditions de fonctionnement.

Afin de guider l'utilisateur de parafoudres à oxyde métallique dans l'application de ce nouvel équipement, le Groupe de Travail CIGRE 33.06 a entrepris un travail très complet en la préparation d'un rapport qui couvrira tous les aspects importants du point de vue application. Ce rapport est aujourd'hui terminé et consiste en six chapitres, comme suit :

- Partie 1 : Propriétés générales des parafoudres à oxyde métallique, A. SCHEI, K.-H. WECK
- Partie 2 : Performances des parafoudres à oxyde métallique sous tension de service, B. BACHMANN, A. SCHEI
- Partie 3 : Surtensions temporaires et contraintes associées sur les parafoudres à oxyde métallique, J. ELOVAARA, K. FOREMAN, A. SCHEI, O. VÖLCKER
- Partie 4 : Contraintes sur les parafoudres à oxyde métallique dues aux surtensions temporaires d'harmoniques, N. MENEMENLIS, M. ENE, J. BELANGER, G. SYBILLE, L. SNIDER
- Partie 5 : Performances de protection des parafoudres à oxyde métallique, A.R. HILEMAN, J. ROGUIN, K.-H. WECK
- Partie 6 : Sélection des caractéristiques de parafoudres à oxyde métallique, L. STENSTROM.

Les différents chapitres ont été revus par le Groupe de Travail et reflètent l'opinion unanime de ce Groupe.

L'objectif principal de ce rapport est de décrire à quel degré les paramètres du réseau affectent la performance des parafoudres et quelle est l'influence du parafoudre sur le fonctionnement du réseau. Les données présentées constituent la base d'un guide d'application. Lors de la préparation du rapport, le Groupe a bénéficié de la coopération du Comité Technique 37 de la CEI «Parafoudres» et plusieurs résultats obtenus ont été incorporés au projet de Norme sur les parafoudres à oxyde métallique.

Working Group 06 of Study Committee 33

The development of the zinc oxide varistors to be applicable to the protection of transient overvoltages in high voltage systems, introduced an equipment with qualities very much different from the qualities of up to then well known surge arresters with silicone carbide resistors and series spark gaps. The correct application of this new type of surge arrester (the Metal Oxide Surge Arrester) needed, in addition to a new IEC standard, more detailed knowledge about the transient behaviour of the system as well as about the arrester stresses caused by the system during different operating conditions.

To guide the users of metal oxide surge arresters in the application of this new equipment, CIGRE Working Group 33.06 started the comprehensive work to prepare a report that should cover the most important aspects seen from the application point of view. This report is now ready and consists of the following six parts :

- Part 1 : General properties of the metal oxide surge arrester, A. SCHEI, K.-H. WECK
- Part 2 : Performance of metal oxide surge arresters under operating voltage, B. BACHMANN, A. SCHEI
- Part 3 : Temporary overvoltages and their stresses on metal oxide surge arresters, J. ELOVAARA, K. FOREMAN, A. SCHEI, O. VÖLCKER
- Part 4 : Stresses in metal oxide surge arresters due to temporary harmonic overvoltages, N. MENEMENLIS, M. ENE, J. BELANGER, G. SYBILLE, L. SNIDER
- Part 5 : Protection performance of metal oxide surge arresters, A.R. HILEMAN, J. ROGUIN, K.-H. WECK
- Part 6 : Selection of metal oxide surge arresters characteristics from the standards, L. STENSTROM

The different parts have been reviewed by the Working Group and represent the unanimous view of its members.

The main aim of the report is to describe the severity with which system parameters affect arrester performance and how system performance is affected by the arrester. The material presented forms the basis of an application guide. During the preparation of the report there has been ongoing cooperation with IEC Technical Committee 37 «Surge Arresters» and many of the results have been incorporated in the draft standard for metal oxide surge arresters.

Parafoudres à oxyde métallique dans les réseaux alternatifs

Groupe de Travail 06 du Comité d'Etudes 33

PREAMBULE

Durant ces dernières années, les performances des parafoudres à oxyde métallique dans les réseaux alternatifs triphasés ont été les sujets d'intérêt les plus importants du Groupe de Travail 33.06 "Coordination d'isolement des réseaux alternatifs" du Comité d'Etudes 33 "Surtensions et coordination de l'isolement" de la CIGRE. Le rapport publié dans les parties qui suivent représente l'état de la technique dans le Groupe de Travail :

- Partie 1* : Propriétés générales des parafoudres à oxyde métallique
- Partie 2* : Performances des parafoudres à oxyde métallique sous tension de service
- Partie 3* : Surtensions temporaires et contraintes associées sur les parafoudres à oxyde métallique
- Partie 4* : Contraintes sur les parafoudres à oxyde métallique dues aux surtensions temporaires harmoniques

Partie 5 : Performances de protection des parafoudres à oxyde métallique

Partie 6 : Sélection des caractéristiques de parafoudres à oxyde métallique à partir des normes

Les parties 1, 2 et 3 sont présentées ci dessous. Les parties 4, 5 et 6 seront envoyées pour publication dans *Electra* fin 1989. Par ailleurs, le rapport 33-13 "Contraintes subies par les parafoudres à oxyde métallique dans les réseaux courant alternatif haute tension et courant continu dues aux surtensions temporaires et transitoires et essais correspondants" de la Session 1986 de la CIGRE représente un document de référence pour ce qui concerne les contraintes de surtensions transitoires.

Les documents ont été passés en revue par le Groupe de Travail et représentent le point de vue unanime de tous ses membres.

Les membres du Groupe de Travail sont :

- K.H. Weck, Chef de file (DE)
- A. Schei, Secrétaire (NO)

- B. Bachmann (CH)
- J. Belanger (CA)
- J. Elovaara (FI)
- P.C. Esmeraldo (BR)
- K.F. Foreman (GB)
- A.R. Hileman (US)
- J. Kucera (CS)
- L. Lagostena (IT)
- A.K. Lokhanin (SU)
- D. McGillis (CA)
- Y. Ozaki (JP)
- J. Roguin (M. Rioual) (FR)
- L.A. Snider (CA)
- L. Stenström (SE)
- O. Völcker (DE)

Le but principal des rapports est de décrire la sévérité avec laquelle les parafoudres de réseau affectent les performances des parafoudres, ainsi que la façon dont les performances de réseau sont affectées par les parafoudres. Les matériels présentés forment la base d'un Guide d'Application. Durant la préparation des rapports, il y a eu une coopération avec le Comité Technique 37 de la CEI "Parafoudres" et plusieurs des résultats ont été incorporés dans le projet de norme pour les parafoudres à oxyde métallique.

Partie 1 : Propriétés générales des parafoudres à oxyde métallique

A. SCHEI et K.H. WECK

1. CARACTERISTIQUES GENERALES

1.1 Microstructure

Le matériau constituant l'oxyde métallique est une céramique réalisée en mixant le ZnO avec de petites quantités de matériaux additifs, tels que Bi₂O₃, CaO, Cr₂O₃, MnO, et Sb₂O₃. Ce mélange est alors granulé, séché, pressé sous forme de disques et finalement fritté (1,2). La Figure 1 représente la structure observée au microscope à exploration électronique.

Les grains de ZnO (environ 10 μm de diamètre) ont une résistivité faible et sont entourés par une couche granulaire, qui est un oxyde fortement résistif (environ 0,1 μm d'épaisseur). Les deux entités sont fortement liées entre elles. Le disque peut être représenté par le circuit équivalent montré en Figure 2. R_i représente dans ce schéma la résistance non linéaire des couches granulaires, où la résistivité ρ varie depuis 10⁸ ohm.m pour une contrainte faible de champ électrique, jusqu'à moins de 0,01 ohm.m pour une

contrainte forte. La couche granulaire possède une constante diélectrique relative comprise entre 500 et 1200, en fonction du processus de fabrication. R_z est la résistance des grains de ZnO avec une résistivité d'environ 0,01 ohm.m. L représente l'inductance du disque d'oxyde métallique et est déterminée par la géométrie du chemin d'écoulement de courant.

1.2 Caractéristique tension-courant

Les caractéristiques tension-courant pour la composante résistive I_r et la

Metal oxide surge arresters in AC systems

Working Group 06 of Study Committee 33

FOREWORD

During the past years the performance of metal oxide surge arresters in three-phase AC systems has been the major topic of discussion within Working Group 33.06 "Insulation co-ordination in AC systems" of Study Committee 33 "Overvoltages and Insulation Co-ordination" of CIGRE. The report published in the following parts represents the state of the art within the Working Group :

Part 1 : General properties of the metal oxide surge arrester

Part 2 : Performance of metal oxide surge arresters under operating voltage

Part 3 : Temporary overvoltages and their stresses on metal oxide surge arresters

Part 4 : Stresses in metal oxide surge arresters due to temporary harmonic overvoltages

Part 5 : Protection performance of metal oxide surge arresters

Part 6 : Selection of metal oxide surge arrester characteristics from the standards

The parts 1, 2 and 3 are presented in the following. The parts 4, 5 and 6 will be sent for publication in Electra end of 1989. Furthermore, report 33-13 "Stresses on metal oxide surge arresters in HVAC and HVDC systems by temporary and transient overvoltages and related test" of the CIGRE Session 1986 is referred to concerning transient overvoltage stresses.

The documents have been reviewed by the Working Group and represent the unanimous view of its members.

The members of the Working Group are :

K.H. Weck, Convener (DE)

A. Schei, Secretary (NO)

B. Bachmann (CH)

J. Belanger (CA)

J. Elovaara (FI)

P.C. Esmeraldo (BR)

K.F. Foreman (GB)

A.R. Hileman (US)

J. Kucera (CS)

L. Lagostena (IT)

A.K. Lokhanin (SU)

D. McGillis (CA)

Y. Ozaki (JP)

J. Roguin (M. Rioual) (FR)

L.A. Snider (CA)

L. Stenström (SE)

O. Völcker (DE)

The main aim of the reports is to describe the severity with which system parameters affect arrester performance, and how system performance is affected by the arrester. The material presented forms the basis of an application guide. During the preparation of the reports there has been on going co-operation with IEC Technical Committee 37 "Surge Arresters" and many of the results have been incorporated in the draft standard for metal oxide surge arresters.

Part 1 : General properties of the metal oxide surge arrester

A. SCHEI and K.H. WECK

1. GENERAL CHARACTERISTIC

1.1 Microstructure

The metal oxide material is a ceramic made by mixing ZnO with small amounts of additive materials, such as Bi₂O₃, CoO, Cr₂O₃, MnO, and Sb₂O₃, granulating the mixture, then drying it, pressing it into discs, and finally sintering it [1, 2]. Figure. 1 shows the structure as observed by a scanning electron microscope.

The ZnO grains (about 10 µm diameter) have a low resistivity and are surrounded by a granular layer, which is a high resistive oxide (about 0.1 µm

thick). The two are strongly bonded to each other. The disc can be represented by the equivalent circuit shown in Figure 2. R_i in this figure represents the non-linear resistance of the granular layers, where the resistivity ρ changes from $10^8 \Omega\text{m}$ for low electric field stress to just below $0.01 \Omega\text{m}$ for high stress. The granular layer has a relative dielectric constant between 500 and 1200 depending on the manufacturing process. R_z is the resistance of the ZnO grains with a resistivity of about $0.01 \Omega\text{m}$. L represents the inductance of the metal oxide disc and is determined by the geometry of the current flow path.

1.2 Voltage-current characteristic

The voltage-current characteristics for the resistive component I_r and the capacitive component (I_c) of the current through the metal oxide disc are shown in Figure 3. Based on the conduction mechanism of the microstructure shown in Figure.1, the characteristics of the resistive component are divided into 3 regions :

a) Low electric field region (region 1)

The conduction mechanism in this region is explained by means of energy barriers in the granular layer. The barriers prevent electrons from moving from one grain to another.

composante capacitive I_c du courant passant dans le disque à oxyde métallique sont représentées en Figure 3. Basées sur les mécanismes de conduction de la microstructure représentés en Figure 1, les caractéristiques de la composante résistive sont divisées en 3 régions :

a) Région à champ électrique faible (région 1)

Le mécanisme de conduction dans cette région est explicité au moyen des barrières d'énergie dans la couche granulaire. Les barrières empêchent les électrons de se mouvoir d'un grain vers un autre grain. L'application d'un champ électrique possède l'effet de diminuer ces barrières et les électrons les contournent thermiquement. Ceci est appelé l'émission Schottky (comme dans les diodes à semi-conducteurs, transistors, etc...) et provoque le cheminement d'un faible courant dans le matériau. La densité de courant est donnée approximativement par l'équation 1 (2,3)

$$J_r = J_0 \exp \left[\frac{\sqrt{Ee^3 / 4\pi\epsilon} - \Phi_B}{kT} \right] \quad (1)$$

où J_0 est une constante dépendant du matériau et de la géométrie de la couche granulaire, Φ_B la barrière de potentiel, E la contrainte de champ électrique, e la charge d'un électron, ϵ la constante diélectrique, k la constante de Boltzmann et T la température absolue.

Des températures élevées accroissent l'énergie des électrons qui peuvent contourner les barrières plus facilement.

b) Région à champ électrique moyen (région 2)

Lorsque le champ électrique dans la couche granulaire atteint 100 kV/mm, les électrons se déplacent dans les barrières par effet tunnel, représenté par l'équation 2

$$J_r = J_1 \exp \left[- (A\Phi_B^{3/2} / E) \right] \quad (2)$$

où J_1 et A sont des constantes liées à un matériau spécifique.

c) Région à champ électrique fort (région 3)

Dans cette région, le saut de tension dans la barrière dû à l'effet tun-

nel est faible, et le saut de tension à travers la résistance R_z des grains de ZnO est prédominant. Le courant approche alors graduellement la relation linéaire en fonction de la tension comme le décrit l'équation 3

$$J_r = E/\rho \quad (3)$$

Historiquement, les caractéristiques $U-I$ des résistances SiC ont été décrites par une formule

$$I = K \cdot U^\alpha$$

où k et α sont des constantes liées à un matériau spécifique. Si une telle formule est utilisée pour la composante résistive du courant à travers les disques à oxyde métallique, il faut bien préciser qu'un exposant simple ne peut pas décrire la caractéristique complète. Les exposants α appliqués dépendent de la région de conduction et peuvent varier entre 3 et 50. Même dans une région spécifiée, des valeurs généralisées ne peuvent être appliquées et les caractéristiques réelles des parafoudres doivent être utilisées pour la détermination des constantes.

A partir des essais spécifiés dans la prochaine norme CEI, les caractéristiques tension-courant peuvent être déduites à partir de la tension de référence pour le courant de référence et des tensions résiduelles pour les courants d'impulsion de manoeuvre et de foudre.

En principe, la capacité du disque dépend de la tension et de la température. Dans certains cas, cette dépendance peut être non prise en compte, par exemple pour le calcul de la distribution de tension le long du parafoudre complet à la tension de service.

1.3 Implications

Dans les régions 1 et 2, la tension appliquée au parafoudre croit à travers la couche granulaire. En conséquence, des mesures appropriées doivent être réalisées le long de la surface extérieure des disques, afin d'empêcher des décharges externes à travers les joints intergranulaires entre les grains de ZnO.

Afin de conserver une faible dissipation énergétique dans les parafoudres à oxyde métallique due à la tension de service de réseau, la ten-

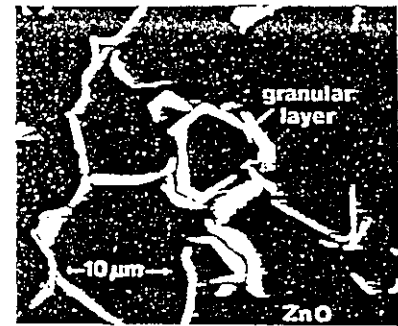


Figure 1. Microstructure d'un matériau à oxyde métallique.

Figure 1. Microstructure of the metal oxide material.

sion de service permanente du parafoudre doit être choisie en région 1. Dans cette région, la valeur crête de la composante de courant résistif est habituellement bien inférieure à 1 mA et la composante de courant capacitif est prédominante. Ceci signifie que la distribution de tension pour la tension de service est capacitive et donc influencée par les capacités parasites et les capacités de répartition. (voir Partie 2)

La composante résistive du courant passant dans la varistance à oxyde métallique en région 1, dépend de la couche granulaire et est donc influencée par la sélection des matériaux et la fabrication réalisées par les constructeurs. Aussi, une variation considérable de la caractéristique du courant résistif peut être attendue pour différents lots de production et en particulier pour différents constructeurs.

Ces deux faits, l'influence capacitive et la dispersion des caractéristiques de courant signifient que la surveillance d'un parafoudre au moyen de mesures de courant est uniquement possible lorsque ce courant est mesuré en service de manière identique à celle effectuée sur le parafoudre neuf. De même, on a pu observer l'influence de la température conformément aux formules 1 et/ou Figure 3. En prenant en compte que la composante de courant résistif varie de quelques % par °C (typiquement 3), l'équilibre thermique du parafoudre doit être attendu pour cette mesure initiale et la mesure comparative doit être réalisée approximativement à la même température ambiante.

Les caractéristiques de protection du parafoudre sont déterminées par les caractéristiques tension-courant

An applied electric field has the effect of lowering these barriers and electrons pass over them thermally. This is called Schottky emission (as in semiconductor diodes, transistors, etc.) and gives rise to a small current through the material. The current density is given approximately by equation 1 [2, 3]

$$J_r = J_0 \exp\left[\frac{\sqrt{E}e^3 / 4\pi\epsilon - \phi_B}{kT}\right] \quad (1)$$

where J_0 is a constant depending on the material and the geometry of the granular layer, ϕ_B the potential barrier, E the electric field stress, e the electron charge, ϵ the dielectric constant, k the Boltzmann's constant and T the absolute temperature.

Higher temperatures increase the energy of the electrons and they can pass over the barriers, more easily.

b) *Medium electric field region (region 2)*

When the electric field in the granular layer reaches about 100 kV/mm, electrons move through the barriers by the tunnel effect, represented by equation 2.

$$J_r = J_1 \exp\left[-(A\phi_B^{3/2} / E)\right] \quad (2)$$

where J_1 and A are constants for a specific material.

c) *High electric field region (region 3)*

In this region, the voltage drop at the barrier due to the tunnel effect is small and the voltage drop across the resistance R_z of the ZnO grains dominates. The current then gradually approaches the linear relation with the voltage described by equation 3.

$$J_r = E/\rho \quad (3)$$

Historically, the $U-I$ characteristics of SiC-resistors have been described by a formula

$$I = K \cdot U^\alpha$$

where k and α are constants for a specific material. If such a formula is used for the resistive component of the cur-

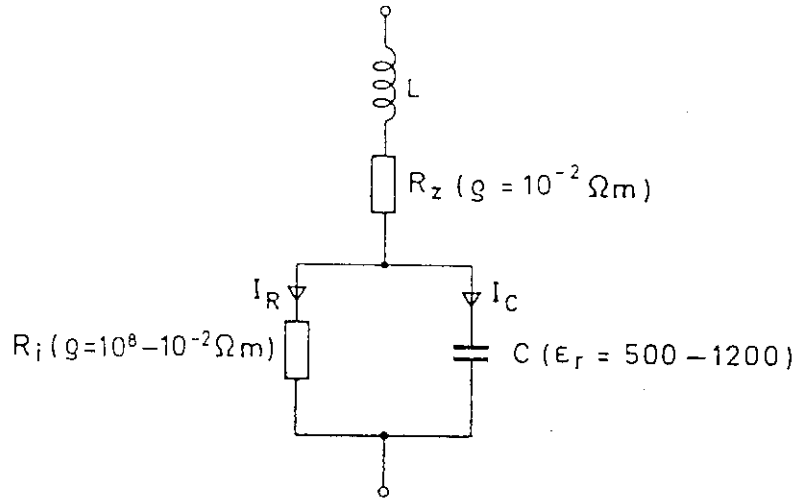


Figure 2. Circuit équivalent d'un disque à oxyde métallique.
Figure 2. Equivalent circuit of a metal oxide disc.

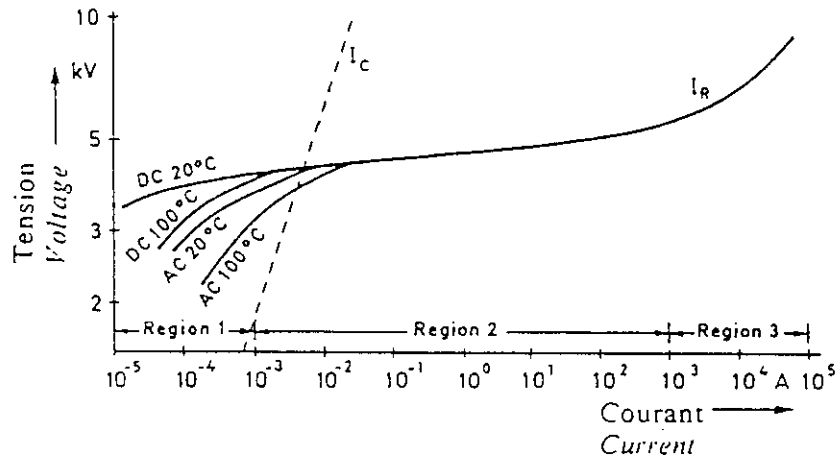


Figure 3. Caractéristiques tension-courant typiques d'un disque à oxyde métallique spécifique (80 mm de diamètre, 20 mm de hauteur).

Figure 3. Typical voltage current characteristics of one specific metal oxide disc (80 mm diameter, 20 mm height).

— I_R : Composante résistive (voir Fig. 2) - ohmic component (see Fig. 2).
- - - I_C : composante capacitive (voir Fig. 2) - capacitive component (see Fig. 2)
(la tension et le courant sont donnés en valeurs crêtes) - (voltage and current are given as peak values)

rent through metal oxide discs, it must be emphasized that a single exponent cannot describe the complete characteristic. The applicable exponents α depend on the conduction region and can vary between 3 and 50. Even in a specific region generalized numbers are not applicable and the actual arrester characteristic must be for the determination of the constants.

From the tests specified in the forthcoming IEC standard the voltage-current characteristic can be derived from the reference voltage at reference current and the residual voltages at switching and lightning impulse currents.

In principle, the capacitance of the disc is voltage and temperature dependent. In some cases, this dependency may be ignored, e.g. for the calculation of the voltage distribution along the complete arrester at operating voltage.

1.3 Implications

In regions 1 and 2 the voltage applied to the arrester drops across the granular layer. Consequently, suitable measures have to be applied along the outer surface of the discs, in order to prevent external discharges across the outer wedges between the ZnO grains.

dans les régions 2 et 3. Dans ces régions, les influences de la température et des capacités ont disparu et l'écart par rapport à la distribution de tension linéaire le long du parafoudre est déterminée uniquement par la dispersion de la caractéristique résistive tension-courant. Il peut être admis que la dispersion est faible et que la distribution de tension est linéaire.

2. DEGRADATION DES CARACTÉRISTIQUES DES PARAFODRES A OXYDE METALLIQUE

Les caractéristiques de la couche granulaire d'une varistance à oxyde métallique peuvent être dégradées par les effets suivants :

— réactions chimiques avec les matériaux environnants

Lorsque les matériaux environnants contiennent des molécules de gaz impropres, par exemple des radicaux chimiques, les oxydes dans la couche granulaire réagiront chimiquement avec ces gaz. De tels gaz seront formés en service, par exemple à partir de décharges partielles à l'intérieur de l'enveloppe, mais les réactions chimiques doivent être empêchées par une conception adéquate, comme par exemple une protection étanche de la surface de la varistance (voir Partie 2a).

— contraintes de tension par la tension de service à température ambiante

Ce type de dégradation est une variation lente du matériau granulaire lui-même. Il est généralement lié à un vieillissement du matériau. Le degré de ce vieillissement dépend de la nature et de la qualité de la couche granulaire et peut être réduit jusqu'à devenir une perturbation négligeable.

— contraintes de courants forts

De forts courants à travers la varistance peuvent conduire à des densités locales de courants excessives dans la couche granulaire, jusqu'à détruire cette dernière partiellement. Cependant, des matériaux sont aujourd'hui disponibles pour lesquels cette dégradation est largement négligeable.

Le vieillissement du matériau est évalué dans la future norme CEI par une procédure appelée "vieillessement". La dégradation du matériau par réactions chimiques est incluse à titre d'essai par les spécifications des produits de décomposition, s'ils existent dans les gaz environnants. Les questions encore en suspens sur ce sujet sont traitées en Partie 2.

La dégradation possible due aux courants de foudre est évaluée par un essai dans les normes, antérieur aux essais de contraintes de service correspondants.

3. STABILITE THERMIQUE

Comme le montrent la Figure 3 et la Formule 1, la composante de courant résistif et donc également la dissipation de puissance dans le parafoudre à la tension de service croissent avec la température avec un exposant supérieur à 1. La puissance dissipée doit être transférée depuis les blocs du parafoudre via l'enveloppe du parafoudre et via les connexions vers l'air environnant. Pour obtenir la stabilité thermique, le transfert de puissance jusqu'à l'environnement pour une température donnée doit dépasser la somme de la puissance interne formée par la dissipation de puissance et les radiations possibles.

La température pour laquelle une instabilité thermique commence, dépend de la construction du parafoudre, c'est à dire des conditions de transfert de chaleur, des caractéristiques du matériau et de la tension de service appliquée. L'énergie nécessaire pour atteindre cette température dépend de la température initiale des blocs de résistances, qui peut ne pas être égale sur le parafoudre complet et dans le temps pendant lequel l'énergie est dissipée dans le parafoudre. Des températures initiales non égales peuvent être dues à une distribution de tension non linéaire le long du parafoudre, ce qui est, en particulier possible lorsque les surfaces conductrices influencent cette distribution, par exemple par pollution. Le temps durant

lequel une forte énergie est consommée dans le parafoudre, peut varier entre quelques 10 μ s pour les courants de foudre, jusqu'à plusieurs secondes pour les surtensions temporaires. Il peut être admis que les temps courts créent les conditions les plus sévères, à cause des températures inégales possibles dans les varistances (filaments chauds) et un transfert de puissance manquant.

4. CONCLUSIONS

Les caractéristiques tension-courant des matériaux à oxyde métallique offrent le degré de non linéarité nécessaire pour satisfaire les spécifications contradictoires d'un niveau de protection faible à des valeurs de courant élevées et un faible courant, c'est à dire une dissipation énergétique faible à la tension de service du réseau. Les parafoudres utilisant ces matériaux peuvent de ce fait être raccordés au réseau sans éclateurs en série déconnectant les varistances de la tension de service.

La structure et le mécanisme de conduction du courant à travers le matériau font qu'il est évident qu'un parafoudre à oxyde métallique sans éclateurs en série peuvent représenter un équipement fiable dans le réseau, si ses caractéristiques tension-courant restent stables dans le temps et si elles sont sélectionnées de manière adéquate en fonction des contraintes de tension de service. Ces contraintes et la sélection adéquate des caractéristiques de parafoudres sont détaillées dans les Parties qui suivent.

REFERENCES

- [1] M. Matsuoka "Non-ohmic properties of zinc oxide ceramics" *J. of Appl.Phys.* Vol 10, N° 6 p 736 (June 1971)
- [2] K. Eda "Conduction mechanism of non-ohmic zinc oxide ceramics" *J. of Appl.Phys.* Vol 49, N° 5 p 2964 (1978)
- [3] L.M. Levinson, H.R. Philipp "The physics of metal oxide arresters" *J. of Appl.Phys.* Vol 46, p 1332 (1975)

In order to keep the power dissipation in a metal oxide arrester due to the system operating voltage small, the continuous operating voltage of the arrester has to be chosen in region 1. In this region the peak value of the resistive current component is usually well below 1 mA and the capacitive current component is predominant. This fact means that the voltage distribution at operating voltage is capacitive and thus influenced by stray and grading capacitances (see Part 2).

The resistive component of the current through the metal oxide varistor in region 1 depends on the granular layer and is thus influenced by the manufacturers selection of materials and production. Hence, considerable variation of the resistive current characteristic for different production lots and, in particular, for different manufacturers should be expected.

Both facts, the capacitive influences and the dispersion of the current characteristics mean, that an arrester supervision by means of a current measurement is only possible, when this current is measured in service installation at the same, new arrester. Even then the temperature influence according to formula 1 and/or Figure 3 has to be observed. Taking into account that the resistive current component changes by several % per °C (typically 3), the thermal equilibrium of the arrester has to be waited for in this initial measurement and the comparison measurement has to be carried out at approximately the same ambient temperature.

The protection characteristics of the arrester are determined by the voltage-current characteristic in region 2 and region 3. In these regions the influences of temperature and capacitances have disappeared and the deviation from the linear voltage distribution along the arrester is only determined by the dispersion of the resistive voltage-current characteristic. It can be assumed that this dispersion is small and the voltage distribution is linear.

2. DEGRADATION OF THE METAL OXIDE ARRESTER CHARACTERISTICS

The characteristics of the granular layer of metal oxide varistor can be degraded by the following effects :

— *Chemical reactions with the surrounding material.*

When the surrounding material contains unsuitable gas molecules; e.g. such as chemical radicals, the oxides in the granular layer will chemically react with these gases. Such gases may be formed in service, e.g. by partial discharges inside the housing, but chemical reactions have to be prevented by a suitable design, e.g. by a tight coating of the varistor surface (see Part 2a).

— *Voltage stresses by the operating voltage at ambient temperature.*

This type of degradation is the slow change of the granular material itself. It is generally referred to as material ageing. The degree of this ageing depends on the nature and the quality of the granular layer and can be reduced to a negligibly small scale.

— *High current stresses.*

High currents through the varistor can lead to excessive local current densities through the granular layer, thus partially destroying it. However, materials are available today, in which this degradation is negligibly small.

The material ageing is assessed in the forthcoming IEC Standard by the so-called ageing procedure. The material degradation by chemical reactions is tentatively included by the requirement that decomposition products, if any, should be present in the surrounding gas. The questions still open in this respect are addressed in Part 2.

The possible degradation due to current surges is assessed by a test in the standards prior to the relevant operating duty test.

3. THERMAL STABILITY

As shown in Figure 3 and formula 1 the resistive current component and thus also the power dissipation in the arrester at the operating voltage increases with the temperature with an exponent greater than 1. The dissipated power has to be transferred from the arrester blocks via the arrester housing and via the connections to the surrounding air. To achieve thermal stability, the power transfer to the environment for a given temperature must exceed the sum of the input power formed by the power dissipation and possible radiations.

The temperature, at which thermal instability begins depends on the arrester construction, i.e. the heat

transfer conditions, the material characteristic and the applied operating voltage. The energy necessary to reach this temperature depends on the initial temperature of the resistor blocks, which may be not equal over the complete arrester and on the time, in which the energy is put into the arrester. Not equal initial temperatures may originate from a non-linear voltage distribution along the arrester, which is, in particular, possible, when conductive surfaces e.g. by pollution influence this distribution. The time, in which a high energy is to be consumed inside an arrester, can vary between some 10 μ s at lightning currents to several seconds at temporary overvoltages. As a tendency it can be assumed that the shorter times create the more severe conditions, owing to possible unequal temperatures within the blocks (hot filaments) and missing power transfer.

4. CONCLUSIONS

The voltage-current characteristic of the metal oxide material offers the degree of non-linearity necessary to fulfil the mutually contradicting requirements of a low protection level at high current values and a low current, i.e. a low power dissipation, at the system operating voltage. Surge arresters using this material, therefore, can be connected to the system without series spark-gaps disconnecting the varistors from the operating voltage.

Structure of and current conduction mechanism through the material make evident that a metal oxide arrester without series gaps can represent a reliable equipment in the system, if its voltage-current characteristics remain stable with time and if they are selected adequately with respect to the voltage stresses in service. These stresses and the adequate selection of the arrester characteristics are dealt with in the following parts.

REFERENCES

- [1] M. Matsuoka "Non-ohmic properties of zinc oxide ceramics" J. of Appl. Phys. Vol. 10, No 6 p 736 (June 1971)
- [2] K. Eda "Conduction mechanism of non-ohmic zinc oxide ceramics" J. of Appl. Phys. Vol. 49 No 5 p 2964 (1978)
- [3] L.M. Levinson, H.R. Philipp "The physics of metal oxide arrester" J. of Appl. Phys. Vol. 46 p 1332 (1975)

1. INTRODUCTION

Comme un parafoudre doit être conçu pour être thermiquement stable, le courant à travers le parafoudre à la tension de service du réseau doit rester complètement dans la région 1 de la caractéristique tension-courant. Comme déjà représenté en Partie 1, Figure 3, le courant dans les blocs de varistance à oxyde métallique est principalement capacitif dans cette région, même à des températures élevées des blocs. Par conséquent, la tension à travers les éléments de varistance est déterminée par leur capacité et de ce fait influencée par les capacités parasites.

Pour les parafoudres extérieurs, les disques à oxyde métallique sont habituellement construits à l'intérieur d'une enveloppe en porcelaine, qui isole hermétiquement la partie active de l'atmosphère. Comme ces disques se conduisent électriquement comme plusieurs capacités connectées en série, les capacités parasites à la terre provoquent une déformation de la distribution de tension axiale linéaire, avec des contraintes de tension plus élevées des éléments supérieurs des parafoudres. Cette déformation de la distribution linéaire est influencée par différents paramètres comme la hauteur du parafoudre, le nombre et la longueur des unités de parafoudre et d'anneaux de répartition.

Sous conditions de pollution, les courants couplés capacitivement entre, la surface en porcelaine et la colonne à oxyde métallique, et le couplage résistif complémentaire entre les capots et les parties actives pour les parafoudres à unités multiples, résultent en une distorsion complémentaire de la distribution de tension.

Dans les deux cas, la distribution de tension non linéaire a pour conséquence qu'un certain nombre de varistances à oxyde métallique sont sujets à une tension de service permanente accrue et par conséquent à des contraintes thermiques supérieures.

2. DISTRIBUTION DE TENSION SOUS CONDITIONS SECHES ET PROPRES

2.1 Distribution de tension

Pour optimiser la distribution de tension le long de l'axe des parafoudres, l'influence des différents paramètres doit être recherchée, parmi lesquels les plus importants sont :

- la température du parafoudre
- le site d'installation
- les dispositifs de répartition

Pour présenter le phénomène, un échantillon constitué d'un parafoudre à 3 unités avec une tension assignée de 360 kV et monté au sol a été utilisé pour investigations. Les détails des résultats de calcul sont rapportés en référence (1). La Figure 1 rappelle les déviations maximales calculées des distributions de tension linéaires pour les 3 températures ambiantes sélectionnées. A la tension de service permanente du parafoudre de 292 kV, la déviation maximale de la distribution de tension linéaire apparaît dans l'unité supérieure et décroît respectivement de 16% à 20°C jusqu'à 9% à 35°C et 5% à 45°C de température ambiante. Un calcul postérieur avec une température de 120°C dans les trois unités a été réalisé pour couvrir également la plage de température intéressant l'instabilité thermique. Des essais comparatifs ont été réalisés à l'aide de deux méthodes indirectes relativement simples, pour lesquelles des valeurs comme le potentiel des capots ainsi que le courant de varistance dans les colonnes furent déterminées et comparées avec les calculs respectifs (1). Les deux mesures ont montré un accord satisfaisant avec les calculs.

Les résultats démontrent qu'avec une température de varistance en augmentation, la composante de courant résistif de la varistance contribue à une distribution de tension plus linéaire dans le parafoudre. La plage de température dans laquelle la distribution de tension varie depuis une valeur capacitive non linéaire vers une valeur résistive linéaire, dépend fortement de

l'amplitude de la composante de courant résistif à la tension de service permanente, c'est à dire des pertes énergétiques à cette tension. Le résultat représenté en Figure 1 ne peut, de ce fait, être en général considéré comme correct pour tous les parafoudres. Il peut être admis que la plage de température de transition tend à changer aux fortes températures pour les varistances modernes, pour lesquels les pertes énergétiques sont plus faibles que dans l'exemple de parafoudre considéré ici. Il est de ce fait nécessaire d'appliquer les caractéristiques tension-courant des éléments de varistance réellement utilisés dans le parafoudre, lorsque l'effet linéarisant de la composante résistive de courant sera inclus dans les calculs.

Il faut noter que les différentes températures utilisées pour les trois unités dans les calculs sont établies à partir d'essais sur le parafoudre réel. La prévision de ces températures par calcul nécessite la simulation de nombreux autres facteurs d'influence, spécialement les caractéristiques de transfert de chaleur et semble être difficile pour l'instant.

2.2 Influence de l'installation

Le type d'installation du parafoudre possède une influence importante sur la déformation de la distribution de tension depuis sa forme linéaire. Par exemple, pour le parafoudre à 3 unités placé au sol, une déformation maximale depuis la distribution de tension linéaire de 16% a été obtenue. Lorsque le même parafoudre est monté sur un support métallique de 2,5 m de haut, la déformation maximale par rapport à la linéarité tombe à 12% (1).

En plus de l'installation du parafoudre lui-même, les objets environnants, à la terre ou sous tension, possèdent également un effet sur la distribution de tension. A partir de différents modes de calcul, ces effets peuvent être quantifiés comme :

- Les objets à la terre tels que les murs situés à une distance raisonnable du parafoudre, c'est-à-dire à

Part 2 : Performance of metal oxide surge arresters under operating voltage

B. BACHMANN and A. SCHEI

1. INTRODUCTION

As the surge arrester has to be designed to be thermally stable, the current through the arrester at the system operating voltage has to stay well within region 1 of the voltage-current characteristic. As already shown in Part 1, Figure 3, the current through the metal oxide varistor block is mainly capacitive in this region even at elevated temperatures of the blocks. Consequently, the voltage across the varistor elements is determined by their capacitance and thus influenced by stray capacitances.

For outdoor arresters the metal oxide discs are usually built into a porcelain housing, which hermetically seals the active part from the atmosphere. As these discs behave electrically as several capacitors connected in series, the stray capacitances to earth cause a deviation from the linear axial voltage distribution with higher voltage stress of the upper elements in the arresters. This deviation from the linear distribution, is influenced by different parameters, such as arrester height, number and length of arrester units and grading rings.

In polluted conditions, capacitively coupled currents between the porcelain surface and metal oxide column and additional ohmic coupling between flanges and active parts, in case of multiple unit arresters, result in a further distortion of the voltage distribution.

In both cases the non-linear voltage distribution has the effect that a number of the metal oxide varistors are subjected to increased continuous operating voltage and consequently to increased thermal stresses.

2. VOLTAGE DISTRIBUTION IN DRY AND CLEAN CONDITIONS

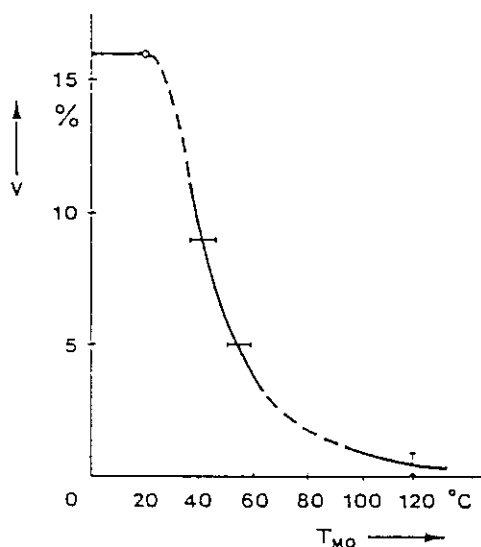
2.1 Voltage distribution

To optimize the voltage distribution along the axis of the arresters the influences of different parameters have to be investigated, from which the most important are :

- Arrester temperature
- Installation site and
- Grading measures

To present the phenomena a basic example consisting of a 3-unit arrester with a rated voltage of 360 kV mounted on an earth plane has been investigated. Details of the calculation results are reported in reference [1]. Figure 1 recalls the calculated maximum deviations from the linear voltage distributions for 3 selected ambient temperatures. At the continuous operating voltage of the arrester of 292 kV the maximum deviation from the linear

voltage distribution occurs within the upper unit and decreases from 16 % at 20 °C to 9 % at 35 °C and to 5 % at 45°C ambient temperature respectively. A further calculation with a temperature of 120 °C in all three units has been added, to cover also the temperature range of interest for thermal instability. Comparative tests were made using two relatively simple indirect methods, where integral quantities like flange potential and varistor current in the columns were determined and compared with the respective calculations [1]. Both measurements showed a satisfactory agreement with the calculations.



	20°C ambiante ambient	35°C ambiante ambient	45°C ambiante ambient
unité du parafoudre arrester unit	$\tau^{\circ}OM/MO-Temp.$	$\tau^{\circ}OM/MO-Temp.$	$\tau^{\circ}OM/MO-Temp.$
supérieure upper	20°C	45°C	60°C
médiane middle	20°C	41°C	55°C
inférieure lower	20°C	36°C	48°C
	$v = 16\%$	$v = 9\%$	$v = 5\%$

Figure 1. Variation maximale calculée de la distribution de tension linéaire (%) du parafoudre monté au sol à la tension de service permanente de 292 kV en fonction de la température du parafoudre.

Figure 1. Calculated maximum deviation from the linear voltage distribution (%) of the arrester mounted at earth plane at the continuous operating voltage of 292 kV dependent on the arrester temperature.

une distance de coordination d'isolement conforme à la Publication 71-2 de la CEI, augmentent la déformation maximale à partir de la distribution de tension linéaire de 3-5%. Lorsque la distance augmente, cette influence tombe rapidement à moins de 1%.

— Les objets sous tension à la tension des deux autres phases accroissent également la non linéarité de la distribution de tension. L'effet est plus prononcé pour le parafoudre de la phase médiane. Pour les espacements phase-phase habituellement utilisés dans les réseaux à haute tension pour les matériels allant jusqu'à 525 kV, la déformation depuis la distribution de tension linéaire varie typiquement entre 3% et 9%.

— Les objets sous tension de la même phase comme les conducteurs, améliorent la distribution de tension. Pour les mêmes distances que celles mentionnées ci dessus, une linéarité de 2-4% peut être espérée. La position des conducteurs par rapport au parafoudre, aussi bien horizontale que verticale, ne possède qu'une influence mineure, pourvu que le conducteur soit au dessus du sommet du parafoudre.

2.3 Influence des dispositifs de répartition

Différents dispositifs sont possibles pour influencer la distribution de tension axiale. Les solutions les plus efficaces sont :

- installation appropriée des anneaux de répartition
- sélection appropriée des blocs de varistances
- arrangement approprié des blocs de varistances dans la colonne de varistances

Toutes ces dispositions appelées "passives" peuvent être appliquées simultanément pour fournir une optimisation de la répartition.

Pour démontrer l'influence des anneaux de répartition, l'échantillon de base pourra être utilisé une fois de plus. La Figure 1 rapporte une déviation maximale par rapport à la linéarité de 16% environ à 25°C de température ambiante. Le calcul sur le même exemple sans anneaux de répartition, montre que la distribution de tension sera détériorée d'une amplitude telle,

que le courant dans les éléments supérieurs passe dans la région 2 de la caractéristique tension-courant. Ceci est vrai même si les varistances sont soigneusement sélectionnées et arrangées par une procédure optimisée. Si on néglige ce paramètre, la tension augmentera d'autant plus.

En conclusion, il peut être établi que l'insertion d'anneaux de répartition en tant que dispositif pour améliorer la distribution de tension est la plus efficace. La sélection correcte des varistances ainsi que leur arrangement correct possèdent également une influence significative, mais qui reste inférieure à celle des anneaux de répartition.

2.4 Conséquences

Les conséquences qui peuvent être tirées des résultats présentés sont différentes pour les deux aspects importants des contraintes de tension de service sur le parafoudre, à savoir vieillissement et stabilité thermique.

Vieillessement

Le vieillissement chimique à long terme d'un parafoudre sec et propre apparaît à des températures de 40°C et moins. A de telles températures, la distribution de tension le long du parafoudre peut être principalement non linéaire. Des tensions supérieures à celles correspondant à leur fraction linéaire de 10% ou même plus, peuvent exister pour certaines unités et le vieillissement de ces pastilles peut être accéléré à cause de cette augmentation.

L'essai prévu bientôt dans le projet de norme CEI (2) suppose une non linéarité de 3% par mètre de longueur de parafoudre pour la détermination de la tension à appliquer durant l'essai de vieillissement. Les calculs et les mesures rapportés ci dessus montrent qu'une linéarité ne peut être obtenue que par une répartition capacitive correcte du parafoudre. Le vieillissement des varistances dans les parafoudres à oxyde métallique ayant des dispositifs de répartition insuffisants ou des conditions de montage insuffisantes, n'est pas couvert de manière sûre. Même une acceptation de non linéarité accrue, par exemple de 5% par mètre de longueur de parafoudre, nécessite une maîtrise de la distribution de tension à l'aide de dispositifs de répartition.

Il est évident que les parafoudres à enveloppe métallique, par exemple dans les PSEM ou autre appareillage à enveloppe métallique, nécessitent une répartition capacitive spéciale à cause des capacités parasites à la terre accrues, et la linéarité obtenue doit être établie par calcul ou mesure.

Les résultats de calcul prouvent que le calcul de la distribution de tension utilisant le circuit équivalent capacitif pur résulte en une non linéarité maximale. L'utilisation d'un tel circuit pour vérifier une exigence de linéarité est de ce fait adéquate.

Stabilité thermique

Un parafoudre à oxyde métallique peut être thermiquement instable uniquement aux hautes températures. Généralement, des températures de varistances largement supérieures à 100°C sont nécessaires. A de telles températures, la distribution de tension est linéaire, même si la température n'est pas exactement la même dans toutes les résistances. La stabilité thermique n'est de ce fait pas affectée par la répartition sur le parafoudre et peut être essayée à la tension de service permanente.

3. PERFORMANCES SOUS CONDITIONS HUMIDES ET POLLUEES

3.1 Généralités

Pendant le temps où existe une pollution externe sur l'enveloppe du parafoudre provoquée par exemple par le sel marin, ou les poussières industrielles, un courant de fuite s'écoulera dans la couche polluée, si la couche est humidifiée par le brouillard, la pluie ou la neige humide. Ce courant de fuite sera irrégulièrement réparti le long de la circonférence de l'isolateur. Si, de surcroît, le diamètre de l'enveloppe varie, la densité du courant de fuite et en conséquence la dissipation énergétique ainsi que le séchage de la couche polluée varieront le long du parafoudre. Des bandes sèches s'établissent, ayant pour conséquence que la distribution de tension extérieure diffèrera de la distribution de tension le long de l'empilage de varistances dans le parafoudre. Des différences de tension radiales sont établies le long du parafoudre, résultant en un transfert de courant depuis la couche polluée extérieure vers les varistances intérieures par couplage capacitif. Ceci

The results demonstrate that with increasing varistor temperature the ohmic current component of the varistor contributes to a more linear voltage distribution in the arrester. The temperature range, in which the voltage distribution changes from non-linear capacitive to linear resistive, strongly depends on the amplitude of the resistive current component at continuous operating voltage, *i.e.* on the power loss at this voltage. The result shown in Figure 1, therefore, cannot be considered as generally valid for all arresters. As a tendency it can be assumed that the transition temperature range is shifted to higher temperatures for modern varistors, for which the power losses are smaller than in the example arrester considered here. It is, therefore, necessary to apply the voltage-current characteristics of the varistor elements actually used in the arrester, when the linearizing effect of the ohmic current component shall be included in the calculation.

It has to be mentioned that the different temperatures for the three units used in the calculations are established by tests on the actual arrester. The prediction of these temperatures by calculation requires the stimulation of many other influences, especially heat transfer characteristics, and seems to be untrustable at present.

2.2 Influence of installation

The type of installation of the arrester has a remarkable influence on the deviation of the voltage distribution from linear. For example, for the 3-unit arrester situated on the ground plane a maximum deviation from the linear voltage distribution of 16 % has been obtained. When the same arrester is mounted on a 2.5 m high metal support, the maximum deviation from linear decreases to 12 % [1].

Besides the arrester installation itself also surrounding objects, earthed or energized, have an effect on the voltage distribution. From various calculations these effects can be quantified:

- Earthed objects such as walls in a reasonable distance from the arrester, *i.e.* insulation co-ordination clearance according to IEC Publ. 71-2, increase the maximum deviation from the linear voltage distribution by 3-5 %. With increasing distance this influence rapidly falls below 1 %.

- Objects energized with the voltage of the two other phases also increase the non-linearity of the voltage distribution. The effect is most pronounced for the center phase arrester. For the phase-to-phase clearances usually applied in systems with highest voltages for equipment up to 525 kV the deviation from the linear voltage distribution varies typically between 3 % and 9 %.

- Energized objects of the same phase such as conductors ameliorate the voltage distribution. For the same distances as mentioned above a linearization by 2-4 % can be expected. The position of the conductors with respect to the arrester, *i.e.* horizontal or vertical, has a minor influence, provided the conductor is above the arrester top.

2.3 Influence of grading measures

Various measures are possible to influence the axial voltage distribution. The most effective possibilities are:

- Suitable installation of grading rings.
- Suitable selection of the varistor blocks.
- Suitable arrangement of the varistor blocks in the varistor column.

All these measures are so called "passive" and should be applied simultaneously to achieve an optimization of the grading.

To demonstrate the influence of grading rings the basic example shall be taken once more. Figure 1 reports a maximum deviation from linear of about 16 % at 25 °C ambient temperature. If the same example is calculated without grading rings the voltage distribution will deteriorate to such an extent that the current through the upper elements enters region 2 of the voltage-current characteristics. This is valid even if the varistors are still selected and arranged in an optimized procedure. Should one neglect even this measure, the deterioration would increase still more.

In conclusion, it can be stated, that the insertion of grading rings as a passive measure to improve the voltage distribution is the most effective. The correct selection of the varistors as well as the correct arrangement also have a significant influence, but less than grading rings.

2.4 Consequences

The consequences to be drawn from the presented results are different for the two important aspects in the operating voltage stress on the arrester, aging and thermal stability.

Ageing :

The long term chemical ageing of a clean and dry arrester occurs at temperatures at 40 °C and below. At such temperatures the voltage distribution along the arrester can be essentially non-linear. Higher voltages than those corresponding to their linear fraction by 10 % or even more can exist at some units and the ageing of these blocks may be accelerated by this increase.

The test presently foreseen in the IEC, draft standard [2] assumes a non-linearity of 3 % per meter arrester length for the determination of the voltage to be applied during the ageing test. Calculations and measurements reported above show that such a linearity can only be achieved by a correct capacitive grading of the arrester. The ageing of the varistors in metal oxide arresters with insufficient grading measures or in unfavourable mounting conditions is not safely covered. Even an increased permissible non-linearity, *e.g.* to 5 % per meter arrester length, requires a control of the voltage distribution by grading measures.

It is evident that metal-enclosed arresters, *e.g.* in GIS or other metal-enclosed switchgear, need special capacitive grading owing to the increased stray capacitances to earth and the achieved linearity should be established by calculation or measurement.

The calculation results prove that the calculation of the voltage distribution using the pure capacitive equivalent circuit results into the highest non-linearity. The use of such a circuit to prove a claimed linearity, therefore, is adequate.

Thermal stability :

A metal oxide arrester can be thermally instable only at high temperatures. Generally, varistor temperatures far above 100 °C are necessary. At such temperatures the voltage distribution is linear, even if the temperature is not absolutely the same in all resistors. The thermal stability, therefore, is not affected by the surge arrester grading and can be tested at continuous operating voltage.

signifie que les varistances shuntent les bandes sèches et peuvent être contraintes par un courant considérablement plus élevé que ce qui est normal pour des enveloppes sèches et propres. De plus, une partie du courant de fuite externe d'une unité peut s'écouler à travers les varistances d'une autre unité par les capots qui représentent une connexion galvanique entre la couche polluée externe et les varistances.

En fonction de la conception du parafoudre, la conséquence de ce comportement peut résulter à ce que la température accrue des varistances provoque une instabilité thermique, si elle est combinée avec des surtensions ou des défauts de réseaux. Ceci nécessitera que la température des varistances provoquée par la pollution soit un des paramètres importants des essais de contraintes en service des parafoudres à oxyde métallique.

La différence entre les distributions de tension le long des varistances et le long de la surface de l'enveloppe extérieure du parafoudre provoque une contrainte de tension radiale, qui peut initier des décharges partielles internes modifiant la composition des gaz à l'intérieur du parafoudre. Si les varistances ne sont pas efficacement protégées par une couche imperméable sur leur surface, ceci peut conduire à leur détérioration. De surcroît, de possibles dépôts sur les surfaces des varistances peuvent conduire à une conductivité de surface accrue sur les varistances, à cause des décharges partielles, dans le cas où l'intérieur du parafoudre n'est pas conservé suffisamment sec.

En principe, les deux effets sont indépendants, et les conditions de surface amenant un accroissement de l'un des deux effets peuvent être différentes.

3.2 Informations obtenues à partir d'essais sur site

A partir d'essais de pollution naturels sur les parafoudres à oxyde métallique sans éclateurs, il a pu être observé que l'échauffement des varistances peut être distribué de manière non linéaire le long du parafoudre. La partie du parafoudre (supérieure – médiane – inférieure) qui atteint la plus forte température varie d'un essai à l'autre. Il semble être statistiquement variable. Par ailleurs, la température peut rester

uniforme dans le parafoudre pendant une longue durée, et peut alors devenir non uniforme, ou bien peut devenir non uniforme juste après exposition. Si la température maximale apparaît pendant ce temps, cela peut être par hasard. Il existe des indications venant des essais sur site qui montrent que les fortes températures sont probablement générées durant un nombre relativement faible d'incidents de pollution externe, ce qui explique ces observations contradictoires.

Les essais menés sur quatre sites différents avec des conditions de pollution réputées sévères, ont révélé dans trois cas une sévérité de pollution modérée ou faible pour ce qui concerne les contraintes sur les parafoudres à oxyde métallique. Cependant, il est évident qu'il existe des sites où les parafoudres à oxyde métallique peuvent être contraints au delà du défaut thermique. Ceci montre qu'il serait irréaliste de prévoir les mêmes spécifications de pollution à tous les parafoudres indépendamment de leur implantation. Par conséquent, une procédure appropriée de classification de la sévérité de pollution (zones de pollution) doit être établie en fonction des contraintes sur les parafoudres à oxyde métallique.

Il peut également arriver qu'une énergie plus importante soit accumulée par le parafoudre à cause de nombreuses petites impulsions de courants de fuite au lieu de quelques impulsions de forte amplitude. Toutefois, la distribution de ces impulsions de courant dans le temps est très importante pour ce qui est du refroidissement possible des parafoudres à oxyde métallique. Par conséquent, l'amplitude de l'impulsion de courant, la durée de l'impulsion de courant ainsi que la durée d'activité de la pollution doivent être pris en considération lors de la détermination des contraintes sur le parafoudre.

Ceci conduit au besoin d'une nouvelle classification de sévérité de pollution pour les contraintes des parafoudres à oxyde métallique. La densité de dépôt salin équivalent (ESDD) n'est pas représentative si l'intensité et la durée de l'activité de pollution attendus ne sont pas définis. Des courants externes très élevés, mais apparaissant durant des périodes très courtes ne seront, par exemple, pas décisives pour les parafoudres à oxyde métallique.

3.3 Méthodes d'essais en laboratoire

Une température de varistance élevée peut être obtenue par plusieurs des méthodes d'essais de pollution artificielle utilisées présentement par différents laboratoires. Toutefois, indépendamment de la méthode d'essai choisie, la contrainte sur le parafoudre en laboratoire doit être corrélée avec les contraintes en service normal sur le parafoudre.

Même les essais avec une faible pollution au regard du risque d'amorçage externe, mais distribuée de manière non linéaire le long de l'enveloppe du parafoudre, peuvent, lorsqu'ils sont appliqués durant plusieurs heures et en fonction de la conception du parafoudre, conduire à une température supérieure à 60°C comme spécifié dans l'essai de contraintes en service de la CEI. Par conséquent, il peut être difficile de donner une information générale sur le comportement des parafoudres, même sous faible pollution.

Certaines incertitudes existent aujourd'hui pour ce qui concerne l'essai de pollution artificielle sur les parafoudres à oxyde métallique. Il faudra quelques années jusqu'à ce qu'une procédure CIGRE soit mise au point. Ces incertitudes ont résulté en des essais plutôt compliqués, comme les essais des normes ANSI ou des normes japonaises. Les parafoudres essayés à partir de ces normes semblent, cependant, bien se comporter en service.

3.4 Augmentation de la température des varistances due à la pollution

Les investigations sur l'augmentation de température des éléments de varistance est l'un des points clés étudié par le Groupe d'Action 33.04.06 de la CIGRE : Essais de pollution des parafoudres à oxyde métallique des réseaux à courants alternatifs et continus. Un rapport traitant des paramètres influençant cette augmentation de température et les procédures d'essais appropriées relatives aux conditions de service réelles est en préparation par ce groupe. Le degré des contraintes dépend de paramètres tels que :

— Nombre d'unités d'un parafoudre

Pour une conception de parafoudre donnée, le parafoudre à une seule

3. PERFORMANCE IN WET AND POLLUTED CONDITIONS

3.1 General

During conditions with external pollution on the arrester housing caused by for instance salt from the sea or dust from the industry a leakage current will flow in the pollution layer, if the layer is wetted by fog, rain or wet snow. This leakage current will be unevenly distributed along the circumference of the insulator. As the housing diameter is varying in addition, the leakage current density and consequently the power dissipation and drying of the pollution layer will be varying along the arrester. Dry bands are established with the consequence that the external voltage distribution will differ from the voltage distribution along the stack of the varistors inside the arrester. Radial voltage differences are established along the arrester resulting in a transfer of current from the pollution layer outside to the varistors inside via the capacitive coupling. This means that the varistors are shunting the dry bands and may be stressed by a considerably higher current than what is normal for dry and clean housings. In addition, a part of the external leakage current on one unit may flow through the varistors in another unit via the metal flanges that represent a galvanic connection between the external pollution layer and the varistors.

Depending on the arrester design the consequence of this behaviour may be that the increased varistor temperature may cause thermal instability, if combined with overvoltages and faults in the network. This will require that the varistor temperature caused by pollution has to be one important parameter in the MOA operating duty test of a metal-oxide arrester.

The difference between the voltage distributions along the varistors and along the outside housing surface of the arrester causes a radial voltage stress, which may initiate internal partial discharges changing the composition of the gas within the arrester. If the varistors are not effectively sealed by a tight cover on their surface, this may lead to a deterioration of them. In addition possible deposits on the varistor surfaces may cause increased surface conductivity on the varistors due to partial discharges, in case the interior

of the arrester is not kept sufficiently dry.

In principle both effects are separate and the surface conditions giving rise to one of the two effects can be different.

3.2 Information obtained from field tests

From natural pollution tests on metal oxide arresters without gaps it is observed that the heating of the varistors may be non-linearly distributed along the arrester. What part of the arrester (top-middle-bottom) reaches the highest temperature varies from one exposure to another. It seems to be statistically varying. Furthermore, the temperature may stay uniform within the arrester for a long time and may then become non-uniform or it may run non-uniform already after a much shorter time of exposure. At what time the maximum temperature occurs seems also to be random. There are indications from field tests that high temperatures are most probably generated during a relatively small number of incidents of external pollution explaining these inconsistent observations.

Tests performed on 4 different sites with expected severe pollution conditions have in 3 cases revealed moderate or low pollution severity regarding stresses on MOA. However, evidently, there exists places where MOA can be stressed beyond thermal run-away. This indicates that it would be unrealistic to put the same pollution requirement to all arresters independent of their location. Consequently, a relevant procedure for classification of pollution severity (pollution zones) with respect to MOA-stresses has to be established.

It may also happen that more energy is accumulated by the arrester due to the many small leakage current pulses than due to the few with high amplitude. However, the distribution of these current pulses in time is very important with respect to the possible cooling of the MOA. Consequently, the current pulse amplitude, the current pulse duration as well as the duration of pollution activity have all to be considered when determining the arrester stress.

This leads to the need of a new classification of pollution severity with regards to stresses on MO-arrester. The equivalent Salt Deposit Density

(ESDD) is not relevant if not the intensity and duration of expected pollution activity is defined. Very high expected external currents but appearing during short periods of time will for instance not be decisive for MOA.

3.3 Laboratory test methods

A high varistor temperature may be obtained by several of the artificial pollution test methods used at present by different laboratories. Independent from what test methods is chosen, however, the arrester stress in the laboratory has to be correlated to the arrester stresses in normal service.

Even tests with light pollution with respect to the risk of external flash-over, but non-linearly distributed along the arrester housing, may when run during several hours in some cases depending on the arrester design cause a varistor temperature above the 60 °C as specified in the IEC operating duty test. Consequently, it may be difficult to give a general information about arrester behaviour even in light pollution.

Many uncertainties exist to-day regarding the artificial pollution test on metal-oxide arresters. It will therefore take some years until a CIGRE procedure is worked out. These uncertainties have resulted in rather rough tests like the ANSI and the Japanese standard tests. Arresters tested according to these standards seem, however, to have behaved well in service.

3.4 Varistor temperature increase caused by pollution

The investigation of the temperature increase of the varistor elements is one of the topics of CIGRE Task Force 33.04.06 : Pollution test for AC and DC metal oxide surge arresters. A report dealing with the parameters influencing this temperature increase and suitable test procedures relevant for the actual service conditions is under preparation within this group. The degree of stress depends on parameters such as :

— *Number of arrester units*

For a given arrester design the single-unit arrester is the one least sensitive to pollution. In case of multi-unit arresters a part of the external surface current is diverted to the internal varistor stack via the flanges, thus stressing some of the units more than

unité est le moins sensible à la pollution. Dans le cas de parafoudres à plusieurs unités, une partie du courant superficiel externe est détournée vers la périphérie des varistances internes à travers les capots, contraignant ainsi plus certaines unités que d'autres. En essais de laboratoire, il a été trouvé que la température la plus élevée apparaissait dans l'unité supérieure du parafoudre dans la plupart des cas, mais pas dans tous les cas. Les essais sur site montrent jusqu'à présent que les températures les plus élevées se trouvent quelquefois dans l'unité haute et quelquefois dans l'unité basse. Il faut cependant reconnaître qu'un parafoudre à une seule unité trop longue peut amener des piqûres radiales de la porcelaine du parafoudre durant la pollution, comme cela est connu depuis longtemps pour les traversées à répartition capacitive, mais certainement aussi à cause du risque élevé de décharges partielles internes dans ces conditions.

— Caractéristique tension-courant

Lorsque la caractéristique tension-courant des parafoudres est choisie pour que la tension de service soit largement en dessous de la tension de référence, le parafoudre supportera une valeur considérable de non linéarité dans la distribution de tension. Toutefois, l'augmentation de la tension de référence qui en résulte par rapport à la tension de service peut conduire à des niveaux de protection injustement élevés (facteurs allant jusqu'à 1,6 cités dans (3)).

— Sévérité de pollution

Comme les parafoudres à oxyde métallique possèdent une constante de temps thermique élevée (environ 1 heure), outre la sévérité de pollution (5,6), la durée de l'activité de décharge de surface est importante. Une brève information sur la sévérité et la durée de telles contraintes sur les parafoudres en service est disponible. Ce manque de connaissance a empêché, en particulier, un agrément sur un essai de laboratoire convenable pour les parafoudres à oxyde métallique. Présentement, les points de vue sont

contradictoires entre les experts appuyant la validité de l'un des essais existant avec une durée longue de décharges (p.e. essais de brouillard salin) et ceux considérant que de tels essais sont trop sévères pour les applications générales et réclamant qu'un nouvel essai basé sur de nouvelles mesures en service soit développé.

— Ligne de fuite

Les contraintes thermiques sur les varistances sont fonction du courant de fuite qui peut s'écouler sur la porcelaine et de ce fait également de la ligne de fuite de l'enveloppe du parafoudre.

— Grandeur des varistances (volume)

Pour une conception de parafoudre donnée, un niveau de protection et une tension de référence donnés, un volume plus important de varistance conduit à une température de varistance due à la pollution plus faible.

3.5 Décharges partielles internes

Des variations dans le gaz environnant les varistances ont été décelées durant les investigations sur des parafoudres ayant subi des défauts en service, ainsi que durant des essais de pollution en laboratoire sur des parafoudres. Il est aujourd'hui admis que ces variations dans la composition du gaz, qui peuvent affecter les caractéristiques des varistances, trouvent leur origine dans l'effet couronne interne qui croît à cause de la distribution de tension non uniforme. En fonction de la construction du parafoudre, un tel effet couronne peut être également initié dans des conditions de pluie ou de pollution faible.

Il est évident que de tels effets doivent être évités. Deux dispositifs alternatifs sont considérés pour l'instant, qui soit empêchent de telles décharges, soit, apportent une couverture étanche par rapport au gaz. La première alternative sera certainement la meilleure solution. Cependant, certains experts considèrent qu'une telle solution n'est pas possible à réaliser, ou ne sera pas économiquement réalisable.

De plus, il peut être difficile de développer une procédure d'essai appropriée pour prouver l'efficacité d'une conception choisie.

La seconde solution, qui consiste à couvrir les varistances d'un matériau étanche au gaz, et qui empêche même la diffusion du gaz, n'est pas techniquement simple à réaliser. La plupart des varistances fabriquées aujourd'hui possèdent une couverture de ce type. Aucune variation ou simplement des variations négligeables des caractéristiques de ce type de varistances ont été notées dans les essais de laboratoire, réalisés pour simuler les conditions avec décharges partielles à long terme. L'expérience acquise à ce jour semble le confirmer (4).

Pour l'instant, une combinaison des deux dispositifs semble représenter une solution, c'est à dire la réduction la plus importante possible du risque de décharges partielles et l'équipement des varistances d'une couverture étanche.

REFERENCES

- [1] E.G. Maier, R.M. Rudolph, W. Schmidt, F. Hunziger. Répartition de tension et comportement en atmosphère polluée des parafoudres à oxyde métallique. Session 1986 CIGRE, Rapport 33-12
- [2] CEI (Secretariat)68, January 1987. Draft - surge arresters. Part 1 : Metal oxide surge arresters without gaps for a.c. systems
- [3] M.P. Verma, W. Petrusch, H. Niklasch. Temperature rise of metal oxide blocks in surge arresters under pollution. CIGRE 1987 Colloquium, Report 33.87 (Coll) 9.1 IWD
- [4] A. Bargigia, G. Mazza, G. Le Roy, A. Rousseau, L. Sparrow. Comportement des parafoudres à oxyde métallique dans différentes conditions d'environnement. CIGRE 1988, Rapport 33-14
- [5] A. Schei. Current pulse integral recordings from metal oxide surge arresters tested at Lista 300 kV natural pollution test station. Results from the first year operation.. CIGRE 1987 Colloquium, Report (Coll) 09.10
- [6] A. Schei. Current pulse integral recordings from artificial pollution tests on 300 kV metal oxide surge arresters. CIGRE 1987 Colloquium, Report (Coll) 09.11 et (Coll) 09.13

others. In laboratory tests the highest temperature has been found to occur in the upper unit of the arrester in most but not all cases. Field tests up to now show the highest temperature some times in the top and some times in the bottom unit. It should be recognized however, that a too long single unit arrester may result in radial punctures of the arrester porcelain during pollution, as known from long, capacitively graded bushings, and certainly also to a higher risk of internal discharges during these conditions.

— Voltage-current characteristic

When the voltage-current characteristic of the arresters is selected such that the operating voltage is far below the reference voltage, the arrester will withstand a considerable amount of non-linearity in the voltage distribution. However, the consequent increase of the reference voltage with respect to the operation voltage may lead to unnecessary high protection levels (factors as high as 1.6 are reported in [3]).

— Pollution severity

As the metal-oxide arresters have a high thermal time constant (above 1 hour), the duration of the surface discharge activity is important in addition to the pollution severity [5, 6]. Little information on the severity and duration of such stresses on the arrester in service is available. In particular, this lack of knowledge has prevented an agreement on a suitable laboratory test for metal oxide arresters. At present, the view-points are contradictory between the experts claiming the validity of one of the existing tests with long duration of discharge activities (e.g. salt-fog tests) and those considering such test as too severe for general

application and requiring that a new test based on new service measurements is developed.

— Creepage distance

The thermal stress on the varistors is a function of the leakage current which may flow on the porcelain and thus also of the creepage distance of the arrester housing.

— Varistor size (volume)

For a given arrester design, protective level and reference voltage a bigger varistor volume means decreased varistor temperatures due to pollution.

3.5 Internal partial discharges

Changes in the gas surrounding the varistors have been recognized during the investigation of arresters failed in service, as well as during laboratory pollution tests on arresters. It is today agreed that these changes in the gas composition, that may effect the varistor characteristics, originate from internal corona which arises due to the distorted voltage distribution. Depending on the arrester construction such a corona can be initiated already under rain or slight pollution conditions.

It is evident that such effects have to be avoided. Two alternative measures are considered at present, that are either avoiding such discharges or making the materials covering the varistors gas-tight. The first alternative certainly would be the best solution. However, some experts consider such a solution as not possible or at least not economically feasible. Furthermore, it may be difficult to develop a suitable test procedure, to prove the effectiveness of an adopted design.

The second solution which is to cover the varistors with a gas-tight

material, which prevents even gas diffusion, is technically easier. Most varistors manufactured today have a cover of this type. No or negligible changes in the characteristics of this type of varistors have been reported from laboratory tests, run to simulate long term conditions with partial discharges. Experience so far seems to confirm this [4].

For the time being a combination of both measures seems to be a solution, i.e. reducing the risk of partial discharges as much as possible and equip the varistors with a tight cover.

REFERENCES

- [1] E.G. Maier, R.M. Rudolph, W. Schmidt, F. Hunziker – Voltage distribution and pollution performance of metal oxide arresters. CIGRE 1986 Session, Report 33-12
- [2] IEC (Secretariat) 68, January 1987: Draft - surge arresters Part 1 : Metal oxide surge arresters without gaps for a.c. systems.
- [3] M.P. Verma, W. Petrusch, H. Niklasch – Temperature rise of metal oxide blocks in surge arresters under pollution. CIGRE Colloquium 1987, report 33.87 (Coll.) 9.1 IWD.
- [4] A. Bargigia, G. Mazza, G. Le Roy, A. Rousseau, L. Sparrow – Behaviour of metal oxide surge arrester under different environmental conditions. CIGRE 1988, report 33-14.
- [5] A. Schei – Current pulse integral recording from metal-oxide surge arresters tested at Lista 300 kV natural pollution test station. Results from the first year of operation. CIGRE Colloquium 1987, report (Coll) 09.10.
- [6] A. Schei – Current pulse integral recordings from artificial pollution tests on 300 kV metal-oxide surge arresters. CIGRE Colloquium 1987, report (Coll) 09.11 and (Coll) 09.13

1. INTRODUCTION

Les contraintes sur les parafoudres à oxyde métallique sans éclateurs issues des surtensions temporaires diffèrent des contraintes existant sur les parafoudres conventionnels avec éclateurs. Dans de nombreux cas, les surtensions temporaires ne conduisent pas les parafoudres conventionnels à un amorçage (seuls les circuits de répartition sont contraints), alors qu'elles peuvent résulter dans les parafoudres à oxyde métallique à un écoulement de courant suffisant pour provoquer un échauffement considérable des blocs de résistance ZnO. Pour cette raison, il est également important de noter que tous les parafoudres à oxyde métallique raccordés à la partie de réseau concernée, seront contraints simultanément par les surtensions temporaires.

En plus des facteurs déterminant la tension de service permanente maximale, l'amplitude et la durée des surtensions temporaires, qui peuvent être uniquement limitées à une partie, ou dans certains cas peuvent être étendues au réseau complet, sont les facteurs critiques permettant de déterminer le choix de la tension assignée des parafoudres à oxyde métallique à différents emplacements de parafoudres dans un réseau. Ce rapport présente une vue générale de ces paramètres, et les plages d'amplitude et de durée

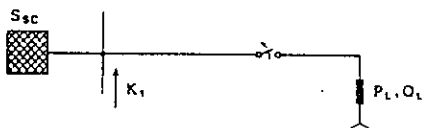


Figure 1. Configuration de base d'une réjection complète de charge dans un réseau.

Figure 1. Basic configuration of full load rejection in a system.

K_1 = facteur de surtension de réjection de charge - load rejection over-voltage factor.

S_{SC} = puissance de court circuit du réseau - short circuit power of the system.

P_L, Q_L = charges active et réactive - resistive and reactive load.

de ces surtensions temporaires. Il indique en plus l'ordre de grandeur de l'amplitude de l'impédance de source influençant le courant dans le parafoudre, afin de vérifier la possibilité de protection d'un parafoudre contre ces surtensions.

2. ORIGINES DES SURTENSIONS TEMPORAIRES

Les surtensions temporaires sont principalement dues :

- aux rejections de charge
- à la mise en et hors service des lignes
- aux défauts à la terre
- aux effets de résonance

Chacune de ces conditions de réseau provoque séparément des surtensions temporaires, mais elles peuvent également coïncider et résulter en des valeurs de surtensions élevées. L'amplitude des surtensions temporaires dans chacun des cas dépend des paramètres de réseau.

3. DONNEES CARACTERISTIQUES DES SURTENSIONS TEMPORAIRES

Puisque des études détaillées prenant en compte tous les paramètres concernés ne sont pas justifiées dans tous les cas, les formules généralisées et simplifiées et les schémas utilisés ci-dessous sont présentés pour évaluer les facteurs de surtension approchés correspondants, ainsi que les figures représentant les amplitudes et les durées approximatives correspondant aux conditions de réseau typiques. Tous les facteurs de surtension sont rapportés à la tension réelle phase terre à fréquence industrielle antérieure à l'événement considéré.

3.1 Réjections de charge

Les réjections de charge peuvent apparaître sur un réseau et sur les lignes raccordant une unité générateur-transformateur à un poste.

3.1.1 Réjection de charge dans un réseau

La Figure 1 représente la configuration de base pour le cas le plus sévère de réjection totale de charge. Le facteur de surtension K_1 peut être calculé par la formule

$$K_1 = \sqrt{\left(1 + \frac{Q_L}{S_{SC}}\right)^2 + \left(\frac{P_L}{S_{SC}}\right)^2} \quad (1)$$

où S_{SC} est la puissance de court circuit du réseau et P_L et Q_L sont les charges active et réactive.

Note : Dans les réseaux à forte charge capacitive et/ou avec de fortes réactances shunt, la puissance de court circuit efficace $S_{SC} = U^2/Z_{Th}$ correspondant à l'impédance Z_{Th} du schéma de Thévenin équivalent des réseaux d'alimentation doit être insérée dans S_{SC} dans la formule (U = tension du réseau).

La Figure 2 représente les valeurs de K_1 en fonction du rapport Q/S_{SC} pour le paramètre P/S_{SC} . Les fortes valeurs du facteur de surtension K_1 résultent de rapports Q/S_{SC} élevés, ou, en particulier, si des capacités shunt élevées ou des circuits de filtres sont raccordés au réseau d'alimentation. Toutefois, en prenant en compte le fait que dans les postes à forte puissance de court-circuit, la déconnexion d'une ligne ne représente pas une réjection de charge totale, le facteur de surtension est habituellement inférieur à $K_1 = 1,05$ (1).

Dans les réseaux à faible puissance de court-circuit et comprenant des charges inductives élevées, par exemple d'importants transformateurs de fours à arc raccordés au réseau en première étape d'installation, des facteurs de surtension allant jusqu'à $K_1 = 1,15$ peuvent être attendus.

Comme ces surtensions temporaires sont relativement faibles, les effets de saturation normaux qui nécessiteront des calculs plus détaillés peuvent être négligés.

La surtension temporaire est obtenue en multipliant la tension de service

1. INTRODUCTION

Stresses from temporary overvoltages on metal oxide surge arresters without gaps differ from the stresses on conventional arresters with gaps. In most cases temporary overvoltages do not cause conventional arresters to spark-over (only the grading circuits are stressed), whereas they may result in metal oxide surge arresters conducting sufficient current to cause considerable heating of the ZnO resistor blocks. For this reason it is also important to note that all metal oxide surge arresters connected to the relevant part of the network will be stressed simultaneously by temporary overvoltages.

In addition to the factors determining the maximum continuous operating voltage, the amplitude and duration of temporary overvoltages which may be confined to only part of, or in some cases may be impressed on the entire system, are the critical factors in determining the selection of the rated voltage of metal oxide surge arresters at the various arrester locations in a system. This report presents an overview of the causes, and the ranges of amplitude and duration of these temporary overvoltages. It, furthermore, indicates the order of magnitude of the source impedance influencing the current through the arrester to check the possibility of an arrester protection against these overvoltages.

2. ORIGINS OF TEMPORARY OVERVOLTAGES

Temporary overvoltages mainly are caused by :

- Load rejections
- Energization of unloaded lines
- Earth faults
- Resonance effects

Each of these system conditions separately causes temporary overvoltages, but they may also coincide resulting in higher overvoltage values. The amplitude of temporary overvolt-

ages in each case depends on system parameters.

3. CHARACTERISTIC DATA OF TEMPORARY OVERVOLTAGES

Since detailed studies taking into account all relevant parameters are not justified in every case, the following generalized and simplified formulae and diagrams are presented to evaluate the relevant approximate overvoltage factors as well as rough figures of amplitude and duration to be expected under typical system conditions. All overvoltage factors are referred to the actual power frequency phase-to-earth voltage prior to the event.

3.1 Load rejections

Load rejections may occur on a system and on lines connecting a generator-transformer unit with a substation.

3.1.1 Load rejection in a system

Figure 1 shows the basic configuration for the most severe case of a full

load rejection. The overvoltage factor K_1 can be calculated by the formula

$$K_1 = \sqrt{\left(1 + \frac{Q_L}{S_{SC}}\right)^2 + \left(\frac{P_L}{S_{SC}}\right)^2} \quad (1)$$

where S_{SC} is the short circuit power of the system and P_L and Q_L are the resistive and reactive load.

Note : In systems with high capacitive loading and/or high contributions by shunt reactors the effective short circuit power $S_{SC} = U^2/Z_{Th}$ corresponding to the Thevenin equivalent impedance Z_{Th} of the feeding systems has to be inserted for S_{SC} in the formula (U = system voltage).

Figure 2 shows the values of K_1 versus the ratio Q_L/S_{SC} for the parameter P_L/S_{SC} . High values of the overvoltage factor K_1 result from high ratios Q_L/S_{SC} , or, in particular, if large shunt capacitors or filter circuits are connected to the feeding system. Taking into account, however, that in substations with high short circuit power, the disconnection of one line does not represent a full load rejection, the overvolt-

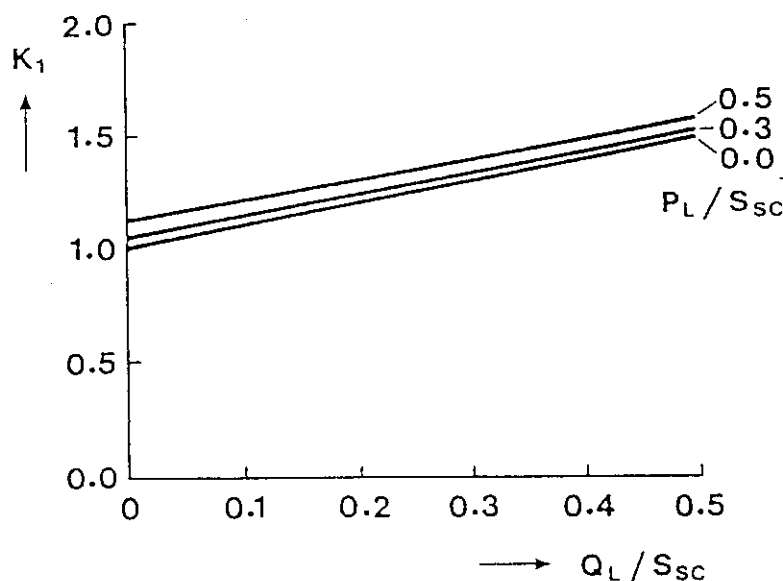


Figure 2. Facteur de surtension K_1 pour une réjection complète de charge dans un réseau. Paramètres relatifs à la Figure 1.

Figure 2. Overvoltage factor K_1 for full load rejection in a system. Parameters according to Figure 1.

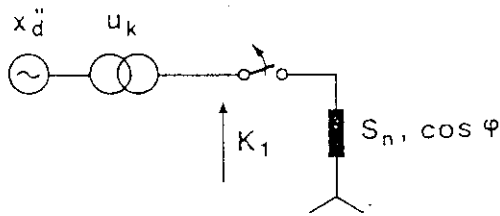


Figure 3. Configuration de base d'une réjection de charge sur une unité générateur - transformateur.

Figure 3. Basic configuration of load rejection on a generator transformer unit.

- K_1 = facteur de surtension de réjection de charge - *load rejection overvoltage factor*
 x_d'' = réactance subtransitoire du générateur en p.u. - *generator subtransient reactance in pu*
 u_k = impédance de court-circuit du transformateur en p.u. - *transformer short circuit impedance in pu*
 S_n = puissance assignée de l'unité générateur - transformateur - *rated power of generator-transformer unit*
 $\cos \phi$ = facteur de puissance du générateur - *power factor of the generator*

réelle antérieure à la réjection de charge avec ces facteurs. Si cette tension de service s'avère être égale à la tension de réseau la plus élevée, il faudra vérifier dans quelles conditions les transformateurs raccordés au réseau permettent une telle supposition. Ceci s'applique en particulier lorsqu'une déconnexion d'un transformateur à pleine charge après un défaut de jeu de barres est considérée comme suffisamment probable.

La durée de ces surtensions temporaires sera de l'ordre d'au moins 10 s, car la tension doit être réduite par les changeurs de prises des transformateurs.

Les trois phases seront contraintes par les mêmes surtensions.

L'impédance de source de ces surtensions est faible et le courant à travers le parafoudre à oxyde métallique est déterminé uniquement par sa caractéristique tension-courant. Plus la durée est importante, plus le courant sera faible.

3.1.2 Réjection de charge d'unités générateur-transformateur

La Figure 3 représente une configuration de base. Les valeurs exactes de K_1 ne peuvent être calculées uniquement par des programmes informatiques ou sur un analyseur analogique de transitoires prenant en compte les caractéristiques du transformateur et du générateur, incluant la saturation, l'excitation et le couple mécanique.

Par contre, le facteur de surtension K_1 peut être estimé comme suit. K_1 est principalement influencé par l'aug-

mentation de tension subtransitoire dans l'unité générateur-transformateur. Une augmentation de tension postérieure approximativement de 5% provoquée par la transition du générateur de conditions subtransitoires à des conditions transitoires, doit être prise en compte jusqu'à ce que la tension soit réduite par l'action des équipements de commande du générateur. Cette augmentation complémentaire d'à peu près 5% a été trouvée dans de nombreuses études de réjections de charge de générateur avec la prise en compte du phénomène de saturation. En considérant de plus une puissance assignée S_n égale pour le générateur et le transformateur, le facteur de surtension pour une réjection de charge totale sera alors

$$K_1 = 1,05 \times \quad (2)$$

$$\sqrt{[1 + (x_d'' + u_k) \sin \phi]^2 + [(x_d'' + u_k) \cos \phi]^2}$$

$$K_1 = 1,05 [1 + (x_d'' + u_k \sin \phi)] \quad (3)$$

avec les paramètres donnés en Figure 3.

$$K_{2RE} = \frac{1}{\left(\frac{Q_{SE} + Q_{RE}}{Q_{OL}} \cdot \frac{Q_{OL}}{S_{SC}} + 1 \right) \cos \frac{\omega l}{v} - \frac{Q_{OL}}{S_{SC}} \cdot \frac{v}{\omega l} \left[1 - \left(\frac{S_{SC} + Q_{SE}}{Q_{OL} + S_{OL}} \right) \cdot \frac{Q_{RE}}{Q_{OL}} \cdot \left(\frac{\omega l}{v} \right)^2 \right] \sin \frac{\omega l}{v} + \frac{\cos \frac{\omega l}{v} + \frac{\omega l}{v} \cdot \frac{Q_{RE}}{Q_{OL}} \sin \frac{\omega l}{v}}$$

$$K_{2SE} = \frac{1}{\left(\frac{Q_{SE} + Q_{RE}}{Q_{OL}} \cdot \frac{Q_{OL}}{S_{SC}} + 1 \right) \cos \frac{\omega l}{v} - \frac{Q_{OL}}{S_{SC}} \cdot \frac{v}{\omega l} \left[1 - \left(\frac{S_{SC} + Q_{SE}}{Q_{OL} + Q_{OL}} \right) \cdot \frac{Q_{RE}}{Q_{OL}} \cdot \left(\frac{\omega l}{v} \right)^2 \right] \sin \frac{\omega l}{v}}$$

Les valeurs typiques du facteur de surtension sont :

- turbo-générateurs ($\cos \phi = 0,8$) : $K_1 = 1,1$ à $1,4$
- hydro-générateurs ($\cos \phi = 0,0$ à $1,0$) : $K_1 = 1,15$ à $1,5$

A cause d'une survitesse possible du générateur (p.e. fréquence trop élevée), particulièrement dans le cas d'hydro-générateurs, les effets de saturation ne peuvent pas réduire ces surtensions temporaires avec la même importance que les surtensions à fréquence industrielle. Toutefois, si des valeurs supérieures à $K_1 = 1,3$ sont obtenues par la formule ci dessus, des études plus détaillées incluant la représentation du phénomène de saturation peuvent être recommandées.

La durée de ces surtensions temporaires sera dans la gamme de 1s, dès que le régulateur de tension de l'unité générateur-transformateur répond rapidement.

Dans ce cas, l'impédance de source est également faible et le parafoudre à oxyde métallique ne peut protéger.

3.2 Capacités de charge de lignes à vide

Les capacités de charge de lignes longues peuvent créer des surtensions temporaires après la mise sous tension d'une ligne ou après une réjection de charge. La Figure 5 représente la configuration de base.

Si les pertes sont négligées, les facteurs de surtension K_{2RE} de l'extrémité réceptrice et K_{2SE} de l'extrémité émettrice de la ligne peuvent être calculés comme le montrent (4) et (5).

avec $v = \frac{1}{\sqrt{L_1 C_1}}$ = vitesse de propagation du réseau direct à fréquence industrielle

$Q_{OL} = \omega l C_1 U_2$ = puissance de charge capacitive de la ligne (réseau direct)

$\omega = 2\pi f$ = fréquence angulaire (f = fréquence industrielle)

et les paramètres donnés en Figure 5.

(4)

(5)

age factor is usually less than $K_T = 1.05$ [1].

In systems with low short circuit power and high inductive loads, e.g. large arc furnace transformers connected to a system in the first stage of erection overvoltage factors up to $K_T = 1.15$ may be expected.

As these temporary overvoltages are relatively low, normally saturation effects which would require more detailed calculations can be disregarded.

The temporary overvoltage is obtained by multiplying the actual operating voltage prior to the load rejection with these factors. If this operating voltage is assumed to be equal to the highest system voltage, it has to be checked whether the transformers connected to the system permit such an assumption. This, in particular, applied when a disconnection of a full loaded transformers after a busbar fault is considered as sufficiently probable.

The duration of these temporary overvoltages will last in the order of 10 s or longer, because the voltage has to be reduced by transformer tap changers.

All three phases will be stressed by the same overvoltages.

The source impedance for these overvoltages is small and the current through the metal oxide arrester is determined only by its voltage-current characteristic. As the duration is long this current has to be small.

3.1.2 Load rejection on generator-transformer units

Figure 3 shows the basic configuration. Exact values of K_T can only be calculated by digital computer programs or on TNA's taking into account the transformer and generator characteristics including saturation, excitation and mechanical torque.

Alternatively, the overvoltage factor K_T can be estimated as follows. K_T is mainly influenced by the subtransient voltage increase in the generator-transformer unit. A further voltage increase of approximately 5 % caused by the transition of the generator from subtransient to transient conditions, has to be taken into account until the voltage is reduced by the action of the generator control equipment. This additional increase of approximately 5 % has been found in numerous relevant studies of generator load rejection

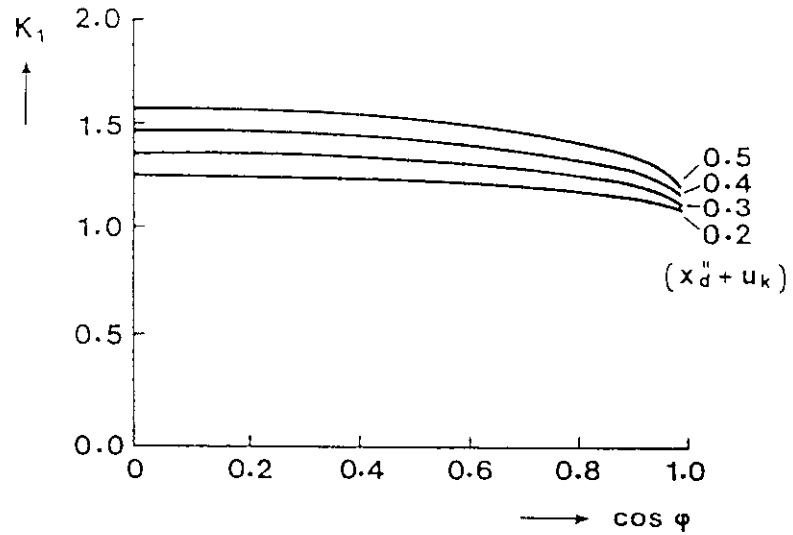


Figure 4. Facteur de surtension K_1 pour une réjection de charge sur des unités générateurs – transformateurs.

Figure 4. Overvoltage factor K_1 for load rejection on generator – transformer units.

where saturation phenomena have been taken in account. Assuming, furthermore, equal rated power S_n for the generator and the transformer the overvoltage factor at full load rejection will then be

$$K_T = 1.05 \times \quad (2)$$

$$\sqrt{[1 + (x_d'' + u_k) \sin \phi]^2 + [(x_d'' + u_k) \cos \phi]^2}$$

$$K_T = 1.05 [1 + (x_d'' + u_k \sin \phi)] \quad (3)$$

with the parameters given in Figure 3.

Typical values of the overvoltage factor are :

— Turbo-generators ($\cos \phi = 0.8$) :

$$K_T = 1.1 \text{ to } 1.4$$

— Hydro-generators ($\cos \phi = 0.0$ to 1.0) : $K_T = 1.15$ to 1.5

Because of possible generator overspeed (i.e. higher frequency), particularly in the case of hydro-generators, saturation effects may not reduce these temporary overvoltages to the

same extent as power frequency overvoltages. However, if values higher than about $K_T = 1.3$ are found from the above formula, more detailed studies including representation of the saturation phenomena may be recommended.

The duration of these temporary overvoltages will be in the region of 1 s, since the voltage regulator of a generator-transformer unit responds rapidly.

Also here, the source impedance is small and the metal oxide arrester cannot protect.

3.2 Charging capacitances of unloaded lines

Charging capacitances of long lines may create temporary overvoltages after line energization or after load rejections. Figure 5 shows the basic configuration.

If losses are neglected overvoltage factors K_{2RE} at the receiving end and K_{2SE} at the sending end of the line can be calculated as follows :

$$K_{2RE} = \frac{1}{\left(\frac{Q_{SE} + Q_{RE}}{Q_{OL}} \cdot \frac{Q_{OL}}{S_{SC}} + 1\right) \cos \frac{\omega l}{v} - \frac{Q_{OL}}{S_{SC}} \cdot \frac{v}{\omega l} \left[1 - \left(\frac{S_{SC} + Q_{SE}}{Q_{OL} + Q_{OL}}\right) \cdot \frac{Q_{RE}}{Q_{OL}} \cdot \left(\frac{\omega l}{v}\right)^2\right] \sin \frac{\omega l}{v}} \quad (4)$$

$$K_{2SE} = \frac{\cos \frac{\omega l}{v} + \frac{\omega l}{v} \cdot \frac{Q_{RE}}{Q_{OL}} \sin \frac{\omega l}{v}}{\left(\frac{Q_{SE} + Q_{RE}}{Q_{OL}} \cdot \frac{Q_{OL}}{S_{SC}} + 1\right) \cos \frac{\omega l}{v} - \frac{Q_{OL}}{S_{SC}} \cdot \frac{v}{\omega l} \left[1 - \left(\frac{S_{SC} + Q_{SE}}{Q_{OL} + Q_{OL}}\right) \cdot \frac{Q_{RE}}{Q_{OL}} \cdot \left(\frac{\omega l}{v}\right)^2\right] \sin \frac{\omega l}{v}} \quad (5)$$

Avec l'hypothèse $Q_R/2 = Q_{SE} = Q_{RE}$, la Figure 6 représente les valeurs de K_{2RE} et K_{2SE} en fonction de la longueur de ligne pour différents degrés de compensation Q_R/Q_{OL} avec le rapport Q_{OL}/S_{SC} comme paramètre.

Pour des lignes non compensées inférieures à 200 km de long, ces formules peuvent être simplifiées à

$$K_2 = K_{2RE} = K_{2SE} = \frac{1}{1 - \frac{Q_{OL}}{S_{SC}}} \quad (6)$$

Conformément à la référence (1), les valeurs typiques dans les réseaux réels sont:

— réseaux à forte puissance de court circuit : $K_2 = 1,0$ à $1,1$

— réseaux à faible puissance de court circuit : $K_2 = 1,0$ à $1,2$

Pour les lignes longues à faible compensation, des valeurs élevées de K_2 sont même possibles, particulièrement à l'extrémité réceptrice. Si les tensions sont inférieures à $K_2 = 1,2$, les effets de saturation ne doivent normalement pas être pris en considération. Les trois phases voient la même surtension.

Les formules ci-dessus peuvent également être utilisées pour les câbles. La capacité utilisable C_1' sera

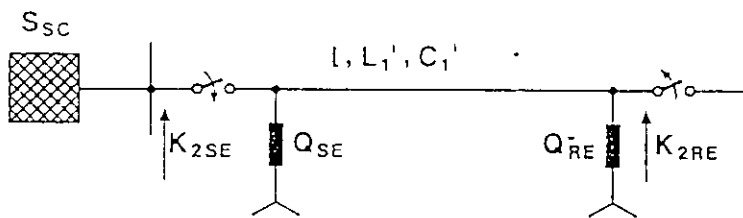


Figure 5. Configuration de base de la surtension temporaire provoquée par les capacités de charge des lignes aériennes à vide.

Figure 5. Basic configuration of the temporary overvoltage caused by charging capacitances of unloaded overhead lines.

K_{2RE} = facteur d'augmentation de tension capacitive à l'extrémité réceptrice - factor of capacitive voltage increase at receiving end

K_{2SE} = facteur d'augmentation de tension capacitive à l'extrémité émettrice - factor of capacitive voltage increase at sending end

l = longueur de la ligne en km - length of line in km

L_1', C_1' = inductance et capacités directes par km de ligne en H/km et F/km respectivement - positive sequence system inductance resp. capacitance per km line in H/km resp. F/km

S_{SC} = puissance de court-circuit du réseau - short circuit power of the system

Q_{RE} = puissance de compensation à l'extrémité réceptrice - compensation power at receiving end

Q_{SE} = puissance de compensation à l'extrémité émettrice - compensation power at sending end

environ 30 fois et l'inductance L_1' environ 0,3 fois les valeurs correspondant aux lignes aériennes.

Les durées de ces surtensions seront de l'ordre d'au moins 10 s, car elles doivent être réduites par les changeurs de prises des transformateurs, ou même plus longues, s'il n'existe pas de commande automatique de la tension.

Habituellement, l'impédance de source déterminant le courant à travers le parafoudre est faible, et le parafoudre ne peut influencer ces surtensions. Une protection pourra être efficace uniquement dans les cas où les surtensions naissent avec des longueurs de lignes courtes et des faibles Pcc, et si la durée de surtension est faible. Toutefois, une telle protection pourra être définie uniquement après

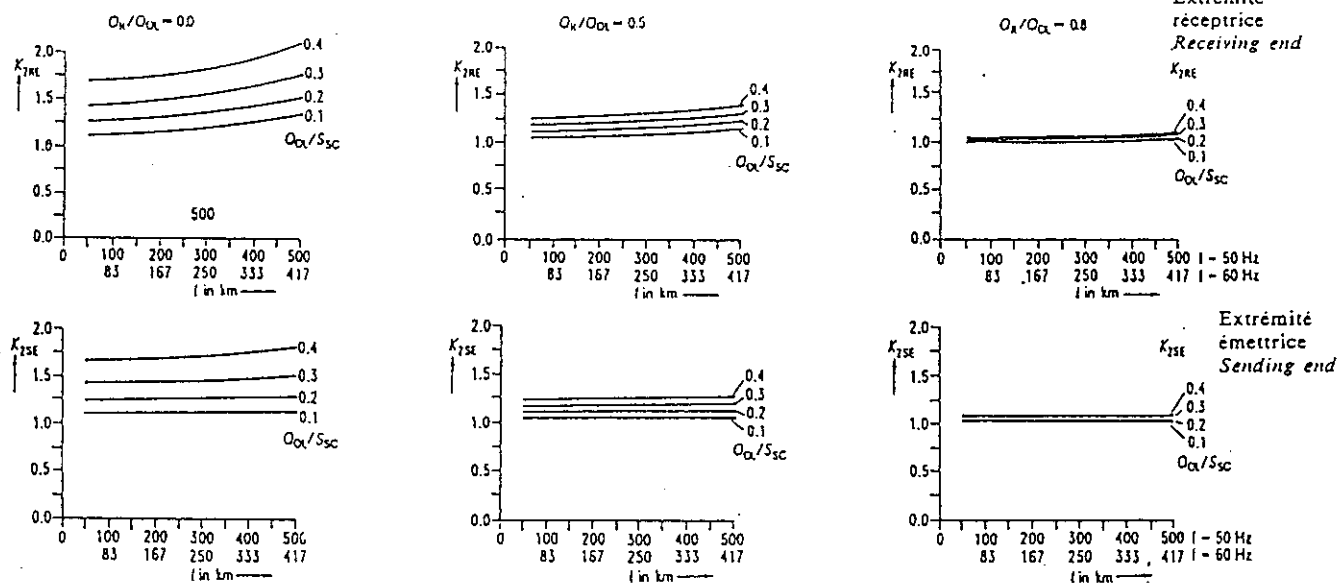


Figure 6. Facteurs de surtension K_{2RE} pour l'extrémité réceptrice et K_{2SE} pour l'extrémité émettrice provoqués par des lignes aériennes à vide.

Figure 6. Overvoltage factors K_{2RE} for the receiving end and K_{2SE} for the sending end caused by unloaded overhead lines.

Hypothèse - Assumption : $\frac{Q_R}{2} = Q_{SE} = Q_{RE}$

with

$v = \frac{1}{\sqrt{L_1 C_1}}$ = propagation velocity in positive sequence system at power frequency

$Q_{OL} = \omega C_1' U_2$ = capacitive charging power of the line (positive sequence system)

$\omega = 2\pi f$ = angular frequency (f = power frequency)

and the parameters given in Figure 5.

With the assumption $Q_{R/2} = Q_{SE} = Q_{RE}$. Figure 6 shows the values of K_{2RE} and K_{2SE} versus line length l for different degrees of compensation $Q_{R/2} / Q_{OL}$ with the ratio Q_{OL} / S_{SC} as parameter.

For uncompensated lines of less than 200 km length these formulae can be simplified to

$$K_2 = K_{2RE} = K_{2SE} = \frac{1}{1 - \frac{Q_{OL}}{S_{SC}}} \quad (6)$$

According to reference [1] typical values in practical systems are :

- Systems with high short-circuit power : $K_2 = 1.0$ to 1.1
- Systems with low short-circuit power : $K_2 = 1.0$ to 1.2

For long lines with low compensation even higher values of K_2 are possible, particularly at the receiving end. If voltages are less than $K_2 = 1.2$ saturation effects normally do not have to be considered. All three phases have the same overvoltage.

The above formulae also can be used for cables. The applicable capacitance C_1' will be about 30 times and the inductance L_1' about 0.3 times the values of overhead lines.

The duration of these overvoltages will be in the order of at least 10 s; because they have to be reduced by transformer tap changers, or even longer, if there is no automatic voltage control.

Usually the source impedance determining the current through the arrester is small and the arrester cannot influence these overvoltages. Only when they originate at short line length and low short circuit power, a protection could be powerful, if the overvoltage duration is short. However, such a protection should be tried only after careful investigation of the power dissipation in the arrester.



Figure 7. Configuration de base des défauts à la terre non utilisable pour des applications pratiques.

Figure 7. Basic configuration of earth faults.

K_3 = facteur de défaut à la terre (généralement) - earth fault factor (generally)

K_{30} = facteur de défaut à la terre (à l'endroit du défaut) - earth fault factor at fault location

Z_1 = impédance du réseau direct - impedance of positive sequence system

Z_0 = impédance du réseau homopolaire - impedance of zero sequence system

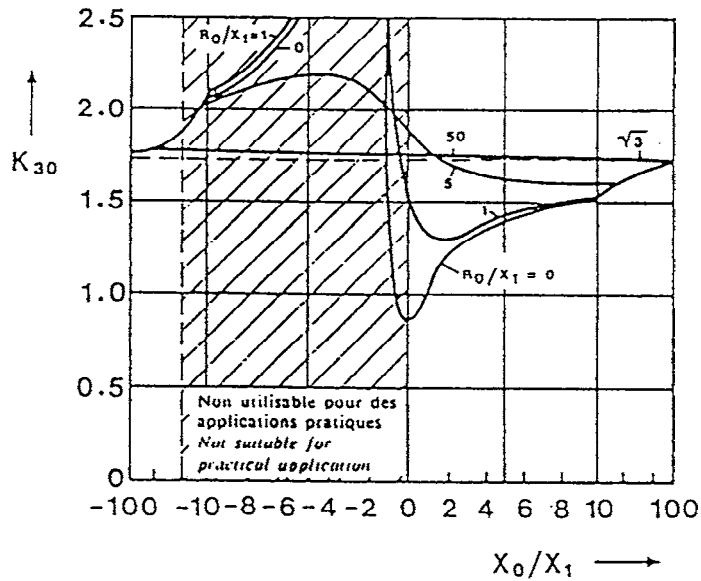


Figure 8. Facteur de surtension K_{30} à l'endroit du défaut $R_1/X_1 = 0$.

Figure 8. Overvoltage factor K_{30} at earth fault location $R_1/X_1 = 0$.

3.3 Earth faults

Single phase earth faults and two-phase faults to earth may create temporary overvoltage phase-to-earth in the healthy phases. Figure 7 shows the basic configuration.

If fault resistance is neglected, the temporary overvoltage in the healthy phases at the fault location can be calculated by :

Single phase earth faults :

$$K_{30} = \frac{1}{2} \left(\frac{3 \dot{Z}_0 \dot{Z}_1}{2 + \dot{Z}_0 \dot{Z}_1} \pm j\sqrt{3} \right) \quad (7)$$

Two phase faults to earth :

$$K_{30} = \frac{3 \dot{Z}_0 \dot{Z}_1}{1 + 2 \dot{Z}_0 \dot{Z}_1} \quad (8)$$

with $Z_1 = R_1 + j X_1$ = resistance and reactance of positive sequence systems

$Z_0 = R_0 + j X_0$ = resistance and reactance of zero sequence system

With the assumption of $R_0 = R_1 = 0$, which is valid for most of the systems with nominal system voltages of 110 kV and above, these formulae simplify to :

Single phase earth faults :

$$K_{30} = \sqrt{3} \frac{\sqrt{1 + X_0/X_1 + (X_0/X_1)^2}}{2 + X_0/X_1} \quad (9)$$

Two phase faults to earth :

$$K_{30} = \frac{3 X_0 X_1}{1 + 2 X_0/X_1} \quad (10)$$

des investigations minutieuses sur la dissipation énergétique dans le parafoudre.

3.3 Défauts à la terre

Les défauts phase-terre monophasés et les défauts biphasés à la terre peuvent créer des surtensions temporaires phase-terre dans les phases saines. La Figure 7 représente la configuration de base.

Si la résistance du défaut est négligée, la surtension temporaire dans les phases saines à l'endroit du défaut peut être calculée par :

défauts phase-terre monophasés :

$$K_{30} = \frac{1}{2} \left(\frac{3 \dot{Z}_0/\dot{Z}_1}{2 + \dot{Z}_0/\dot{Z}_1} \pm j\sqrt{3} \right) \quad (7)$$

défauts biphasés à la terre :

$$K_{30} = \frac{3 \dot{Z}_0/\dot{Z}_1}{1 + 2 \dot{Z}_0/\dot{Z}_1} \quad (8)$$

où $\dot{Z}_1 = R_1 + jX_1$ = résistance et réactance directes

$\dot{Z}_0 = R_0 + jX_0$ = résistance et réactance homopolaires

Avec l'hypothèse $R_0 = R_1 = 0$, qui est exacte pour la majorité des réseaux avec des tensions de réseau nominales supérieures à 110 kV, ces formules se simplifient en :

défauts phase-terre monophasés :

$$K_{30} = \sqrt{3} \frac{\sqrt{1 + X_0/X_1 + (X_0/X_1)^2}}{2 + X_0/X_1} \quad (9)$$

défauts biphasés à la terre :

$$K_{30} = \frac{3 X_0/X_1}{1 + 2 X_0/X_1} \quad (10)$$

Pour ces hypothèses, la Figure 8 représente les valeurs de K_{30} en fonction du rapport X_0/X_1 avec le paramètre R_0/X_1 .

Pour la contrainte sur le parafoudre, l'utilisation du facteur réel de défaut à la terre K_3 à l'emplacement du parafoudre à la place de K_{30} à l'endroit du défaut présente un intérêt certain. Dans les réseaux à neutre relié directement à la terre, il peut être supposé que ces deux facteurs sont égaux. Toutefois, dans les réseaux à neutre isolé ou à neutre mis à la terre par un circuit résonnant, particulièrement dans de longs réseaux en antenne ou

dans des réseaux uniquement partiellement maillés, le facteur de défaut à la terre K_3 est fortement dépendant de l'emplacement du défaut à la terre. A l'extrémité de lignes longues en antenne, des valeurs de K_3 supérieures à K_{30} apparaissent, spécialement pour des défauts phase-terre monophasés au centre du réseau (7,8).

Les valeurs typiques de K_3 et les durées des surtensions sont :

Réseaux mis à la terre (1) :

Réseaux maillés à forte puissance de court-circuit $K_3 = 1,0$ à $1,4$

Réseaux en antennes longues à faible puissance de court-circuit $K_3 = 1,0$ à $1,5$

Réseaux à neutre mis à la terre partiellement ou par faible impédance $K_3 = 1,4$ à $1,7$

La durée des surtensions est habituellement inférieure à 1s.

Réseaux à neutre mis à la terre par un circuit résonnant :

Réseaux maillés $K_3 = 1,73$

Réseaux avec lignes en antenne longues :

à l'endroit du défaut $K_3 = 1,73$ à $1,8$
loin de l'endroit du défaut $K_3 = 1,73$ à $2,0$

La durée des surtensions peut être de 8 heures, et dans des cas extrêmes de 1 à 2 jours.

Réseaux à neutre isolé :

Réseaux de distribution avec lignes aériennes et réseaux industriels avec câbles $K_3 = 1,73$ à $1,8$

La durée des surtensions est :

Réseaux avec élimination du défaut à la terre

Défauts de lignes aériennes : environ 1 à 2 s

Défauts de jeux de barres : environ 4 s

Réseaux sans élimination du défaut à la terre (4) : maximum 8 heures

Il faut noter que même dans les parties de réseaux mis à la terre où toutes les connexions de neutre sont isolées, elles peuvent être séparées du restant du réseau pour de courtes périodes, p.e. lors d'une mise hors service d'un transformateur à neutre non mis à la terre du côté haute tension, tandis que le transformateur reste sous tension par le côté basse tension. Des défauts à la terre simultanés dans ce "sous"-

réseau créent alors des surtensions temporaires avec $K_3 = 1,73$. De ce fait, une mise à la terre automatique du neutre du transformateur ou une mise hors tension du côté basse tension devra être prévue pour de tels transformateurs.

Il a été admis comme suffisamment acceptable le fait de négliger la résistance de défaut. En prenant en compte la valeur la plus défavorable de la résistance de défaut, l'erreur maximale qui peut être trouvée conduit à des facteurs de défaut à la terre de 6% environ supérieurs à ceux obtenus en négligeant cette résistance, et ont été obtenus dans certains cas de réseaux de neutre mis directement à la terre. Toutefois, dans la plupart des cas, la résistance de défaut la plus défavorable est proche de zéro, et les facteurs de défaut à la terre calculés avec ces deux hypothèses sont identiques.

L'impédance de source de la surtension est faible et le courant à travers le parafoudre n'est déterminé que par lui-même.

3.4 Effets de résonance

La résonance dans les réseaux peut être provoquée par un phénomène de saturation ou par des circuits coupiés à fréquence de résonance similaires.

3.4.1 Phénomènes de saturation

Dans les réseaux à faibles fréquences de résonance, à savoir les réseaux à faible puissance de court circuit S_{SC} et des charges capacitives élevées Q_L , comme des câbles ou des capacités shunt, les surtensions temporaires de toutes les phases dues aux effets de résonance peuvent apparaître durant la mise sous tension de gros transformateurs. Les configurations de base sont représentées en Figure 9.

Pour initier de telles surtensions temporaires, le rapport Q_L/S_{SC} doit remplir la condition suivante (3) :

$$\frac{Q_L}{S_{SC}} = \left(\frac{S_{Tr}}{S_{SC}} \cdot \frac{L_{Tr}}{L_S \cdot u_k} + 1 \right) \cdot \left(\frac{f_g}{f_r} \right)^2 \quad (11)$$

où

S_{Tr} = puissance assignée du transformateur

u_k = impédance de court-circuit du transformateur en p.u.

L_S/L_{Tr} = rapport de l'inductance à pleine saturation et de l'impédan-

For these assumptions Figure 8 shows the values of K_{30} versus the ratio X_0/X_1 with the parameters R_0/X_1 .

For the stress on the arrester the actual earth-fault factor K_3 at the arrester location instead of K_{30} at the fault location is of interest. In directly earthed neutral systems it can be assumed that these two factors are equal. However, in systems with isolated or resonant earthed neutrals, particularly in long radial systems or only partly meshed systems, the earth-fault K_3 is highly dependent on the location of the earth-fault. At the far end of long radial lines values of K_3 higher than K_{30} occur, especially for single phase earth-faults in the centre of the system [7, 8].

Typical values of K_3 and the duration of the overvoltages are :

Earthed systems [1] :

Meshed systems with high short-circuit power $K_3 = 1.0$ to 1.4

Long radial systems with low short-circuit power $K_3 = 1.0$ to 1.5

Partially or low impedance earthed neutral systems $K_3 = 1.4$ to 1.7

The duration of the overvoltages is usually less than 1 s.

Resonant earthed neutral systems :

Meshed systems $K_3 = 1.73$

Systems with long radial lines :
at fault location $K_3 = 1.73$ to 1.8
at locations distant from fault $K_3 = 1.73$ to 2.0

The duration of the overvoltages may be up to 8 hours, in extreme cases 1 to 2 days.

Isolated neutral systems :

Distribution systems with overhead lines and industrial systems with cables $K_3 = 1.73$ to 1.8

The duration of overvoltages is :

System with earth-fault clearing
Overhead line faults : about 1 to 2 s
Busbar faults : about 4 s

Systems without earth-fault clearing [4] : maximum 8 h

It has to be mentioned that even in earthed systems parts of the network where all neutral connections are isolated, may be separated from the remainder of the system for short periods, e.g. when switching-off a transformer with unearthed neutral on the high voltage side while the transformer remains energized from the low volt-

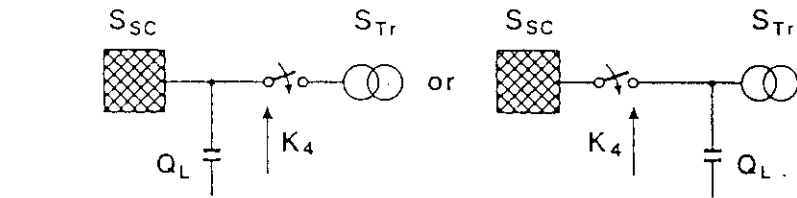


Figure 9. Configuration de base du phénomène de saturation durant la mise sous tension de gros transformateurs.

Figure 9. Basic configuration for saturation phenomena during energization of large transformers.

K_4 = facteur de surtension provoqué par un phénomène de saturation - overvoltage factor caused by saturation phenomena

S_{SC} = puissance de court-circuit du réseau - short circuit power of system

Q_L = charge capacitive - capacitive load

S_{Tr} = puissance assignée du transformateur - rated power of transformer

age side. Simultaneous earth faults in this "sub"-system then create temporary overvoltages of $K_3 = 1.73$. Therefore, automatic transformer neutral earthing or switching-off at the low voltage side should be provided for such transformers.

It has been adopted as usually correct to neglect the fault resistance. Taking into account the most unfavourable value of the fault resistance, the practical relevance of which has been doubted, earth-fault factors about 6% higher than those obtained with its neglectation will be obtained in some cases for directly earthed neutral systems. In most cases, however, the most unfavourable fault resistance is close to zero and the earth-fault factors calculated with both assumptions are the same.

The source impedance of the overvoltage is small and the current through the arrester is only determined by itself.

3.4 Resonance effects

Resonance in systems may be caused by saturation phenomena or by coupled circuits with similar resonant frequencies.

3.4.1 Saturation phenomena

In systems with low resonant frequencies, i.e. systems with low short-circuit power S_{SC} and high capacitive loads Q_L such as cables or shunt capacitors, temporary overvoltages on all phases due to resonance effects may occur during energization of large transformers. The basic configurations are shown in Figure 9.

For the origin of such temporary overvoltages the ratio Q_L/S_{SC} must meet the following condition [3] :

$$\frac{Q_L}{S_{SC}} = \left(\frac{S_{Tr}}{S_{SC}} \cdot \frac{L_{Tr}}{L_S \cdot u_k} + 1 \right) \cdot \left(\frac{f_0}{f_r} \right)^2 \quad (11)$$

where

S_{Tr} = rated power of transformer

u_k = short circuit impedance of transformer in pu

L_g/L_{Tr} = ratio of inductance when fully saturated to short circuit impedance of the transformer

f_0 = power frequency

f_r = frequency of higher harmonics created by transformer saturation

In principle resonance overvoltages with

$$K_4 \approx 2 \text{ to } 3$$

may be caused by transformer saturation up to harmonic frequencies of f/f_0 about 7 . It is not always possible to limit these temporary overvoltages with metal oxide surge arresters as the effective source impedance can be comparatively low and the energy to be absorbed may exceed the arrester dissipation capability. More detailed studies as those presented in [3], however, meanwhile have shown that considerable stresses on surge arresters by such effects may only occur if the ratio

$$\frac{S_{Tr}}{S_{SC}} \cdot \frac{L_{Tr}}{L_S \cdot u_k}$$

is larger than 0.7 and if the harmonic frequency is not higher than about f/f_0

ce de court-circuit du transformateur

$f_0 =$ fréquence industrielle

$f_r =$ fréquences harmoniques élevées créées par la saturation du transformateur

En principe, les surtensions de résonance avec

$$K_4 = 2 \text{ à } 3$$

peuvent être provoquées par la saturation du transformateur jusqu'à des fréquences harmoniques de f_r/f_0 égal à 7 environ. Il n'est pas toujours possible de limiter ces surtensions temporaires avec des parafoudres à oxyde métallique, car l'impédance de source efficace peut être comparativement faible, et l'énergie à absorber peut dépasser la capacité de dissipation du parafoudre. Toutefois, des études plus détaillées que celles présentées en (3), ont montré depuis, que des contraintes considérables peuvent apparaître sur les parafoudres, contraintes dues à de tels effets uniquement si le rapport

$$\frac{S_{Tr}}{S_{Sc}} \cdot \frac{L_{Tr}}{L_S \cdot u_k}$$

est supérieur à 0,7 et si la fréquence harmonique n'est pas supérieure à $f_r/f_0 = 4$ environ, dans les cas de saturation normale du transformateur à des tensions supérieures à environ 1,2 p.u., et $f_r/f_0 = 6$ environ, dans les cas où la saturation des transformateurs est atteinte à des tensions très basses de 1,05 p.u. environ comme spécifié en (3).

Ceci signifie que des investigations spécifiques sur les contraintes de parafoudres à oxyde métallique pour des conditions de résonance possibles doivent uniquement être menées si les données de réseau remplissent les conditions suivantes :

a) Rapport de la puissance assignée du transformateur sur la puissance de court-circuit du réseau

$$\frac{S_{Tr}}{S_{Sc}} \geq 0,7 \frac{L_S}{L_{Tr}} \cdot u_k$$

avec des valeurs proches de

$\frac{S_{Tr}}{S_{Sc}} \geq 0,2$ pour les transformateurs abaisseurs ($L_S/L_{Tr} = 2,0$ à $2,5$; $u_k = 0,15$)

$\frac{S_{Tr}}{S_{Sc}} \geq 0,1$ pour les transformateurs éleveurs ($L_S/L_{Tr} = 1,0$ à $1,3$; $u_k = 0,15$)

et

b) Rapport de la charge capacitive Q_l sur la puissance de court-circuit S_{Sc} du réseau

$$\frac{Q_l}{S_{Sc}} \geq 1,7 \left(\frac{f_0}{f_r} \right)^2$$

avec environ

$\frac{Q_l}{S_{Sc}} \geq 0,1$ pour une saturation pleine du transformateur vers une tension de 1,2 p.u. (cas normal)

$\frac{Q_l}{S_{Sc}} \geq 0,05$ pour une saturation pleine du transformateur à une tension très basse vers 1,05 p.u. (transformateur avec changeurs de prises de forte amplitude)

La durée des contraintes dues au phénomène de saturation est inférieure à 0,5 s dans la plupart des cas, mais dans des cas extrêmes (si des conditions bien établies sont atteintes), on peut atteindre quelques 10 s.

Des phénomènes de saturation similaires peuvent également apparaître par l'élimination d'un défaut par remise sous tension de transformateurs. Si plus d'un transformateur est remis sous tension, leurs puissances assignées doivent être ajoutées et la somme doit être utilisée dans la formule 11.

Un rapport traitant d'études plus détaillées sur les phénomènes de saturation des transformateurs, les surtensions temporaires correspondantes et leurs effets sur l'énergie des parafoudres est traité en Partie 4 de ce document (voir Sommaire).

3.4.2 Circuits couplés

Les effets de résonance sont rapportés en référence (6) où l'oscillation en ligne, résultant de la mise sous tension de la ligne aérienne du côté haute tension (HV) d'un circuit d'alimentation de transformateur, est accrue par résonance proche avec l'inductance et la capacité de fuite du transformateur du côté basse tension (LV). La fréquence de résonance de la dernière combinaison est proche de celle de la ligne aérienne.

Des conditions de résonance similaires peuvent apparaître si des transformateurs à vide sont mis sous tension par des câbles raccordés du côté haute tension (HV) ainsi que du côté basse tension (LV). Dans de telles

conditions, des effets de résonance peuvent surgir du côté basse tension. Ces résonances sont provoquées par le couplage des deux circuits oscillants à des fréquences de résonance approximativement identiques. Le principe est représenté en Figure 10.

Une résonance peut apparaître si la fréquence de résonance du circuit LC primaire, constitué de la capacité C_{HV} du câble du côté HT et l'inductance de court-circuit du réseau d'alimentation (donnée par S_{Sc}), correspond à la fréquence de résonance du circuit LC secondaire, constitué de la capacité C_{LV} du câble du côté BT et l'inductance de fuite du transformateur (donnée par S_{Tr} et u_k).

La Figure 11 représente un exemple d'un tel phénomène de résonance de circuits couplés. La courbe supérieure représente la surtension du côté BT sans parafoudre. La seconde courbe montre qu'un parafoudre à oxyde métallique du côté BT amorti fortement de telles surtensions. Les courbes inférieures représentent le courant dans le parafoudre et l'énergie absorbée correspondants.

Sans parafoudres, les facteurs de surtension du côté BT dans le cas de circuits couplés sans charge peuvent atteindre des valeurs de 3 à 5, les parafoudres à oxyde métallique les réduisant à des valeurs négligeables. Les parafoudres seront contraints considérablement par de tels événements, uniquement si la capacité totale du côté BT hors charge sera au moins de quelques μF pour des réseaux 123 kV et 145 kV ou quelques dizaines de μF pour les réseaux moyenne tension. Comme de telles valeurs ne sont pas habituelles pour des configurations normales de réseau, les contraintes sur les parafoudres provoquées par de tels phénomènes de résonance de circuits couplés peuvent être négligées et le parafoudre peut être utilisé pour leurs limitations.

4. ÉVÉNEMENTS SIMULTANÉS DE SURTENSIONS TEMPORAIRES

Si plusieurs causes de surtensions temporaires coïncident à un même instant, le facteur de surtension total sera égal au produit des facteurs de chacune des causes, c'est-à-dire si un défaut à la terre apparaît immédiatement après une réjection de charge, le facteur de surtension total rapporté à

= 4 in cases of normal transformer saturation at voltages above about 1.2 pu and about $f/f_0 = 6$ in cases where transformer saturation is reached at very low voltages of about 1.05 pu as shown in [3].

This means that specific investigations on metal oxide surge arrester stresses by possible resonance conditions have to be carried out only if system data meet the following conditions :

a) Ratio of transformer rated power S_{Tr} to short circuit power S_{SC} of the system

$$\frac{S_{Tr}}{S_{SC}} \geq 0.7 \frac{L_S}{L_{Tr}} \cdot u_k$$

with values of about

$$\frac{S_{Tr}}{S_{SC}} \geq 0.2 \quad \text{for step-down transformers } (L_S/L_{Tr} \approx 2.0 \text{ to } 2.5; u_k = 0.15)$$

$$\frac{S_{Tr}}{S_{SC}} \geq 0.1 \quad \text{for step-up transformers } (L_S/L_{Tr} \approx 1.0 \text{ to } 1.3; u_k = 0.15)$$

and

b) Ratio of capacitive load Q_L to short circuit power S_{SC} of the system

$$\frac{Q_L}{S_{SC}} \geq 1.7 \left(\frac{f_0}{f_r} \right)^2$$

with about

$$\frac{Q_L}{S_{SC}} \geq 0.1 \quad \text{for full transformer saturation at about 1.2 pu voltage (normal case)}$$

$$\frac{Q_L}{S_{SC}} \geq 0.05 \quad \text{for full transformer saturation at very low voltage about 1.05 pu (transformers with large tap-changer ranges)}$$

The duration of stresses by such saturation phenomena is less than 0.5 s in most cases, but in extreme cases (if steady state conditions are reached) also some 10 s may be reached.

Similar saturation phenomena may also occur at fault clearing by reenergization of transformers. If more than one transformer will be reenergized, their rated powers have to be added and the sum to be used in formula 11.

A report dealing with detailed studies of transformer saturation phenomena, the temporary overvoltages involved and their effects on the arres-

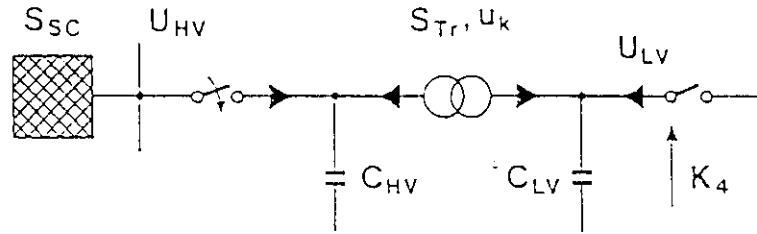


Figure 10. Configuration de base pour la résonance de circuits couplés.

Figure 10. Basic configuration for resonance of coupled circuits.

$K_4 =$ facteur de surtension côté BT - overvoltage factor of LV-side

$U_{HV}, U_{LV} =$ tension de service côtés HT et BT respectivement - operating voltage of HV-resp. LV-side

$C_{HV}, C_{LV} =$ capacités des câbles côtés HT et BT respectivement - cable capacitances at HV-resp. LV-side

$S_{SC} =$ puissance de court-circuit côté HT - short circuit power of HV-side

$S_{Tr} =$ puissance assignée du transformateur - rated power transformer

$u_k =$ impédance de court-circuit du transformateur en p.u. - short circuit impedance of transformer in pu

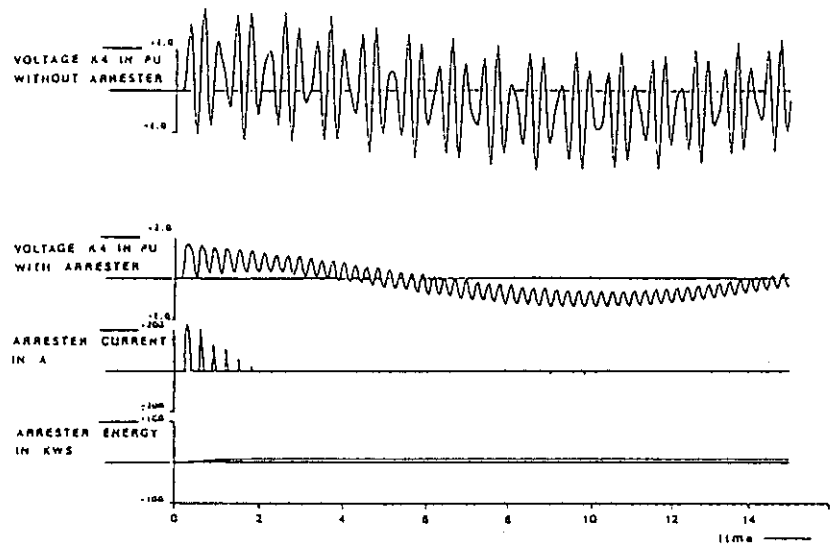


Figure 11. Exemple de surtension temporaire de résonance du côté BT après mise sous tension d'un transformateur (sans (a) et avec parafoudre (b)) dans le circuit représenté en Figure 10.

c : courant du parafoudre

d : absorption énergétique du parafoudre

Figure 11. Example of resonance temporary overvoltage on the LV side after energization of a transformer (without (a) and with surge arrester (b)) in the circuit shown in Figure 10.

c : arrester current

d : arrester energy absorption

$U_{HV} = 230 \text{ kV}$

$C_{HV} = 0.2 \mu\text{F}$

$S_{SC} = 13 \text{ GVA}$

$u_k = 0.15 \text{ pu}$

$U_{LV} = 115 \text{ kV}$

$C_{LV} = 0.08 \mu\text{F}$

$S_{Tr} = 200 \text{ MVA}$

ter energy is foreseen as part 4 of the sequence of reports (see Foreword).

3.4.2 Coupled circuits

Resonance effects are reported in reference [6] where the line oscillation resulting from energizing the overhead line on the high-voltage (HV) side of a transformer feeder circuit, is increased by near resonance with the transfor-

mer leakage inductance and capacitance on the low-voltage (LV) side. The resonant frequency of the latter combination is near to that of the overhead line.

Similar resonance conditions may occur if unloaded transformers are switched-on with cables connected to the high-voltage (HV) as well as on the low-voltage side (LV). Under such

la tension phase terre à fréquence industrielle réelle juste avant ces événements, sera égal au produit de K_1 pour le facteur de réjection de charge et le facteur K_3 de défaut à la terre, qui doit être cependant applicable à la partie de réseau soumise à la surtension de réjection de charge.

Un défaut à la terre après mise sous tension de lignes à vide résulte également en surtensions phase terre égales au produit des deux facteurs des deux événements. Les deux facteurs doivent s'appliquer au même endroit.

La prise en considération d'un événement constitué de trois événements différents comme un défaut à la terre après une réjection de charge à l'extrémité d'une ligne longue résultera même en un produit de trois facteurs. Toutefois, en plus de la faible probabilité de tels événements, les facteurs de surtension réels ne seront pas aussi élevés que les valeurs maximales

obtenues pour des événements séparés.

La durée des surtensions temporaires provoquées par la combinaison de plusieurs causes est composée de la durée des valeurs des différentes causes. Ceci peut conduire à un profil de surtension temporaire constitué d'un facteur de surtension élevé durant un temps court et un facteur plus faible durant une longue période.

5. REFERENCES

- [1] R. Eriksson : Surtensions temporaires dans les réseaux THT. Aspects sur les conditions de réseau et probabilité. Rapport 33-13 CIGRE 1986, Chapitre 1.1
- [2] IEC TC 37 (Germany) 40, July 1981 : Proposal of the German National Committee in connection with Document 37 (Central Office) 30 : Revision of Publication 99-1A
- [3] O. Vöcker : Contraintes de parafoudres par surtensions temporaires

avec fréquences d'oscillations autres que la fréquence industrielle. Rapport 33-13 CIGRE 1986, Chapitre 1.2

- [4] K.H. Weck : Duration of temporary overvoltages in resonant earthed and isolated neutral systems. Document 33-85 (WG 06) 8 IWD
- [5] D. Povh, W. Schultz : Analysis of overvoltages caused by transformer magnetizing inrush currents.. IEEE Trans. PAS 100 (1981) p.1355-1365
- [6] D. Boyle, K.F. Foreman : Summary of computer studies of switching overvoltages and surge arrester duty when energizing a 275 kV/132 kV transformer feeder circuit. Document 33-85 (WG06) 9 IWD
- [7] A. Schei : Overvoltages during single line-to-earth faults in arc suppression coil earthed systems. Principle considerations. Document CIGRE CE 33-84 (WG06) 2 IWD
- [8] A. Schei : Calculated overvoltages and surge arrester stresses during single line-to-earth faults in a 132 kV arc-suppression coil earthed network. Document CIGRE CE 33-84 (WG06) 3 IWD

conditions, resonance effects may arise on the LV side. These resonances are caused by the coupling of two oscillating circuits with approximately the same resonant frequency. The principle is shown in Figure. 10.

Resonance can occur if the resonance frequency of the primary LC-circuit consisting of the capacitance C_{HV} of the cable at the HV-side and the short circuit inductance of the feeding network (given by S_{SC}) corresponds to the resonance frequency of the secondary LC-circuit consisting of the capacitance C_{LV} of the cable at the LV-side and the leakage inductance of the transformer (given by S_T and u_k).

Figure 11 shows an example of such resonance phenomena of coupled circuits. The upper trace shows the overvoltage on the LV-side without surge arrester. The second trace shows that a metal oxide surge arrester on the LV-side damps such overvoltages strongly. The lower traces show the relevant arrester current and the energy absorbed.

Although without arresters the overvoltage factors at the LV-side in case of coupled circuits without load may reach values of 3 to 5, metal oxide surge arresters reduce them to harmless values. The arresters would be stressed considerably by such events, only if the total capacitance at the unloaded LV-side would be at least some μF for 123-kV- and 145-kV-systems or some tens of μF for medium voltage systems. As such values are not usual for practical system configurations, the arrester stresses caused by such resonance phenomena of cou-

pled circuits can be disregarded and the arrester can be applied for their limitation.

4. SIMULTANEOUS EVENTS FOR TEMPORARY OVERVOLTAGES

If several reasons for temporary overvoltages coincide at the same time the total overvoltage factor will be equal to the product of the relevant single ones, *i.e.* if an earth-fault occurs immediately after a load rejection the total overvoltage factor referred to the actual power frequency phase-to-earth voltage just before these events will be equal to the product of K_1 for the load rejection factor and the earth-fault factor K_3 , which however, must be that one, applicable to the part of the system subjected to the load rejection overvoltage.

Also an earth-fault after energization of unloaded lines results into phase-earth overvoltages equal to the product of the two factors for the two events. The two factors must apply to the same location.

The consideration of an event consisting of three single events, such as an earth-fault after load rejection at the end of a long line would even result in a product of three single factors. However, besides the low probability of such events, the actual overvoltage factors will not be as high as the maximum values obtained for the single events.

The duration of temporary overvoltages caused by the combination of several reasons is composed of the duration of the relevant single compo-

nents. This may lead to a temporary overvoltage profile consisting of a high overvoltage factor during a short time and a lower one during a longer period of time.

5. REFERENCES

- [1] R. Eriksson : Temporary overvoltages in EHV systems. Aspects on system conditions and probability. CIGRE report 33-13, 1986, Chapter 1.1
- [2] IEC TC 37 (Germany) 40 July 1981 : Proposal of the German National Committee in connection with Document 37 (Central Office) 30 : revision of Publication 99-1A
- [3] O. Völcker : Arrester stressing by temporary overvoltages with oscillation frequencies other than power frequency. CIGRE report 33-13, 1986, Chapter 1.2
- [4] K.-H. Weck : Duration of temporary overvoltages in resonant earthed and isolated neutral systems. Document 33-85 (WG 06) 8 IWD
- [5] D. Povh, W. Schultz : Analysis of overvoltages caused by transformer magnetizing inrush currents. IEEE Trans. PAS 100 (1981), pp. 1355-1365
- [6] D. Boyle, K.F. Foreman : Summary of computer studies of switching overvoltages and surge arrester duty when energizing a 275 kV/132 kV transformer feeder circuit. Document 33-85 (WG 06) 9 IWD
- [7] A. Schei : Overvoltages during single line-to-earth faults in arc-suppression coil earthed system. Principle considerations. Document CIGRE SC 33-84 (WG 06) 2 IWD
- [8] A. Schei : Calculated overvoltages and surge arrester stresses during single line-to-earth faults in a 132 kV arc-suppression coil earthed network. Document CIGRE SC 33-84 (WG 06) 3 IWD

Parafoudres à oxyde métallique dans les réseaux alternatifs

Partie 4 : Contraintes sur les parafoudres à oxyde métallique dues aux sursensions temporaires harmoniques

N. MENEMENLIS (auteur principal)
et M. ENÉ, J. BÉLANGER, G. SYBILLE, L. SNIDER
Groupe de Travail 06 du Comité d'Etudes 33

TABLE DES MATIÈRES

1. INTRODUCTION

2. DONNEES DE BASE

- 2.1. Effets de saturation du transformateur à la mise sous tension
- 2.2. Effets de la saturation d'un transformateur lors de l'apparition et de l'élimination de défauts
- 2.3. Effets résultant de la saturation du transformateur lors d'une réjection de charge
- 2.4. Facteurs affectant l'énergie dissipée dans les parafoudres à oxyde métallique

3. DESCRIPTION DU CIRCUIT DE TEST ET DE LA METHODE D'ESSAI

- 3.1. Circuit de test
- 3.2. Méthode d'essai

4. MISE SOUS TENSION DU TRANSFORMATEUR

- 4.1. Effet de la fréquence de résonance de l'impédance du réseau
 - 4.1.1. Sursensions présumées
 - 4.1.2. Energie du parafoudre
 - 4.1.3. Fréquence de résonance correspondant à l'énergie du parafoudre la plus élevée
- 4.2. Effet du rapport de la réactance à induit sans fer du transformateur sur la réactance directe de la source
 - 4.2.1. Définition du paramètre x_{ach}/x_1
 - 4.2.2. Sursensions présumées
 - 4.2.3. Energie du parafoudre
 - 4.2.3.1. Rapport entre l'énergie du parafoudre et les sursensions présumées
- 4.3. Effet de Z_{max} à la fréquence de résonance de la source
- 4.4. Effet de la variation de la tension de saturation du transformateur
- 4.5. Effet de la variation des impédances homopolaires
- 4.6. Variation de la résistance de la source en continu

5. DECLENCHEMENT ET ELIMINATION DE DEFAUTS AUX BORNES DU TRANSFORMATEUR

- 5.1. Effet de la fréquence de résonance de l'impédance du réseau sur les sursensions présumées

- 5.2. Energie du parafoudre et effet de niveau de protection du parafoudre
- 5.3. Effet de la durée du défaut sur l'énergie du parafoudre
- 5.4. Variation du rapport entre la réactance de l'induit sans fer du transformateur et l'impédance directe de la source
- 5.5. Effet de Z_{max} à la fréquence de résonance de la source
- 5.6. Effet de la tension de saturation du transformateur
- 5.7. Rapport entre la sursension présumée et l'énergie du parafoudre

6. REJECTION DE LA CHARGE

- 6.1. Effet d'une sursension à fréquence industrielle stationnaire à la suite d'une réjection de charge
- 6.2. Effet de la fréquence de résonance de l'impédance du réseau
 - 6.2.1. Sursensions présumées
 - 6.2.2. Energie du parafoudre
- 6.3. Effet du courant de court-circuit et de la puissance nominale du transformateur
- 6.4. Effet de Z_{max} à la fréquence de résonance de la source
- 6.5. Effet de la tension de saturation du transformateur
- 6.6. Effet de la variation de la réactance homopolaire de la source
- 6.7. Effet de la réactance de fuite homopolaire du transformateur

7. COMPARAISON DES RESULTATS

- 7.1. Correspondance entre les paramètres du réseau réel et les paramètres de la source équivalente
- 7.2. Comparaison des résultats de la mise sous tension du transformateur
- 7.3. Comparaison dans le cas de l'élimination de défauts

8. CONCLUSIONS ET PRINCIPAUX RESULTATS

9. BIBLIOGRAPHIE

1. INTRODUCTION

Ce rapport fait partie d'une série de rapports sur l'application des parafoudres à oxyde métallique dans les réseaux, objet d'une étude réalisée

par le Groupe de Travail 33.06 de la CIGRE. Les objectifs de ce travail sont les suivants :

- déterminer les paramètres du réseau et du transformateur qui affectent les sursensions présumées et donc l'énergie dissipée par les parafoudres à oxyde métallique lors des effets de saturation du transformateur provoqués par la mise sous tension du transformateur et l'annulation de défauts aux bornes du transformateur.

- rechercher dans quelle mesure ces paramètres ont une influence sur les sursensions présumées et sur les contraintes associées sur les parafoudres à oxyde métallique.

L'apparition de sursensions temporaires dues à la saturation du transformateur a été rapportée dans plusieurs publications (1-9). Le présent rapport présente cependant une analyse paramétrique du phénomène.

Une source unipolaire à paramètres variables a été utilisée pour représenter l'impédance du système telle qu'elle apparaît aux bornes du transformateur. La mise sous tension du transformateur, l'élimination des défauts et la réjection de charge ont été effectuées en utilisant cette simple source équivalente à paramètres variables avec un transformateur à paramètres variables et un parafoudre à niveau de protection variable. Une étude des paramètres a été réalisée sur un simulateur de réseau alternatif en temps réel afin d'identifier la valeur des paramètres du réseau impliquant les contraintes diélectriques présumées les plus importantes (c'est-à-dire les tensions sans parafoudre). On a procédé à une étude de l'effet de la variation des paramètres de chaque source, transformateur et parafoudre sur les sursensions présumées et sur l'énergie du parafoudre.

Metal-oxide surge arresters in AC systems

Part 4 : Stresses in metal-oxide surge-arresters due to temporary harmonic overvoltages

N. MENEMENLIS (main author)
and M. ENÉ, J. BÉLANGER, G. SYBILLE, L. SNIDER
Working Group 06 of Study Committee 33

TABLE OF CONTENTS

1. INTRODUCTION

2. BACKGROUND

- 2.1 Transformer saturation effects at energization
- 2.2 Transformer saturation effects at fault clearing
- 2.3 Transformer saturation effects at load rejection
- 2.4 Factors affecting the energy dissipated in the MO surge arresters

3. DESCRIPTION OF THE TEST CIRCUIT AND TEST PROCEDURE

- 3.1 Test circuit
- 3.2 Test procedure

4. TRANSFORMER ENERGIZATION

- 4.1 Effect of the resonant frequency of the network impedance
 - 4.1.1 Prospective overvoltages
 - 4.1.2 Arrester energy
 - 4.1.3 Resonance frequency corresponding to the highest arrester energy
- 4.2 Effect of the ratio of the air-core reactance of the transformer to the source positive sequence impedance
 - 4.2.1 Definition of the parameter x_{ch}/x_1
 - 4.2.2 Prospective overvoltages
 - 4.2.3 Arrester energy
- 4.3 Effect of Z_{max} at the source resonant frequency
- 4.4 Effect of variation of the transformer saturation voltage
- 4.5 Effect of variation of zero-sequence impedances
- 4.6 Variation of the DC resistance of the source

5. FAULT INITIATION AND CLEARING AT TRANSFORMER TERMINALS

- 5.1 Effect of the resonant frequency of the network impedance of the prospective overvoltages
- 5.2 Arrester energy and effect of surge arrester protective level
- 5.3 Effect of fault duration on the arrester energy
- 5.4 Variation of the ratio of the air-core reactance of the transformer to the source positive sequence impedance

5.5 Effect of Z_{max} at the resonant frequency of the source

5.6 Effect of variation of transformer saturation voltage

5.7 Relation between prospective overvoltages and arrester energy

6. LOAD REJECTION

- 6.1 Effect of steady-state power frequency overvoltage following a load rejection
- 6.2 Effect of the resonant frequency of the network impedance
 - 6.2.1 Prospective overvoltages
 - 6.2.2 Arrester energy
- 6.3 Effect of the short-circuit current and the transformer rated power
- 6.4 Effect of Z_{max} at the resonant frequency of the source
- 6.5 Effect of the transformer saturation voltage
- 6.6 Effect of variation of source zero-sequence reactance
- 6.7 Effect of the transformer zero-sequence leakage reactance

7. COMPARISON OF RESULTS

- 7.1 Correspondence of the real network and the equivalent source parameter
- 7.2 Comparison of transformer energization
- 7.3 Comparison of fault clearing

8. CONCLUSIONS AND MAIN RESULTS

9. REFERENCES

1. INTRODUCTION

This report is part of a series on the application of metal-oxide arresters in power systems, studied by CIGRE Working Group 33.09. Its objectives are :

- to identify the system and transformer parameters affecting the prospective overvoltages and, consequently, the energy dissipated in the MO surge arresters during transformer saturation effects caused by transformer energization and fault clearing at transformer terminals;

- to investigate the degree of influence these parameters have on the prospective overvoltages and MO surge arrester stresses;

Temporary-overvoltage initiation due to transformer saturation has been reported in several publications (1-9). This report, however, presents a parametric analysis of the phenomenon.

A single-pole variable-parameter source was used to represent the system impedance as seen from the transformer terminals. Transformer energization, fault clearing and load rejection were performed using this simple equivalent variable-parameter source, along with a variable-parameter transformer and a surge arrester with a variable protective level. A parametric study was performed on a real-time AC simulator to identify the value of the system parameters yielding the highest prospective voltage stresses (*i.e.* voltages without surge arresters). The effect of varying each source, transformer and arrester parameters on the prospective overvoltages and arrester energy was examined.

The results were validated using a detailed simulation of a real network. The prospective overvoltages and the arrester energy dissipated during transformer energization and fault clearing on the real network were compared with those obtained with a simple equivalent source having the same characteristic circuit parameters as those of the real network. Good correspondence was found between both sets of results.

The study shows that surge arresters applied in networks exhibiting parallel resonances at low harmonic frequencies may be subjected to severe energy stress. Networks exhibiting these characteristics therefore require detailed analysis in order to determine the required arrester ratings.

1a

Source: 2.5 kA fr=2.85 Q=15 Xach=0.3 Vsat=1.15

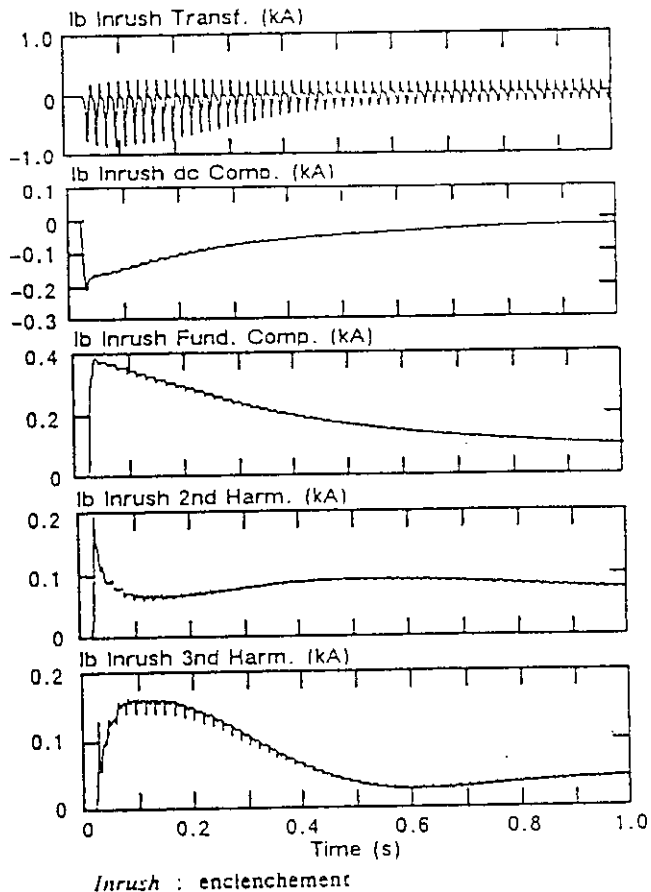
*Inrush* : enclenchement

Figure 1a : Mise sous tension du transformateur; courant d'enclenchement.

Figure 1a. Transformer energization, inrush current.

Les résultats ont été validés par une simulation détaillée d'un réseau réel. Les surtensions présumées et l'énergie du parafoudre dissipée lors de la mise sous tension du transformateur et l'élimination de défauts sur le réseau réel ont été comparées à celles obtenues avec une simple source équivalente ayant les mêmes paramètres caractéristiques de circuit que le réseau réel. On a pu constater une bonne correspondance entre les deux jeux de résultats.

L'étude montre que les parafoudres utilisés dans des réseaux caractérisés par des résonances parallèles à de basses fréquences harmoniques risquent d'être soumis à des contraintes énergétiques importantes. Les réseaux possédant de telles caractéristiques doivent donc faire l'objet d'une analyse détaillée de façon à déterminer les

spécifications requises par les parafoudres.

2. DONNÉES DE BASE

2.1 Effets de saturation du transformateur à la mise sous tension

Lors de la mise sous tension, les courants magnétisants du transformateur deviennent relativement élevés du fait de la saturation des noyaux. On peut voir à la Figure 1a une forme d'onde typique d'un courant d'enclenchement résultant de la mise sous tension d'un transformateur triphasé de 500 kV, 500 MVA. L'analyse de Fourier montre que, outre sa fondamentale et ses composantes de courant continu, le courant d'enclenchement est riche en harmoniques évolutives dans le

1b

Source: 2.5 kA fr=2.85 Q=15 Xach=0.3 Vsat=1.15

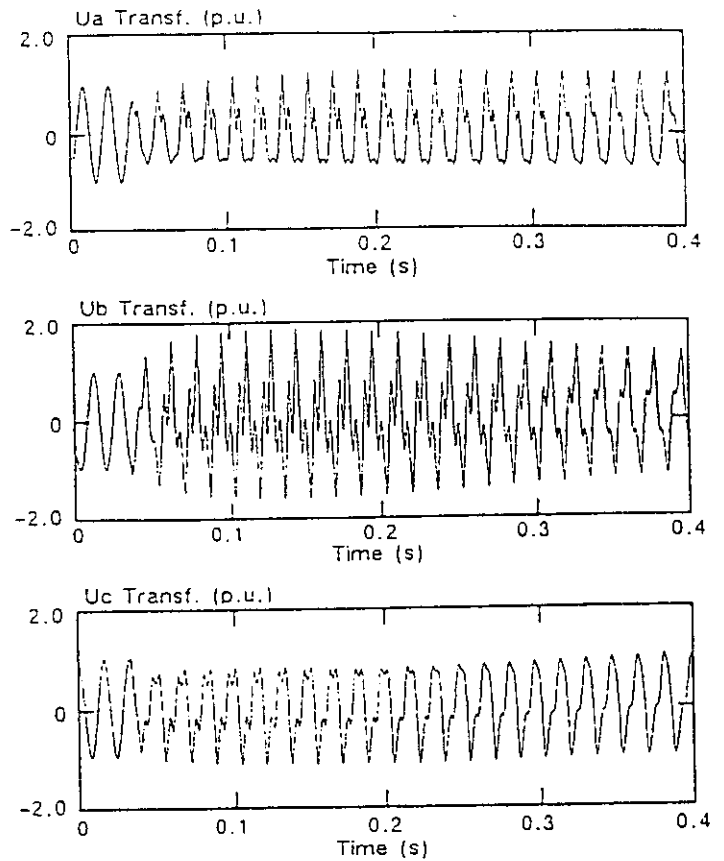


Figure 1b : Mise sous tension du transformateur; surtensions.

Figure 1b. Transformer energization, overvoltages.

temps. Ces harmoniques seront injectées dans le réseau et, en fonction de l'importance du courant harmonique et de l'impédance de transfert et de Thévenin au niveau de chaque fréquence harmonique, d'autres tensions harmoniques seront générées au niveau des bornes du transformateur et en d'autres points du réseau. En outre, dans les transformateurs modernes, le courant d'enclenchement peut durer plusieurs secondes, et les surtensions temporaires dans le réseau peuvent donc être importantes.

Les surtensions du transformateur, telles qu'elles sont représentées à la Figure 1b, durent aussi longtemps que le courant d'enclenchement. Elles sont riches en harmoniques d'ordre trois par suite de la combinaison de la composante harmonique d'ordre trois du courant d'enclenchement et de

2. BACKGROUND

2.1 Transformer saturation effects at energization

During energization, the magnetizing currents of the transformer become relatively high owing to saturation of the cores. A typical waveform for an inrush current resulting from the energization of a 500-kV, 500-MVA, three-phase transformer is shown in Figure 1a. Fourier analysis shows that, in addition to its fundamental and DC components, the inrush current is rich in harmonics varying in time. These harmonic components will be injected into the power system and subsequent harmonic voltages will be created at the transformer terminals and other locations in the network, depending on the magnitude of the harmonic current as well as the Thévenin and transfer impedance at each harmonic frequency. Furthermore, in modern transformers the inrush current may last for several seconds so that the temporary overvoltages throughout the system may be severe.

The transformer overvoltages, shown in Figure 1b, last as long as the inrush current. They are rich in the third harmonic as a result of the combination of the third harmonic component of the inrush current and system impedance which is resonant and close to that harmonic frequency. It is this type of overvoltage that may lead to excessive accumulation of energy in surge arresters.

2.2 Transformer saturation effects at fault application and clearing

As with transformer energization, transformer saturation effects are also present during fault clearing. Depending on the instant of fault application, a flux offset may be trapped in the core of the faulted phase or phases. At fault clearing, which occurs at the zero crossing of the short-circuit current, the voltage across the faulted phase may recover at a time close to the zero-crossing of the post-fault voltage. The inrush current will reach its maximum value only if the flux is trapped at its maximum value and with the same polarity of the flux resulting from the post-fault voltage.

The case of a single-phase-to-ground fault is illustrated in Figure 2. The inrush-current phenomenon at fault clearing is not as severe as with transformer energization but, if it

involves several transformers connected in the vicinity of the fault location, the severity increases and can lead to long-duration high harmonic overvoltages and high surge arrester energy build-ups.

2.3 Transformer saturation effects at load rejection

Temporary overvoltages caused by load rejection force some transformers into saturation. Although the increased fundamental component of the magnetizing current leads to greater reactive-power absorption, which helps to reduce the power-frequency component of the overvoltages, the harmonic currents generated by the saturated transformers can amplify the crest value of steady-state overvoltages after a load rejection. This phenomenon occurs when the network impedance as seen

from the transformer bus is resonant (or high) around one or more harmonic frequencies.

2.4 Factors affecting the energy dissipated in MO surge arresters

During saturation, the transformer can be viewed as a source of harmonic currents which, if injected into the network impedance, result in overvoltages and, consequently, energy build-up in the surge arrester. The current in the arrester is a function of the network impedance and the difference between the prospective overvoltages (overvoltages without surge arresters) and the arrester protective level, defined as the arrester voltage when a current of 1 kA flows through it : $U(1 \text{ kA})$. As this difference decreases owing to either lower prospective overvoltages or a higher

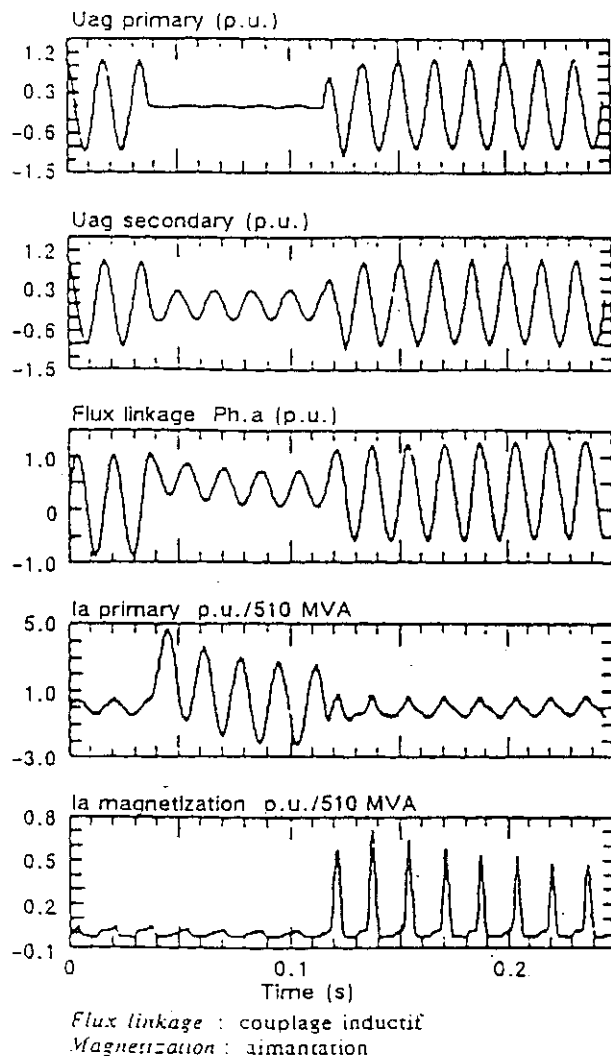


Figure 2 : Appartion et élimination des défauts (réf.1).

Figure 2. Fault application and clearing (ref.1).

l'impédance résonnante du réseau proche de cette fréquence harmonique. C'est ce type de surtension qui risque de conduire à une accumulation excessive d'énergie au niveau des parafoudres.

2.2 Effets de la saturation d'un transformateur lors de l'apparition et de l'élimination de défauts.

Comme dans le cas de la mise sous tension du transformateur, on constate également des effets de saturation du transformateur lors de l'élimination de défauts. En fonction du moment où le défaut se produit, un différentiel de flux peut être piégé dans le noyau de la (ou des) phase(s) défectueuse(s). Lors de l'élimination des défauts, lorsque l'intensité de court-circuit passe par zéro, la tension aux bornes de la phase défectueuse peut se rétablir à un moment proche de celui où la tension post-défaut passe par zéro. Le courant d'enclenchement n'atteint sa valeur maximale que si le flux est piégé à sa valeur maximale et si la polarité est identique à celle du flux résultant de la tension post-défaut.

Le cas d'un défaut monophasé à la terre est représenté à la Figure 2. Le phénomène du courant d'enclenchement lors de l'élimination des défauts n'est pas aussi important que lors de la mise sous tension du transformateur mais, si l'on a plusieurs transformateurs raccordés à proximité de l'endroit du défaut, la sévérité du phénomène augmente et peut conduire à des surtensions harmoniques importantes longue durée et à des accumulations importantes d'énergie au niveau des parafoudres.

2.3 Effets résultant de la saturation du transformateur lors d'une réjection de charge

Des surtensions temporaires provoquées par une réjection de charge peuvent engendrer un phénomène de saturation pour certains transformateurs. Bien que l'augmentation de la fondamentale du courant magnétisant conduise à une plus grande absorption de puissance réactive, ce qui favorise la réduction de la composante puissance-fréquence des surtensions, les courants harmoniques générés par les transformateurs saturés peuvent amplifier la valeur de crête des surtensions stationnaires après une réjection de charge. Ce phénomène se produit

lorsque l'impédance du réseau vue de la connexion du transformateur est à circuit résonnant (élevée) autour de une ou plusieurs fréquences harmoniques.

2.4 Facteurs affectant l'énergie dissipée dans les parafoudres à oxyde métallique

Pendant la saturation, le transformateur peut être considéré comme une source de courants harmoniques qui, s'ils sont injectés dans l'impédance du réseau, engendrent des surtensions et par conséquent une accumulation d'énergie au niveau du parafoudre. Le courant du parafoudre est fonction de l'impédance du réseau et de la différence entre les surtensions présumées (surtensions sans parafoudre) et le niveau de protection assuré par le parafoudre, définie comme la tension du parafoudre lorsqu'il est traversé par un courant de 1 kA : $U(1 \text{ kA})$. A mesure que cet écart diminue par suite d'un abaissement des surtensions présumées ou d'un accroissement du niveau de protection du parafoudre, le courant du parafoudre diminue également. L'énergie du parafoudre dépend non seulement de l'amplitude du courant du parafoudre mais aussi de la durée des surtensions présumées dont la valeur dépasse le niveau de protection du parafoudre.

D'une manière générale, l'énergie dissipée dans les parafoudres à oxyde métallique dépend essentiellement de trois facteurs que nous décrivons ci-après :

1. Amplitude des surtensions présumées, qui dépend à son tour :

— de l'amplitude des composantes de courants harmoniques générés pendant la saturation du transformateur, déterminée par les paramètres du transformateur, à savoir la réactance de l'induit sans fer, la réactance de fuite homopolaire et le niveau de la tension de saturation, ainsi que l'impédance du réseau ou l'intensité de court-circuit triphasé du réseau.

— de la composante de tension fondamentale du réseau au point de commutation, déterminée par les conditions d'exploitation du réseau et par le type de perturbation se produisant. Ce paramètre affecte la composante fondamentale et la composante harmonique du courant d'enclenchement.

— de l'impédance harmonique du réseau (directe, inverse et homopolaire) au point de commutation. L'amplitude de l'impédance de source au niveau des fréquences harmoniques dépend essentiellement de la présence à proximité des fréquences harmoniques d'un pôle d'impédance résultant de l'association de bobines de réactance, de lignes et de condensateurs qui peuvent conduire à des résonances de type parallèle. Les conditions d'exploitation du réseau, essentiellement l'importance et le type de la charge ainsi que la configuration du réseau, vont donc avoir un impact important sur l'amplitude et sur l'angle de phase de l'impédance du réseau.

2. Durée des surtensions présumées, qui dépend pour sa part :

— de l'instant de commutation du transformateur (ou du moment du défaut), qui ajoute une induction supplémentaire de compensation (différentiel de flux) au flux rémanent initial du noyau;

— de la résistance continue totale du réseau, rdc, qui détermine la vitesse d'amortissement du différentiel de flux et donc le taux d'harmoniques et les surtensions harmoniques.

3. Les caractéristiques U-I des parafoudres à oxyde métallique qui dépendent du matériau utilisé et du nombre d'éléments en série et parallèles. Dans la présente étude, le niveau de protection des parafoudres est défini comme la tension au niveau du parafoudre lorsque celui-ci est traversé par un courant de 1 kA.

3. DESCRIPTION DU CIRCUIT DE TEST ET DE LA MÉTHODE D'ESSAI

3.1 Circuit de test

De façon à réduire le nombre des variables à un niveau facile à gérer, le circuit utilisé tout au long de l'étude a été un circuit équivalent simple à paramètres variables ayant une impédance unipolaire, du type de celui représenté à la Figure 3. L'impédance de ce circuit représente l'impédance du réseau aux bornes du transformateur. Ce circuit permet d'analyser les surtensions harmoniques de réseaux ayant seulement un pôle d'impédance à la fois, et

arrester protective level, so does the current in the arrester. The arrester energy depends not only on the amplitude of the arrester current but also on the duration of the prospective over-voltages whose value exceeds the arrester protective level.

In general, the energy dissipated in MO surge arresters depends mainly on the three factors described below.

1. Amplitude of the prospective overvoltages, which further depends on :

- the *amplitude of the harmonic-current components* generated during transformer saturation, which is determined by the transformer parameters : the air core reactance, zero-sequence leakage reactance and the saturation voltage level, as well as the system impedance or the three-phase short-circuit current of the system.
- the *fundamental voltage component of the system* at the switching location, which is determined by the system operating conditions and the type of disturbance that occurs. This parameter affects the fundamental and harmonic components of the inrush current.
- the *harmonic impedance of the system* (positive, negative and zero sequence) at the switching location. The amplitude of the source impedance at the harmonic frequencies depends mainly on the presence of an impedance pole near harmonic frequencies, resulting from the combination of reactors, lines and capacitors which can lead to parallel-type resonances. Therefore, the system operating conditions, principally the amount and type of loads and system configuration, will have a significant impact on the amplitude and phase angle of the system impedance.

2. Duration of the prospective over-voltages, which further depends on :

- the *instant of transformer switching* (or fault application), which adds a core flux offset to the initial core remanent flux;
- the *total DC resistance of the system*, r_{dc} which determines the rate of the decay of the flux offset and, consequently, the harmonic content and the harmonic overvoltages.

3. The U-I characteristics of the metal oxide arresters which depend on the material used and the number of series and parallel elements. In this study, the surge arrester protective level is defined as the voltage across the arrester when 1-kA current flows through it.

3. DESCRIPTION OF THE TEST CIRCUIT AND TEST PROCEDURE

3.1 Test circuit

In order to reduce the number of variables to a manageable level, a simple variable-parameter equivalent circuit with an impedance having only one pole, as shown in Figure 3, was used throughout the study. The impedance of this circuit represents the network impedance as seen from the transformer terminals. This circuit allows harmonic overvoltages of systems having only one impedance pole at a time to be analyzed and the importance of each parameter to be assessed.

The energizing transformer consisted of a two-winding three-phase transformer with the primary winding in a grounded-*wye* connection and the secondary connected in *delta*. This model can also represent a three-winding transformer *YYD* with the secondary winding unloaded. A variable-parameter transformer model was used in the simulator, which offered the possibility of representing a wide range of transformers existing in real networks. The transformer model used consists of variable linear reactors and variable linear and saturable transfor-

mers to represent the air core and zero-sequence leakage reactances and the saturation voltage level. Various transformer sizes were simulated by varying the aircore reactance and zero-sequence leakage reactance. The saturation voltage was also varied.

The protective voltage at 1 kA discharge current of arresters installed in power systems for typical applications is between 1.6 and 2.2 times the nominal phase-to-ground peak voltage of the system. Arrester models with six different protective levels were used to cover this range.

3.2 Test procedure

Transformer energization and fault applications and clearings were performed using this simple test circuit. A parametric study was conducted to examine the effect of varying each network and transformer parameter on the prospective overvoltages and arrester energy. In this context, the parametric study consisted of varying each parameter individually and recording its influence on the prospective overvoltages and arrester energy.

The base-case configuration of the equivalent source corresponds to a 500-kV system with the following characteristics :

- three-phase short-circuit current, $i_{sc} = 2.5$ kA
- resonant frequency of the equivalent source impedance, f_r , which remained a variable parameter for each test
- quality factor, $Q_f = R / 2\pi f_r L = 15$, for the equivalent source impedance

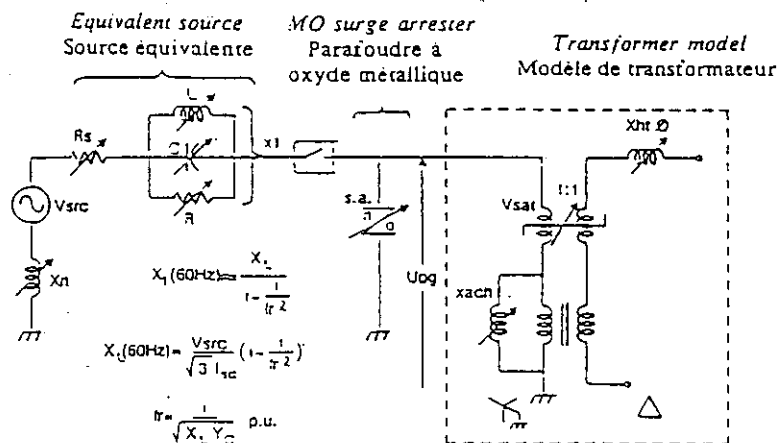


Figure 3 : Circuit simplifié de la mise sous tension du transformateur et de l'apparition et l'élimination de défauts.

Figure 3. Simplified circuit for transformer energization and fault application and clearing.

d'estimer l'importance de chaque paramètre.

Le transformateur de mise sous tension est un transformateur triphasé à deux enroulements, l'enroulement primaire ayant un raccordement en étoile mis à la terre, et l'enroulement secondaire étant connecté en triangle. Ce modèle peut également être un transformateur à trois enroulements étoile-étoile-triangle, l'enroulement secondaire étant sans charge. Un modèle de transformateur à paramètres variables a été utilisé dans le simulateur, ce qui a permis de représenter une vaste gamme des transformateurs existants dans les réseaux réels. Le modèle de transformateur utilisé est formé d'inductances linéaires réglables et de transformateurs de réglage linéaires à saturation de façon à représenter les réactances à fuite homopolaire et à induit sans fer, ainsi que le niveau de tension de saturation. Diverses dimensions de transformateurs ont été simulées par un réglage de la réactance à induit sans fer et de la réactance de fuite homopolaire. La tension de saturation a également été réglée.

La tension de protection pour une intensité des décharges de 1 kA pour les parafoudres installés dans les réseaux pour des applications typiques est de l'ordre de 1,6 à 2,2 fois la tension de crête nominale entre phase et terre du réseau. Des modèles de parafoudres avec six niveaux de protection différents ont été utilisés pour couvrir cette gamme.

3.2 Méthode d'essai

La mise sous tension du transformateur et les déclenchements et éliminations des défauts ont été réalisés à l'aide de ce circuit de test simple. Une étude paramétrique a été menée à bien de façon à examiner l'effet d'une modification des paramètres de chaque réseau et de chaque transformateur sur les surtensions présumées et l'énergie des parafoudres. Dans ce contexte, l'étude des paramètres a consisté à régler chaque paramètre individuellement et à enregistrer son influence sur les surtensions présumées et sur l'énergie des parafoudres.

La configuration de base de la source équivalente correspond à un réseau de 500 kV ayant les caractéristiques suivantes :

- une intensité de court-circuit triphasée (i_{sc}) de 2,5 kA

- une fréquence de résonance de l'impédance de source équivalente (f_r), paramètre variable pour chaque test
- un facteur de qualité, $Q_{fr} = R / 2\pi f_r L = 15$, pour l'impédance de source équivalente correspondant à $Z_{max} / x_1 = 22,5$ pour une fréquence de résonance égale à deux fois la fréquence du réseau. Z_{max} correspond à l'impédance maximale à la fréquence de résonance pour laquelle x_1 est la réactance du réseau à la fréquence fondamentale.
- un rapport de la réactance homopolaire à la réactance directe du circuit à 60 Hz, $x_0/x_1 = 3$
- une très faible résistance en continu, $r_1/x_1 = 0,03$
- une fréquence de résonance de l'impédance neutre (identique à celle du pôle direct).

Le transformateur de base mis sous tension possède les caractéristiques suivantes :

- puissance nominale, $p_{nom} = 500$ MVA
- réactance de l'induit sans fer, $x_{ach} = 0,3$ p.u./ p_{nom}
- réactance de fuite homopolaire du côté mis sous tension, $x_{h\pi 0} = 0,4$ p.u./ p_{nom}
- tension de saturation, $V_{sat} = 1,15$ p.u.

L'influence de l'instant de commutation dans le cas de la mise sous tension des transformateurs et de l'élimination des défauts a été prise en considération en effectuant une série de 200 commutations aléatoires pour chaque test et en choisissant les cas correspondant aux surtensions les plus hautes et à l'énergie la plus élevée du parafoudre.

4. MISE SOUS TENSION DU TRANSFORMATEUR

4.1 Effet de la fréquence de résonance de l'impédance du réseau

4.1.1 Surtensions présumées

Dans cette première série d'essais, l'effet de la fréquence de résonance de l'impédance du réseau sur les surtensions présumées a été évalué en faisant varier la fréquence de résonance de source de 1,75 p.u. à 5,25 p.u. Tous les autres paramètres de la source

et du transformateur sont restés constants, conformes aux valeurs de la configuration de base telle qu'elle est définie au point 3.2.

Les surtensions présumées sont tracées comme étant fonction de la fréquence de résonance de l'impédance de source, comme indiqué à la Figure 4. Les formes d'ondes de la tension du transformateur et du courant d'enclenchement sont représentées à la Figure 1 pour un cas donné.

Les résultats montrent que, à mesure que la fréquence de résonance de l'impédance de source varie, les surtensions présumées obtenues passent par des valeurs maximales différentes lorsque cette fréquence est proche de celle d'une impédance harmonique.

L'amplitude maximale des courants harmoniques diminue très rapidement à mesure que l'ordre des harmoniques augmente (1). On peut ainsi prévoir que, pour une impédance harmonique du réseau de même amplitude, les surtensions seront plus élevées pour les fréquences harmoniques d'ordre plus bas. En d'autres termes, dans la mesure où la deuxième harmonique du courant d'enclenchement est plus élevée que toute autre harmonique pour un différentiel de flux quel qu'il soit, les surtensions les plus élevées sont obtenues lorsque l'impédance du réseau est à résonance, ou à une valeur élevée, au niveau de la seconde harmonique, tous les autres paramètres étant constants. Les résultats montrent cela clairement.

Les surtensions plus basses sont progressivement obtenues lorsque la source est à résonance respectivement au niveau de la troisième, de la quatrième et de la cinquième harmonique.

D'après les résultats de la Figure 4, il convient de noter que les surtensions les plus élevées ont été obtenues à des fréquences de résonance d'impédance du réseau légèrement inférieures aux fréquences harmoniques. Avec un niveau de court-circuit de 2,5 kA à 500 kV, les fréquences engendrant les surtensions les plus élevées à proximité de la deuxième et de la troisième harmonique sont par exemple respectivement 1,875 p.u. et 2,85 p.u. Ce résultat peut s'expliquer de la façon suivante.

On sait, tout d'abord, que les composantes de courants harmoniques s'associent à l'impédance harmonique

ce corresponding to $Z_{max}/x_1 = 22.5$ for a resonant frequency of twice the power frequency. Z_{max} is the maximum impedance at the resonance frequency for which x_1 is the system reactance at fundamental frequency.

- ratio of the zero-sequence to positive-sequence reactance of the circuit at 60 Hz, $x_0/x_1 = 3$
- very low DC resistance, $r_1/x_1 = 0.03$
- resonant frequency of the neutral impedance (same as that of the positive-sequence pole).

The base-case energized transformer has the following characteristics :

- rated power, $p_{nom} : 500$ MVA
- air core reactance, $x_{ach} : 0.3$ p.u./ p_{nom}
- zero-sequence leakage reactance as seen from the energized side, $x_{ht0} : 0.4$ p.u./ p_{nom}
- saturation voltage, $v_{sat} : 1.15$ p.u.

The influence of the instant of switching, in the case of transformer energization and fault clearing, was taken into consideration by performing a series of 200 random switchings for each test and selecting the cases corresponding to highest overvoltages and arrester energy.

4. TRANSFORMER ENERGIZATION

4.1 Effect of the resonant frequency of the network impedance

4.1.1 Prospective overvoltages

In this first series of tests, the effect of the resonant frequency of the network impedance on prospective overvoltages was evaluated by varying the resonant frequency of the source impedance from 1.75 p.u. to 5.25 p.u. All other source and transformer parameters were kept constant at the base-case configuration values defined in section 3.2.

The prospective overvoltages are plotted as a function of the resonant frequency of the source impedance, as shown in Figure 4. The waveforms of the transformer voltage and inrush current for a representative case are given in Figure 1.

The results show that, as the resonant frequency of the source impedance varies, the prospective overvoltages obtained pass through distinct maxi-

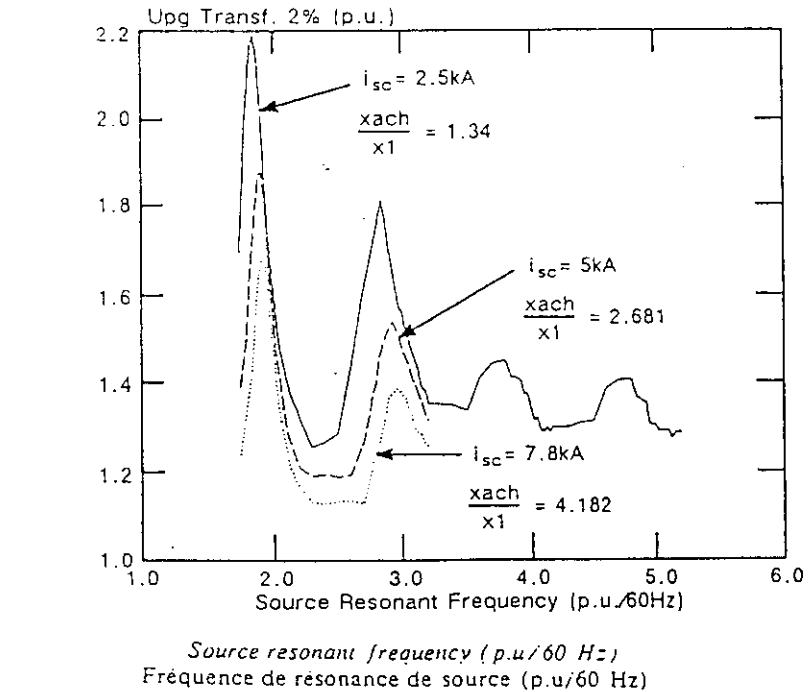


Figure 4 : Effet de la fréquence de résonance et du courant de court-circuit (i_{sc}) sur les surtensions présumées.

Figure 4. Effect of resonant frequency and short-circuit current (i_{sc}) on the prospective overvoltages.

ma, when this frequency approaches that of a harmonic impedance.

The maximum amplitude of the harmonic currents decreases very rapidly with increasing harmonic order (1). It is thus expected that, for the same amplitude of the network harmonic impedance, overvoltages will be higher for lower-order harmonic frequencies. In other words, since the second-harmonic component of the inrush current is higher than any other harmonic, for any flux offset, the highest overvoltages are obtained when the network impedance is resonant, or has a high value, at the second harmonic, all other parameters being constant. The results demonstrate this clearly.

Progressively lower overvoltages are obtained when the source is resonant at the third, fourth and fifth harmonics respectively.

It should be noted from the results in Figure 4 that the highest overvoltages were obtained at network impedance resonant frequencies slightly lower than the harmonic frequencies. For example, with a short-circuit level of 2.5 kA at 500 kV, the frequencies generating the highest overvoltages in the vicinity of the second and third harmonics are 1.875 p.u. and 2.85 p.u.

respectively. This result may be explained as follows.

First, it is known that the harmonic-current components combine with the harmonic impedance of the system, creating the harmonic-voltage components. The total voltage is related to the vector sum of these harmonic-voltage components. The resultant maximum overvoltage does not necessarily coincide with the exact harmonic frequency.

Second, during transformer saturation and, more specifically, for a particular harmonic frequency, the transformer can be represented by an ideal harmonic current source, I_{sn} , shunted by an equivalent inductance, as shown in Figure 5. This equivalent inductor increases the effective resonant frequency, f_e , of the system impedance as seen by the ideal current source. The resonant frequency, f_r , of the equivalent circuit must therefore be set to a lower value than the harmonic frequency in order to compensate for the detuning of the transformer.

4.1.2 Arrester energy

The arrester current and, therefore, the arrester energy depend on the difference between the prospective over-

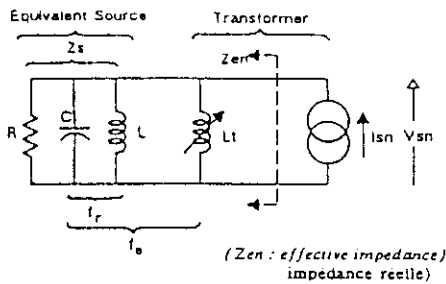


Figure 5 : Représentation du transformateur et de la source équivalente pendant la mise sous tension.

Figure 5. Equivalent source and transformer representation during energization.

du système, créant ainsi les composantes de tensions harmoniques. La tension totale est liée à la somme des vecteurs de ces composantes de tensions harmoniques. La surtension maximale en résultant ne coïncide pas nécessairement avec la fréquence harmonique exacte.

Deuxièmement, pendant la saturation du transformateur et plus spécifiquement pendant une fréquence harmonique particulière, le transformateur peut être représenté par une source de courant harmonique idéale, I_{sn} , shuntée par une inductance équivalente, comme indiqué à la Figure 5. Cette bobine d'inductance équivalente fait augmenter la fréquence de résonance réelle, f_e , de l'impédance du réseau telle qu'elle est vue par la source de courant idéale. La fréquence de résonance, f_r , du circuit équivalent doit donc être réglée sur une valeur inférieure à la fréquence harmonique de façon à compenser le désaccord du transformateur.

4.1.2 Energie du parafoudre

Le courant du parafoudre, et donc l'énergie du parafoudre, dépend de la différence entre les surtensions présumées et le niveau de protection du parafoudre. Dans la mesure où les surtensions présumées passent par diverses valeurs maximales pour une fréquence de résonance de l'impédance du réseau proche des fréquences harmoniques, l'énergie maximale du parafoudre se caractérise également par diverses valeurs maximales lorsque la fréquence de résonance de l'impédance du réseau est proche d'une fréquence harmonique.

En outre, comme dans le cas des surtensions présumées, l'énergie dissi-

pée dans le parafoudre diminue de façon importante avec des fréquences plus élevées à mesure que la différence entre les surtensions présumées et le niveau de protection du parafoudre diminue. A la Figure 6, l'énergie du parafoudre tombe de 32 kJ/kV pour un réseau en résonance à la deuxième harmonique à 2,2 kJ/kV pour un réseau en résonance à la troisième harmonique.

On peut voir à la Figure 7 un récapitulatif de l'énergie des parafoudres en fonction du niveau de protection pour quatre combinaisons différentes de niveau de court-circuit (I_{sc})/taille du transformateur (puissance nominale du transformateur : p_{nom}). Pour chaque courbe de ce graphique, tous les paramètres du circuit sont maintenus constants à l'exception de la fréquence de résonance de la source équivalente. Chaque point de la courbe correspond à la fréquence de résonance de l'impédance de source qui engendre l'énergie maximale du parafoudre pour cette combinaison particulière de paramètres du circuit et du niveau de protection du parafoudre.

4.1.3 Fréquence de résonance correspondant à l'énergie du parafoudre la plus élevée

La fréquence de résonance de l'impédance de source conduisant aux énergies maximales du parafoudre est légèrement supérieure à celle conduisant aux surtensions maximales présumées. Dans le cas d'un niveau de court-circuit de 2,5 kA et d'un transformateur de 500 MVA, la fréquence de l'impédance de source conduisant à la surtension la plus élevée, 2,2 p.u., est par exemple 1,875 p.u. Lorsqu'on utilise un parafoudre, la fréquence de résonance de la source donnant les énergies maximales du parafoudre passe à 1,925 p.u. Cette fréquence ne dépend cependant que des paramètres du transformateur et de la source équivalente et reste constante pour divers niveaux de protection associés au parafoudre.

L'énergie du parafoudre dépend non seulement de l'amplitude mais aussi énormément de la durée des surtensions présumées au-delà du niveau de protection du parafoudre. Pendant la phase de conduction, le parafoudre a pour effet d'appliquer une résistance en parallèle au reste du réseau, résistance qui est définie par l'inclinaison de la courbe tension-inten-

sité du parafoudre. Une modification du niveau de protection du parafoudre entraîne essentiellement une modification du niveau de la courbe de tension-intensité, mais non une modification de l'inclinaison de la courbe. En conséquence, pour un jeu de paramètres de circuit constants donné, la fréquence de résonance de l'impédance du réseau à laquelle l'énergie maximale se produit n'est pas affectée par les différents niveaux de protection du parafoudre.

4.2 Effet du rapport de la réactance à induit sans fer du transformateur sur la réactance directe de la source

4.2.1 Définition du paramètre X_{ach}/X_1

La réactance à induit sans fer du transformateur, X_{ach} , est considérée comme une mesure représentant la taille du transformateur. La réactance directe à 60 Hz de la source équivalente, X_1 , correspondant à l'intensité de court-circuit triphasée, représente une mesure de la source équivalente. Le rapport de la réactance à induit sans fer du transformateur à la réactance directe de la source, X_{ach}/X_1 , est finalement utilisé comme une mesure de la taille relative du transformateur sous tension par rapport au niveau de court-circuit de la source équivalente.

Un rapport X_{ach}/X_1 élevé représente par exemple un transformateur petit par rapport au réseau.

Deux circuits différents ayant le même rapport X_{ach}/X_1 mais ayant des intensités de court-circuit et des puissances de transformateur différentes vont générer des surtensions présumées du même ordre. Cela a été mis en relief par les résultats d'essais qui n'ont pas été présentés ici.

La grandeur X_{ach}/X_1 , paramètre caractérisant simultanément le transformateur et la source équivalente, est donc adoptée comme un paramètre fondamental permettant de déterminer les surtensions lors de la mise sous tension du transformateur. Les résultats des surtensions sont de ce fait indépendants de la valeur absolue du niveau de court-circuit et de la puissance du transformateur et dépendent plutôt de la puissance apparente relative du transformateur par rapport à l'intensité de court-circuit de la source équivalente. Les valeurs d'énergie dépendent cependant non seulement

voltages and the arrester protective level. Since the prospective overvoltages pass through distinct maxima for a resonant frequency of the network impedance close to the harmonic frequencies, the maximum arrester energy also demonstrates distinct maxima when the resonant frequency of the network impedance is close to a harmonic frequency.

Moreover, as with prospective overvoltages, the energy dissipated in the surge arrester decreases substantially with higher frequencies as the difference between the prospective overvoltages and the arrester protective level decreases. In Figure 6, the arrester energy drops from 32 kJ/kV for a network resonant at the second harmonic to 2.2 kJ/kV for a network resonant at the third harmonic.

A summary of the arrester energy as a function of the protective level for four different short-circuit level (I_{sc}) / transformer size (transformer rated power : p_{nom}) combinations is shown in Figure 7. For each curve on this graph, all circuit parameters are kept constant except for the resonant frequency of the equivalent source. Each point on the curve corresponds to the source impedance resonant frequency which yields the maximum arrester energy for that particular combination of arrester protective level and circuit parameters.

4.1.3 Resonance frequency corresponding to the highest arrester energy

The resonance frequency of the source impedance leading to the maximum arrester energies is slightly higher than that leading to the maximum prospective overvoltages. For example, in the case of a short-circuit level of 2.5 kA and a 500-MVA transformer, the frequency of the source impedance leading to the highest overvoltage, 2.2 p.u., is 1.875 p.u. When applying a surge arrester, the resonant frequency of the source yielding to the maximum arrester energies shifts to 1.925 p.u. However, this frequency depends only on the equivalent-source and transformer parameters and remains constant for different arrester protective levels.

The arrester energy depends not only on the amplitude but also, strongly, on the duration of the prospective overvoltages above the arrester protective level. During conduction, the

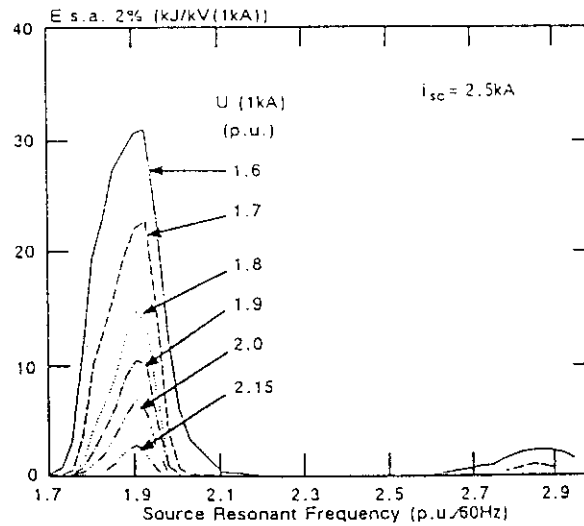


Figure 6 : Effet de la variation du niveau de protection du parafoudre (U(1kA)) sur l'énergie du parafoudre.

Figure 6. Effect of variation of the arrester protective level (U(1kA)) on the arrester energy.

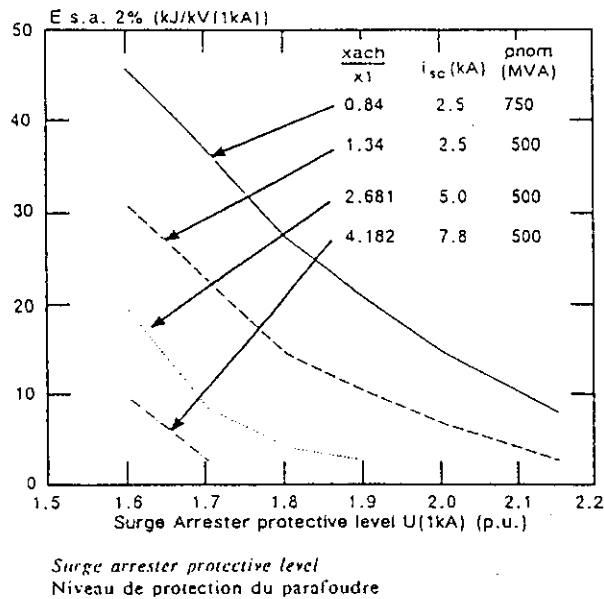


Figure 7 : Effet du niveau de protection du parafoudre sur l'énergie du parafoudre pour différents rapports x_{ach}/x_1 .

Figure 7. Effect of surge arrester protective level on the arrester energy for different x_{ach}/x_1 .

arrester has the effect of applying a resistance in parallel with the remaining network, a resistance which is defined by the slope of the arrester voltage-current characteristic. Changing the arrester protective level essentially changes the level of the voltage-current characteristic but not its slope. Consequently, for a given set of constant circuit parameters, the network impedance resonant frequency at which the maximum energy occurs is not affected by the different arrester protective levels.

4.2 Effect of the ratio of the air-core reactance of the transformer to the source positive sequence reactance

4.2.1 Definition of the parameter x_{ach}/x_1

The air-core reactance of the transformer, x_{ach} is taken as a measure representing the transformer size. The positive-sequence reactance at 60 Hz of the equivalent source, x_1 , corresponding to the three-phase short-circuit current, represents a measure of

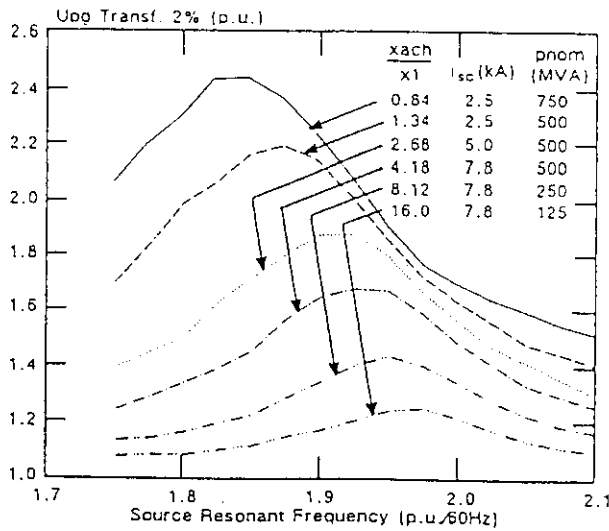


Figure 8 : Effet de la variation de la fréquence de résonance sur les surtensions présumées pour différents rapports x_{ach}/x_1 .

Figure 8. Effect of variation of the resonant frequency on the prospective overvoltages for different x_{ach}/x_1 .

du rapport x_{ach}/x_1 mais aussi de la valeur absolue de l'intensité de court-circuit ou de x_1 , comme cela sera respectivement mis en relief aux points 4.2.3 et 6.3.

4.2.2 Surtensions présumées

Une série de tests a été réalisée en faisant varier le rapport x_{ach}/x_1 de 0,84 à 16. Sur un réseau de 500 kV, cette plage de réglages permet de simuler la mise sous tension de transformateurs d'une puissance nominale de 125 MVA à 750 MVA sur des réseaux ayant une intensité de court-circuit variant de 2,5 kA à 7,8 kA. Les résultats sont indiqués aux Figures 8 et 9. Les surtensions maximales obtenues peuvent atteindre 2,44 p.u. pour une valeur du rapport x_{ach}/x_1 égale à 0,84. Ces chiffres montrent clairement que, à mesure que la puissance du transformateur commuté augmente ou à mesure que le réseau s'affaiblit, on constate une augmentation des surtensions obtenues.

L'écart entre la fréquence de résonance de l'impédance du réseau conduisant aux surtensions les plus élevées et les fréquences harmoniques correspondantes diminue à mesure que le rapport x_{ach}/x_1 augmente. Au voisinage de la fréquence de deuxième harmonique, la fréquence de résonance conduisant à la surtension la plus élevée varie par exemple de 1,85 p.u. à 1,975 p.u. pour un rapport allant de 0,84 à 16.

4.2.3 Energie du parafoudre

D'une manière générale, si l'on suit le modèle des surtensions présumées, l'énergie du parafoudre diminue à mesure que le rapport x_{ach}/x_1 augmente, cela étant mis en relief aux Figures 10 et 11. En outre, pour le même rapport x_{ach}/x_1 , l'énergie du parafoudre augmente à mesure que le niveau de court-circuit de la source augmente.

La fréquence de résonance de l'impédance du réseau résultant de

l'énergie maximale du parafoudre se situe entre la fréquence de résonance de l'impédance du réseau générant les surtensions maximales et la fréquence harmonique pour les mêmes paramètres du réseau. On pourra voir à la Figure 12 une comparaison de ces deux fréquences, avec un tracé des surtensions présumées et de l'énergie du parafoudre pour les deux rapports x_{ach}/x_1 en fonction de la fréquence de résonance. Ce chiffre indique que, pour des rapports x_{ach}/x_1 de 0,84 et de 1,34, la fréquence des surtensions maximales présumées est respectivement de 1,85 p.u. et de 1,875 p.u., alors que la fréquence des énergies maximales du parafoudre intervient respectivement à 1,90 p.u. et 1,925 p.u. pour un parafoudre ayant un niveau de protection de 1,6 p.u.

4.2.3.1 Rapport entre l'énergie du parafoudre et les surtensions présumées

Le rapport entre l'énergie du parafoudre et la surtension présumée est mise en relief à la Figure 13. Cette courbe a été obtenue par un tracé de l'énergie en fonction des surtensions présumées pour des rapports x_{ach}/x_1 différents et pour un niveau de protection du parafoudre de 1,6 p.u. A mesure que la fréquence de résonance augmente, la surtension présumée et l'énergie du parafoudre augmentent également jusqu'à une fréquence spécifique au-delà de laquelle la surtension présumée commence à diminuer

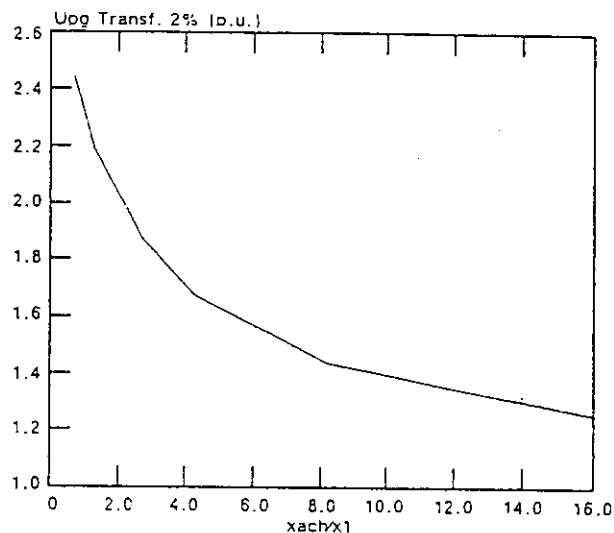


Figure 9 : Effet de la variation du rapport x_{ach}/x_1 sur les surtensions présumées pour un réseau accordé à proximité de la deuxième harmonique (valeurs maximales d'après la Figure 8).

Figure 9. Effect of variation of x_{ach}/x_1 on the prospective overvoltages for a system tuned near the 2nd harmonic (maxima from Figure 8).

the equivalent source. Finally, the ratio of the air-core reactance of the transformer to the source positive-sequence reactance, x_{act}/x_1 , is used as a measure of the relative size of the energized transformer with respect to the short-circuit level of the equivalent source.

For example, a high x_{act}/x_1 ratio represents a transformer which is small relative to the system.

Two distinct circuits with the same x_{act}/x_1 ratio but different short-circuit currents and transformer ratings will generate prospective overvoltages of the same order. This has been demonstrated by test results not shown here.

Thus the quantity x_{act}/x_1 , a parameter characterizing the transformer and the equivalent source simultaneously, is adopted as a fundamental parameter for determining the overvoltages during transformer energization. This makes the overvoltage results independent of the absolute value of the short-circuit level and transformer rating and dependent rather on the relative MVA rating of the transformer with respect to the short-circuit current of the equivalent source. The energy values, however, depend not only on the ratio x_{act}/x_1 but also on the absolute value of the short-circuit current or x_1 as will be shown in sections 4.2.3 and 6.3 respectively.

4.2.2 Prospective overvoltages

A series of tests was performed with the ratio x_{act}/x_1 ratio varying from 0.84 to 16. On a 500-kV system this range of variation can represent the energization of transformers with a nominal power of 125 MVA to 750 MVA on systems with a short-circuit current varying from 2.5 kA up to 7.8 kA. The results are shown in Figures 8 and 9. The maximum overvoltages obtained can reach 2.44 p.u. for a value of the x_{act}/x_1 ratio equal to 0.84. These figures show clearly that, as the rating of the switched transformer increases or the system becomes weaker, the overvoltages obtained increase.

The gap between the network impedance resonant frequency leading to the highest overvoltages and the corresponding harmonic frequencies decreases as the x_{act}/x_1 ratio increases. For example, in the neighborhood of the second-harmonic frequency, the resonant frequency leading to the highest overvoltage varies

from 1.85 p.u. to 1.975 p.u. for a ratio varying from 0.84 to 16.

4.2.3 Arrester energy

In general, following the pattern of the prospective overvoltages, the arrester energy decreases as the x_{act}/x_1 ratio increases, as shown in Figures 10 and 11. Furthermore, for the same x_{act}/x_1 ratio, the arrester energy increases as the source short-circuit level increases.

The network impedance resonant frequency resulting in the maximum

arrester energy lies between the network impedance resonant frequency generating the maximum overvoltages and the harmonic frequency for the same network parameters. A comparison of these two frequencies is illustrated in Figure 12, where the prospective overvoltages and the surge arrester energy for two x_{act}/x_1 ratios are plotted as a function of the resonant frequency. This figure shows that for x_{act}/x_1 ratios of 0.84 and 1.34, the frequency of the maximum prospective overvoltages is 1.85 p.u. and 1.875 p.u. res-

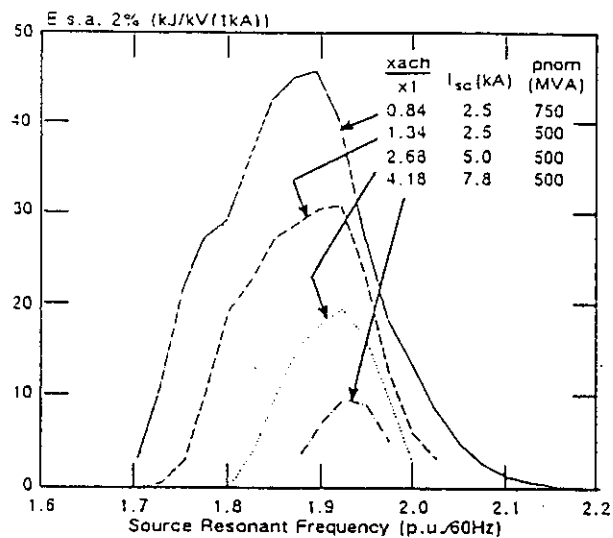


Figure 10 : Effet de la variation du rapport x_{act}/x_1 sur l'énergie du parafoudre pour U (1 kA) = 1,6 p.u.

Figure 10. Effect of variation of the ratio x_{act}/x_1 on the arrester energy for $U(1 \text{ kA}) = 1.6 \text{ p.u.}$

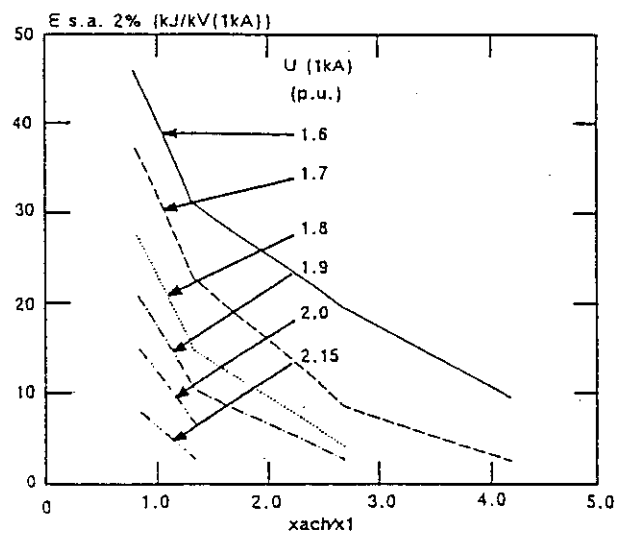


Figure 11 : Effet de la variation du rapport x_{act}/x_1 sur l'énergie du parafoudre pour différents niveaux de protection du parafoudre.

Figure 11. Effect of variation of x_{act}/x_1 on the arrester energy for different arrester protective levels.

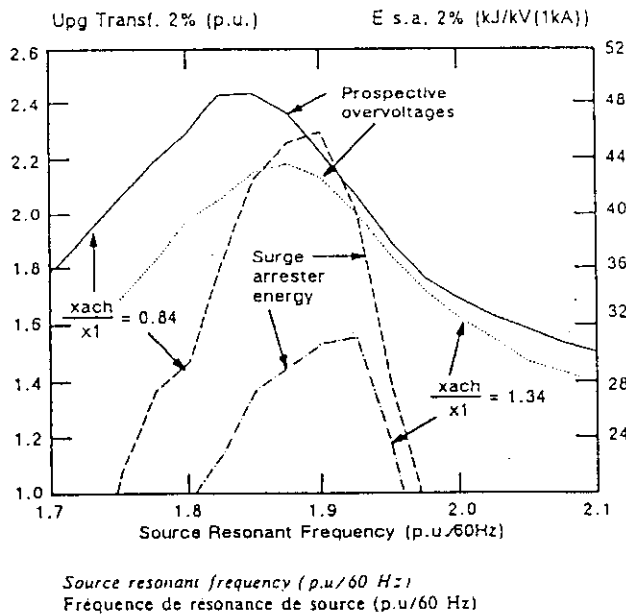


Figure 12 : Effet de la variation de la fréquence de résonance sur les surtensions présumées et l'énergie du parafoudre.

Figure 12. Effect of variation of the resonant frequency on the prospective overvoltages and arrester energy.

alors que l'énergie du parafoudre continue d'augmenter jusqu'à un autre niveau de fréquence au-delà duquel elle commence à diminuer.

Considérant par exemple le cas de $x_{ach}/x_1 = 0,84$, tandis que la fréquence de résonance augmente de 1,7 p.u. à 1,825 p.u., les surtensions présumées augmentent de 1,79 p.u. à 2,44 p.u., et l'énergie de 3,1 kJ/kV (1 kA) à 36 kJ/kV (1 kA). Lorsque la fréquence augmente encore plus, la surtension présumée diminue tandis que l'énergie du parafoudre continue d'augmenter jusqu'à 46 kJ/kV, à une fréquence de 1,9 p.u., puis commence à diminuer au-delà de cette valeur. On observe ce type d'hystérésis entre la surtension présumée et l'énergie correspondante du parafoudre pour des niveaux de protection du parafoudre et des rapports x_{ach}/x_1 différents. Les conclusions ci-après peuvent être tirées de ces résultats :

- Pour chaque rapport x_{ach}/x_1 inférieur à 2,7, la durée des surtensions dépend de la fréquence de résonance de l'impédance de source et de la résistance totale du circuit en continu. Dans de tels cas, l'amplitude des surtensions présumées seule n'est donc pas une bonne indication de l'énergie du parafoudre.

- Pour chaque rapport x_{ach}/x_1 supérieur à 2,7, il apparaît que la durée des surtensions présumées ne dépend pas de la fréquence de résonance de l'impédance du réseau. L'énergie dissipée est donc proportionnelle à l'amplitude des surtensions présumées.
- Les surtensions présumées ont une plus longue durée pour des fréquences supérieures à la fréquence donnant les surtensions présumées les plus élevées.

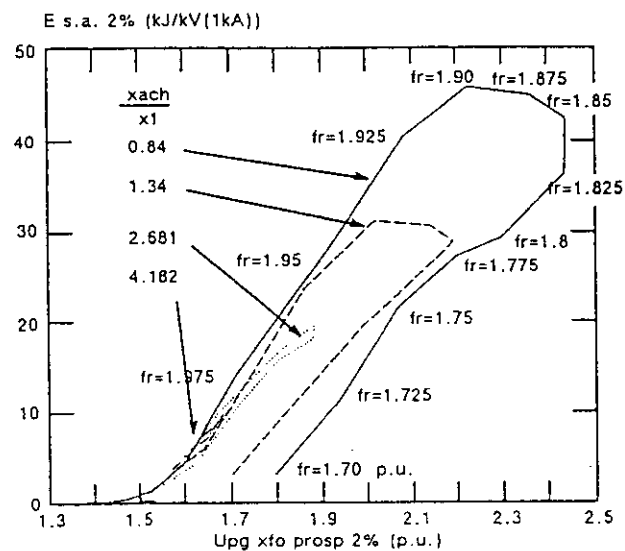


Figure 13 : Energie du parafoudre en fonction des surtensions présumées.

Figure 13. Surge arrester energy as a function of the prospective overvoltages.

4.3 Effet de Z_{max} à la fréquence de résonance de la source

Les surtensions engendrées lors de la mise sous tension du transformateur peuvent être considérées comme la somme des tensions harmoniques, Usn , résultant de la combinaison des harmoniques du courant d'enclenchement, Isn , et de la valeur de l'impédance à la fréquence particulière, Zn :

$$Usn = Zn \cdot Isn$$

Le paramètre x_{ach}/x_1 affecte essentiellement l'ampleur des harmoniques du courant d'enclenchement, Isn , engendrées. On obtient la valeur maximale de Zn , Zn_{max} , lorsqu'une résonance parallèle se produit à proximité de cette fréquence harmonique particulière fn . L'impédance maximale Zn_{max} dépend des pertes du réseau.

Dans le cas de la source équivalente unipolaire, telle que celle utilisée pour la présente étude, l'impédance maximale à la fréquence de résonance est égale à la valeur de la résistance parallèle R (Fig. 3).

Le facteur de qualité Q_{fr} est utilisé pour caractériser les pertes du réseau. Il est défini comme suit :

$$Q_{fr} = Zn_{max}/fr.X_{L1} = R/fr.X_{L1}$$

où :

R : résistance parallèle

X_{L1} : réactance inductive parallèle à la fréquence fondamentale

fr : fréquence de résonance de l'impédance de source équivalente (p.u./60 Hz)

pectively, whereas the frequency of the maximum arrester energies occurs at 1.90 p.u. and 1.925 p.u. respectively for a surge arrester with a protective level of 1.6 p.u.

4.2.3.1 Relation between arrester energy and prospective overvoltages

The relationship between the arrester energy and the prospective overvoltage is shown in Figure 13. This curve was obtained by plotting the energy as a function of the prospective overvoltages for different x_{act}/x_1 ratios and for a 1.6 p.u. arrester protective level. As the resonant frequency increases, so does the prospective overvoltage and the arrester energy up to a specific frequency, beyond which the prospective overvoltage begins to decrease while the arrester energy continues to rise up to another frequency level, beyond which it starts to decrease.

For example, considering the case of $x_{act}/x_1 = 0.84$, as the resonant frequency increases from 1.7 p.u. to 1.825 p.u., the prospective overvoltages climb from 1.79 p.u. to 2.44 p.u. and the energy from 3.1 kJ/kV(1 kA) to 36 kJ/kV(1 kA). As the frequency increases still further, the prospective overvoltage decreases whereas the arrester energy continues to rise up to 46 kJ/kV, at a frequency of 1.9 p.u., beyond which it too will start to decrease. This sort of hysteresis between the prospective overvoltage and corresponding arrester energy is observed for different x_{act}/x_1 ratios and arrester protective levels. From these results the following conclusions can be drawn :

- For x_{act}/x_1 less than 2.7, the duration of the overvoltages depends on the resonant frequency of the source impedance and the total DC resistance of the circuit. Therefore, in these cases, the amplitude of prospective overvoltages alone is not a good indication of the arrester energy.
- For x_{act}/x_1 above 2.7, it appears that the duration of the prospective overvoltages does not depend on the resonant frequency of the network impedance. Therefore, the energy dissipated is proportional to the amplitude of the prospective overvoltages.
- The results imply that the duration of the prospective overvoltages is

longer for frequencies higher than the frequency that gives the highest prospective overvoltages.

4.3 Effect of Z_{max} at the source resonant frequency

The overvoltages generated during transformer energization may be viewed as the sum of the harmonic voltages, Usn , resulting from the combination of the harmonic components of the inrush current, Isn , and the magnitude of the impedance at the particular frequency, Zn :

$$Usn = Zn \cdot Isn$$

The parameter x_{act}/x_1 affects mainly the magnitude of the generated harmonic components of the inrush current, Isn . The maximum value of Zn , Zn_{max} , will be obtained if a parallel resonance occurs near that particular harmonic frequency fn . The maximum impedance Zn_{max} will depend on the losses of the system.

In the case of the single-pole equivalent source, such as the one used for this study, the maximum impedance at resonant frequency will be equal to the value of the parallel resistance R (Fig. 3).

The quality factor Q_{fr} , is used to characterize the losses of the system. It is defined as :

$$Q_{fr} = Zn_{max}/fr \cdot X_{L1} = R/fr \cdot X_{L1}$$

where :

R : parallel resistance

X_{L1} : parallel inductive reactance at fundamental frequency

fr : resonant frequency of the equivalent source impedance (p.u./60 Hz)

It is impossible to define a quality factor for a complex network with several resonant frequencies. However, the factor Zn_{max}/x_1 , where Zn_{max} is the maximum impedance at resonant frequency and x_1 the fundamental-frequency reactance of the system can be defined for both the complex and the simple equivalent networks. The factor Zn_{max}/x_1 allows evaluation of the stresses expected in a complex system, at a particular resonant frequency, from the results obtained with the simple equivalent.

For the simple equivalent, Zn_{max}/x_1 is given by :

$$Zn_{max}/x_1 = R/x_1 = Q_{fr} \cdot (fr - 1/fr)$$

For a complex network, Zn_{max}/x_1 is obtained by calculating the impedance versus the frequency or by field tests. Evaluation of Zn_{max}/x_1 is however very difficult owing to the strong effect of the load (quantity, location and type of model, ...) and corona losses.

The resistive part of the source impedance, R , is presented to the harmonic components of the inrush current. As this resistance increases and

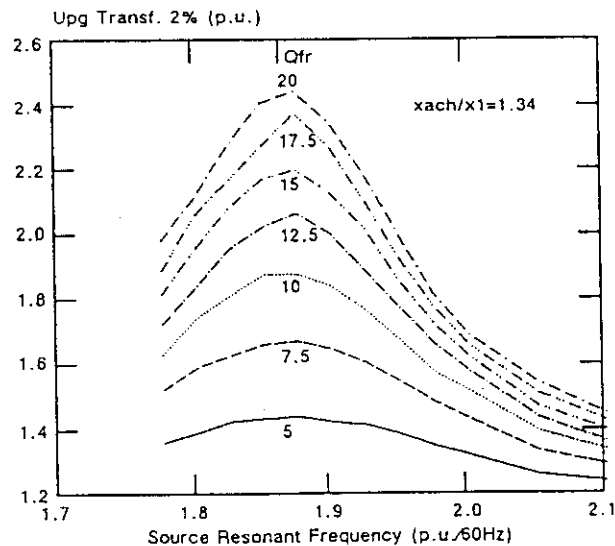


Figure 14 : Effet de la variation du facteur de qualité de la source sur les surtensions présumées.

Figure 14. Effect of variation of the quality factor of the source on the prospective overvoltages.

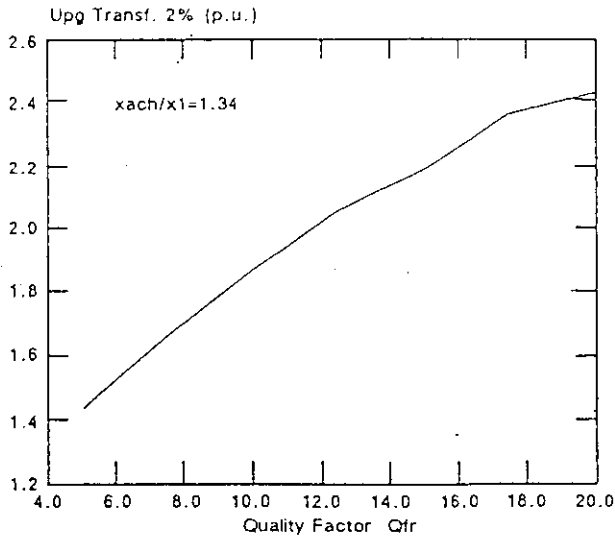


Figure 15 : Effet de la variation du facteur de qualité de l'impédance de source sur les surtensions présumées (valeur maximale d'après la Fig. 14).

Figure 15. Effect of variation of the quality factor of the source impedance on the prospective overvoltages (maxima from Figure 14).

Il est impossible de définir un facteur de qualité pour un réseau complexe avec plusieurs fréquences de résonance. Le facteur $Z_{n_{max}}/x_1$, où $Z_{n_{max}}$ correspond à l'impédance maximale à la fréquence de résonance et où x_1 correspond à la réactance à la fréquence fondamentale du réseau, peut cependant être défini à la fois pour le réseau complexe et pour le réseau équivalent simple. Le facteur $Z_{n_{max}}/x_1$ permet d'obtenir, à partir des résultats obtenus avec l'équivalent simple, une évaluation des contraintes prévues dans un réseau complexe, à une fréquence de résonance particulière.

Pour l'équivalent simple, $Z_{n_{max}}/x_1$ est donné par :

$$Z_{n_{max}}/x_1 = R/x_1 = Q_{fr} \cdot (fr - 1/fr)$$

Pour un réseau complexe, on obtient $Z_{n_{max}}/x_1$ en calculant l'impédance par rapport à la fréquence où par des essais sur site. L'évaluation de $Z_{n_{max}}/x_1$ est cependant très difficile du fait de l'effet important de la charge (quantité, emplacement et type du modèle, ...) et du fait des pertes par effet de couronne.

La partie résistive de l'impédance de source, R , est présentée aux harmoniques du courant d'enclenchement. A mesure que cette résistance augmente, et donc également le facteur de qualité de l'impédance de source, Q_{fr} , les surtensions présumées

augmentent. On peut donc s'attendre à ce que l'importance des surtensions présumées varie proportionnellement au facteur de qualité de l'impédance de source et donc au rapport R/x_1 de la source équivalente ou Z_{max}/x_1 d'un réseau complexe.

La valeur par défaut du facteur de qualité de la source équivalente à la fréquence de résonance, Q_{fr} , pour les essais réalisés jusqu'à présent est 15. Tandis que le facteur de qualité varie de 5 à 20, tous les autres paramètres restant constants, les surtensions présumées augmentent de 1,43 p.u. à 2,44 p.u., comme le montre la Figure 14. La variation des surtensions en fonction du facteur de qualité de la source correspondant à la fréquence de résonance de deuxième harmonique de la source est présentée à la Figure 15, où l'on peut voir qu'il existe un lien pratiquement direct entre l'importance des surtensions présumées et Q_{fr} et, donc aussi le rapport Z_{max}/x_1 .

De la même façon, l'énergie dissipée dans le parafoudre varie proportionnellement à Q_{fr} . Si le facteur de qualité passe de 7,5 à 20, l'énergie dissipée dans le parafoudre va de 8,8 kJ/kV (1 kA) à 39 kJ/kV (1 kA) pour un niveau de protection du parafoudre de 1,6 p.u. (à 1 kA), comme cela est indiqué à la Figure 16.

A l'inverse de x_{ach}/x_1 (voir le paragraphe 4.2.2), le facteur de qualité de

source à la fréquence de résonance de l'impédance, Q_{fr} , ou encore le rapport Z_{max}/x_1 , n'affecte pas la fréquence de résonance de l'impédance de source à laquelle se produisent les surtensions maximales.

L'existence d'une dépendance importante par rapport aux pertes a montré que la couronne peut avoir un effet important pour des surtensions élevées. Cet effet a fait l'objet d'un exposé lors du colloque du GT 33.10 de la CIGRE à New Orleans, en septembre 1989 (réf. 9).

L'étude, réalisée avec l'EMTP, a mis en relief une très forte atténuation des surtensions temporaires sur une ligne de 510 km à la suite d'une réjection de charge lorsqu'un type de couronne est prévu. Ce point doit cependant faire l'objet d'une étude plus approfondie.

4.4 Effet de la variation de la tension de saturation du transformateur

L'importance des harmoniques du courant d'enclenchement dépend de la tension de saturation et du flux différentiel de compensation. A mesure que la tension de saturation du transformateur augmente, le courant d'enclenchement normalisé diminue, sans être toutefois en rapport direct avec l'amplitude du courant harmonique. Comme cela est mis en relief dans le document réf. 1, les harmoniques normalisées du courant d'enclenchement diminuent à mesure que la tension de saturation augmente. Lorsque la tension de saturation augmente, les surtensions présumées en résultant ont donc tendance à diminuer. Une certaine quantité du courant d'enclenchement peut cependant également être générée avec une tension de saturation élevée si le différentiel de flux est important.

La tension de saturation par défaut utilisée jusqu'à présent pour les essais était de 1,15 p.u. Lorsque la tension de saturation du transformateur augmente de 1,10 p.u. à 1,30 p.u., les surtensions présumées diminuent de 2,25 p.u. à 2,15 p.u., et l'énergie du parafoudre diminue de 35 kJ/kV à 24 kJ/kV, comme cela est respectivement indiqué aux Figures 17 et 18.

Une augmentation de la tension de saturation du transformateur, V_{sat} , entraîne une légère augmentation de la fréquence de résonance de l'impédance de source à laquelle les surten-

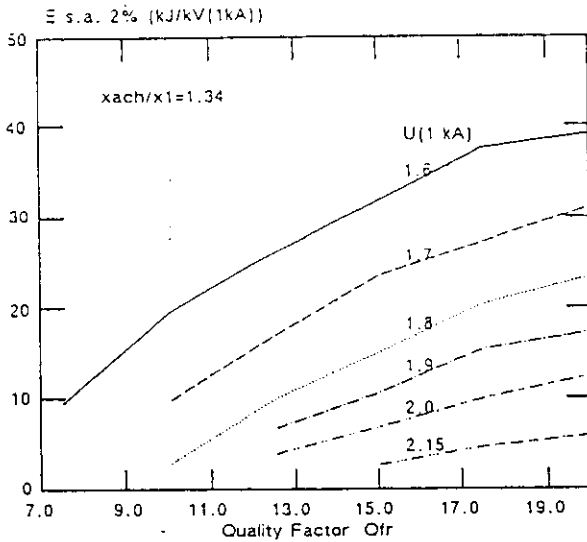


Figure 16 : Effet de la variation du facteur de qualité de l'impédance de source sur l'énergie du parafoudre pour différents niveaux de protection du parafoudre.

Figure 16. Effect of variation of the quality factor of the source impedance on the arrester energy for different arrester protective levels.

also, consequently, the quality factor of the source impedance, Q_{fr} , the prospective overvoltages increase. Thus the magnitude of the prospective overvoltages is expected to vary directly with the quality factor of the source impedance and, therefore, the ratio R/x_1 of the equivalent source or Z_{max}/x_1 of a complex network.

The default value of the quality factor of the equivalent source at the resonant frequency, Q_{fr} , for the tests performed so far is 15. As the quality factor varies from 5 to 20, keeping all other parameters constant, the prospective overvoltages increase from 1.43 p.u. to 2.44 p.u., as shown in Figure 14. The variation of the overvoltages as a function of the quality factor of the source corresponding to the second-harmonic resonant frequency of the source is presented in Figure 15, where an almost direct relationship is seen to exist between the magnitude of the prospective overvoltages and Q_{fr} and also, therefore, the Z_{max}/x_1 ratio.

Similarly, the energy dissipated in the arrester varies directly with Q_{fr} . As the quality factor varies from 7.5 to 20, the energy dissipated in the arrester varies from 8.8 kJ/kV(1kA) to 39 kJ/kV(1 kA) for an arrester protective level of 1.6 p.u. (at 1 kA) as shown Figure 16.

Unlike x_{ach}/x_1 (see section 4.2.2), the source quality factor at the impedance resonant frequency, Q_{fr} , or equi-

valently the Z_{max}/x_1 ratio, does not affect the resonant frequency of the source impedance at which the maximum overvoltages occur.

The strong dependence on losses indicated that corona may have a significant effect, for high overvoltages. This effect was presented at the CIGRE WG 33.10 Colloquium in New Orleans in September 1989 (ref. 9).

The study, performed using EMTF, demonstrated a very strong attenuation of the temporary overvoltages on

a 510-km line following load rejection when a corona model was included. This area needs more study.

4.4 Effect of variation of the transformer saturation voltage

The magnitude of the harmonic components of the inrush current depends on the saturation voltage and the flux offset. As the transformer saturation voltage increases, the normalized inrush current decreases, although the relation with the amplitude of the harmonic current is not straightforward. As shown in reference 1, the normalized harmonic components of the inrush current decrease as the saturation voltage increases. Consequently, as the saturation voltage increases the resulting prospective overvoltages would have a tendency to decrease. However, a substantial amount of inrush current can also be generated with a high saturation voltage if the flux offset is large.

The default saturation voltage used for the tests so far was 1.15 p.u. As the transformer saturation voltage increases from 1.10 p.u. to 1.30 p.u., the prospective overvoltages decrease from 2.25 p.u. to 2.15 p.u. and the arrester energy decreases from 37 kJ/kV to 24 kJ/kV, as shown in Figures 14 and 18 respectively.

Raising the transformer saturation voltage, V_{sat} , slightly increases the resonant frequency of the source impedance at which the maximum

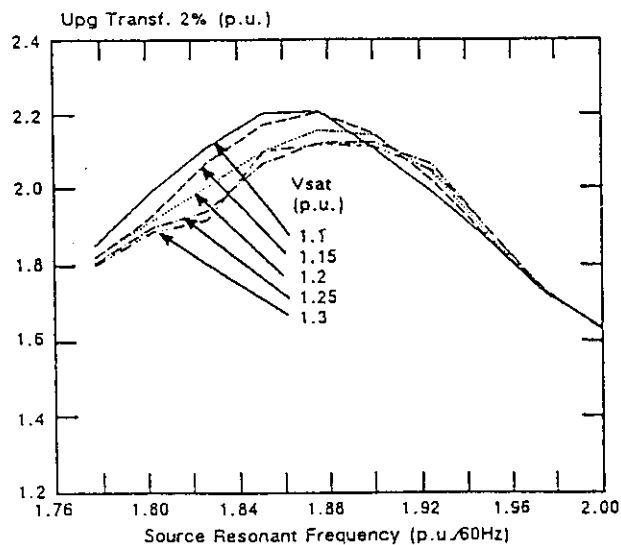


Figure 17 : Effet de la variation de la tension de saturation du transformateur sur les surtensions présumées.

Figure 17. Effect of variation of the transformer saturation voltage on the prospective overvoltages.

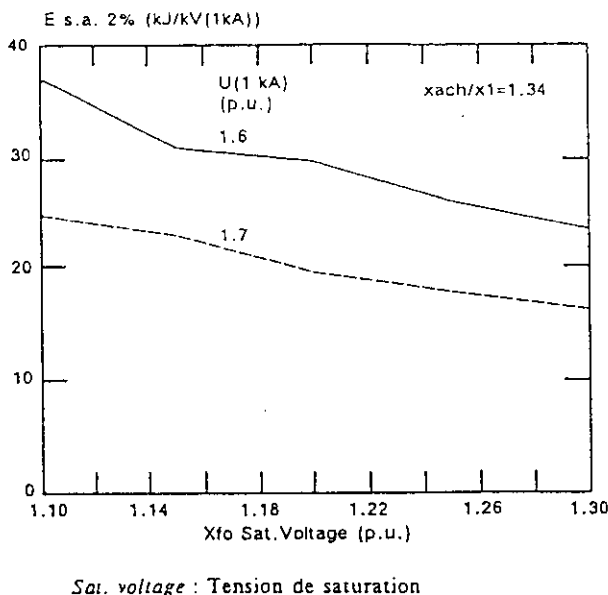


Figure 18 : Effet de la variation de la tension de saturation du transformateur sur l'énergie du parafoudre.

Figure 18. Effect of variation of the transformer saturation voltage on the arrester energy.

sions présumées maximales se produisent. Cette augmentation de fréquence est négligeable pour des valeurs de V_{sat} supérieures à 1,2 p.u. En outre, comme cela est indiqué à la Figure 19, une modification de V_{sat} n'affecte pas la fréquence de résonance de l'impédance pour l'énergie maximale du parafoudre.

4.5 Effet de la variation des impédances homopolaires

Comme nous l'avons indiqué précédemment, lors de la mise sous tension, le transformateur peut être considéré comme un générateur de courants harmoniques. Lors de la mise sous tension, les courants d'enclenchement triphasés ne sont pas équilibrés, et chaque composante de courant harmonique peut comprendre une composante directe, inverse et homopolaire. La surtension totale sur chaque phase est donc égale à la somme de ces trois composantes harmoniques. La composante de surtension homopolaire plus particulièrement est le produit du courant homopolaire par l'impédance homopolaire. Une impédance homopolaire plus élevée de la source conduit donc à des surtensions plus élevées.

En conséquence, la même analyse que celle réalisée au chapitre précédent pour l'impédance directe et l'impédance inverse doit se répéter

pour l'impédance homopolaire. Il faut faire varier la fréquence de résonance de l'impédance homopolaire de la source équivalente associée à l'impédance homopolaire du transformateur commuté pour déceler la pire des contraintes.

L'addition de transformateurs à enroulements connectés en triangle va affecter les contraintes dans la mesure où cela affecte l'impédance homopolaire.

re. Le transformateur peut donc avoir un effet sur l'accord ou le désaccord du réseau, et cela peut augmenter ou réduire les contraintes. Une analyse détaillée doit donc être réalisée si l'on attend des résonances d'impédance homopolaire, tout particulièrement à proximité de la troisième harmonique.

4.6 Variation de la résistance de la source en continu

Le dernier paramètre variable de la source équivalente examiné est la résistance série en continu de la source, r_1 . Ce paramètre est représenté par le rapport r_1/x_1 , où x_1 correspond à la réactance directe de la source à 60 Hz. Il assure l'amortissement de la composante continue du courant d'enclenchement et affecte donc la durée des surtensions présumées.

Le temps d'amortissement, ou constante de temps des surtensions présumées, varie à l'inverse du rapport r_1/x_1 , tout comme l'énergie du parafoudre. A mesure que ce rapport varie de 0,165 à 0,03, la durée des surtensions présumées supérieures à 1,6 p.u. augmente respectivement de 67 ms à 333 ms, et l'énergie du parafoudre diminue de 3,4 kJ/kV à presque 19 kJ/kV. L'importance des surtensions présumées et de l'énergie du parafoudre pour des rapports r_1/x_1 différents est respectivement indiquée aux Figures 20 et 21.

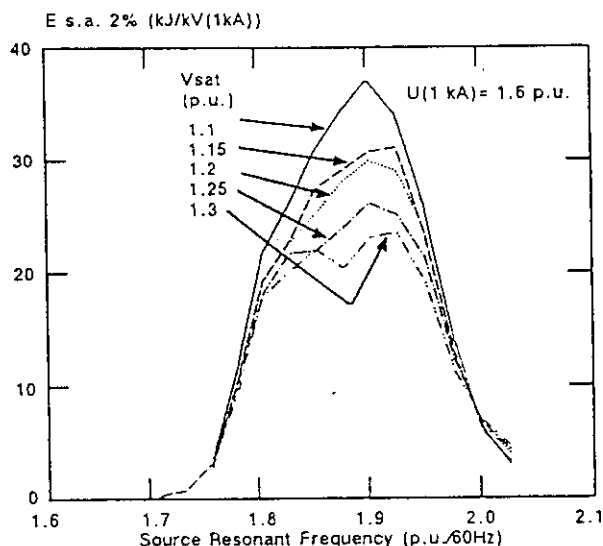


Figure 19 : Effet de la variation de la tension de saturation du transformateur sur l'énergie du parafoudre.

Figure 19. Effect of variation of the transformer saturation voltage on the arrester energy.

prospective overvoltages occur. This frequency increase is negligible for V_{sar} values above 1.2 p.u. Furthermore, a change in V_{sar} does not affect the impedance resonant frequency for the maximum arrester energy, as shown in Figure 19.

4.5 Effect of variation of zero-sequence impedances

As discussed, the transformer during energization can be viewed as a harmonic current generator. During energization, the three-phase inrush currents are not balanced and each harmonic-current component can comprise a positive-, negative- and zero-sequence component. The total overvoltage on each phase is therefore the sum of these three harmonic components. More particularly, the zero-sequence overvoltage component is the product of the zero-sequence current by the zero-sequence impedance. Thus, a higher zero-sequence impedance of the source will lead to higher overvoltages.

Consequently, the same analysis performed in previous sections for the positive- and negative-sequence impedance must be repeated for the zero-sequence. The resonant frequency of the zero-sequence impedance of the equivalent source combined with the zero-sequence impedance of the switched transformer must be varied in order to find the worst stress.

The addition of transformers with delta windings will affect the stresses since they affect the zero-sequence impedance. The transformer may therefore have the effect of tuning or detuning a network and this can increase or reduce the stresses. A detailed analysis should therefore be performed if zero-sequence impedance resonances are expected, especially near the third harmonic.

4.6 Variation of the DC resistance of the source

The last variable parameter of the equivalent source examined is the series DC resistance of the source, r_1 . This parameter, is represented by the r_1/x_1 ratio, where x_1 is the positive-sequence reactance of the source at 60 Hz. It provides damping for the DC component of the inrush current and therefore affects the duration of the prospective overvoltages.

The decay time, or time constant, of the prospective overvoltages varies inversely with the r_1/x_1 ratio, as will the arrester energy. As this ratio varies from 0.165 to 0.03, the duration of prospective overvoltages above 1.6 p.u. increases from 67 ms to 333 ms respectively and the arrester energy increases from 3.4 kJ/kV to almost 19 kJ/kV. The magnitude of the prospective overvoltages and the arrester energy for different r_1/x_1 ratios are given in Figures 20 and 21 respectively.

5. FAULT INITIATION AND CLEARING AT TRANSFORMER TERMINALS

Transformer saturation effects also occur during fault clearing. The harmonic-current components of the inrush current combine with the network impedance generating the harmonic overvoltages, which means that the network impedance at the fault location plays an important role in determining the nature of the prospective overvoltages. It is expected that varia-

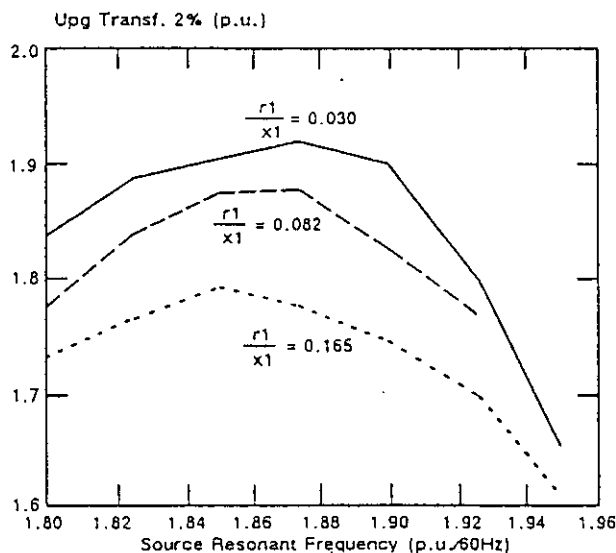


Figure 20 : Effet de la variation du rapport x_{act}/x_1 sur les surtensions présumées.
Figure 20. Effect of variation of the ratio x_0/x_1 on the prospective overvoltages.

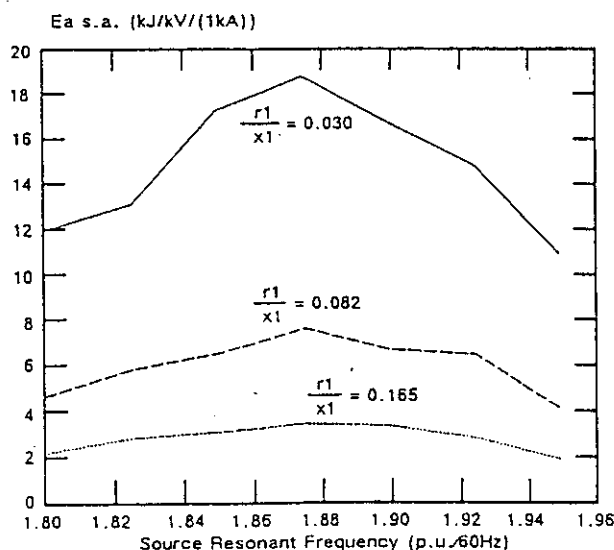


Figure 21 : Effet de la variation du rapport r_1/x_1 sur l'énergie du parafoudre.
Figure 21. Effect of variation of the ratio r_1/x_1 on the arrester energy.

5. DÉCLENCHEMENT ET ÉLIMINATION DE DÉFAUTS AUX BORNES DU TRANSFORMATEUR

Des effets de saturation du transformateur se produisent également pendant l'élimination des défauts. Les courants harmoniques du courant d'enclenchement s'associent à l'impédance du réseau pour générer les surtensions harmoniques, ce qui signifie que l'impédance du réseau à l'endroit du défaut joue un rôle important lorsqu'il s'agit de déterminer la nature des surtensions présumées. On peut s'attendre à ce que la modification de chaque paramètre du transformateur et de la source engendre des variations des surtensions présumées et des énergies du parafoudre semblables à celles résultant de la mise sous tension du transformateur. Nous examinons dans ce chapitre l'effet de deux paramètres supplémentaires, à savoir le type de défaut et la durée du défaut, mais au vu des nombreuses combinaisons possibles de ces deux paramètres, la plupart des essais ont été réalisés pour le type de défaut le plus courant existant dans les réseaux d'énergie, à savoir pour un défaut monophasé à la terre, et pour un défaut triphasé à la terre.

Nous n'examinerons ici que l'élimination des défauts dans la mesure où les surtensions sur les phases saines

lors du déclenchement de défauts sont faibles du fait du faible rapport x_0/x_1 d'un réseau classique à la terre.

La configuration de base de la source équivalente et du transformateur mis sous tension utilisée pour la présente étude a été la même que dans le cas de la mise sous tension du transformateur (voir chapitre 3).

5.1 Effet de la fréquence de résonance de l'impédance du réseau sur les surtensions présumées

A mesure que la fréquence de résonance de l'impédance de source varie, les surtensions présumées obtenues passent par des valeurs maximales. Les fréquences auxquelles ces valeurs maximales interviennent sont plus élevées que dans le cas de la mise sous tension du transformateur, mais elles sont toujours inférieures aux fréquences harmoniques, comme indiqué à la Figure 22.

D'une manière générale, les surtensions présumées lors du déclenchement et de l'élimination de défauts sont moins importantes que celles constatées lors de la mise sous tension du transformateur. Pour les mêmes paramètres de source et de transformateur, les surtensions présumées maximales pour la mise sous tension du transformateur et l'élimina-

tion d'un défaut monophasé à la terre de 20 Hz sont par exemple respectivement de 2,44 p.u. et 1,90 p.u. (Figure 22).

5.2 Energie du parafoudre et effet du niveau de protection du parafoudre

L'énergie dissipée dans le parafoudre lors de l'élimination de défauts est beaucoup moins importante que celle que l'on a lors de la mise sous tension d'un transformateur pour des paramètres de réseau identiques. Pour les mêmes paramètres de source et de transformateur, l'énergie maximale du parafoudre obtenue lors de la mise sous tension du transformateur et lors de l'élimination d'un défaut monophasé à la terre de 20 Hz sont par exemple respectivement de 46 kJ/kV et 19 kJ/kV pour une puissance du parafoudre de 1,6 p.u., comme indiqué à la Figure 23.

L'énergie dissipée dans le parafoudre lors de l'élimination d'un défaut triphasé à la terre n'est que légèrement inférieure à celle d'un défaut monophasé à la terre. Pour la même configuration de circuit, l'énergie du parafoudre dissipée lors de l'élimination d'un défaut triphasé à la terre de 20 Hz est de 14,4 kJ/kV, par comparaison aux 19 kJ/kV pour un défaut monophasé à la terre de 20 Hz, comme indiqué à la Figure 23.

5.3 Effet de la durée du défaut sur l'énergie du parafoudre

La durée du défaut joue un rôle important lorsqu'il s'agit de déterminer la valeur des surtensions présumées et donc l'énergie du parafoudre pour un défaut à proximité d'un transformateur. L'importance de ces surtensions va dépendre du moment de l'apparition du défaut, lequel détermine le flux piégé dans les enroulements du transformateur au moment où le défaut apparaît. Les deux cas extrêmes sont les suivants :

a) Apparition du défaut au moment où la tension du réseau est maximale

Lorsqu'un défaut se produit au moment où la tension du réseau est maximale, le flux piégé dans l'enroulement du transformateur est nul. Pendant l'élimination du défaut, qui se produit lorsque le courant de fuite à la terre passe par zéro, aucune surtension n'est engendrée dans la mesure

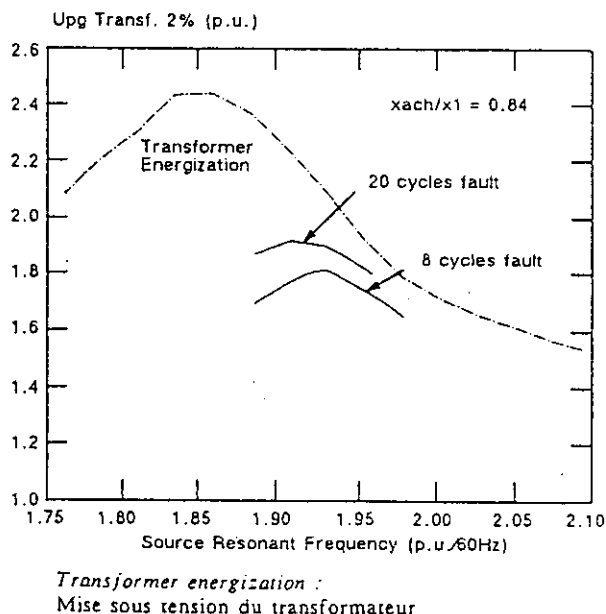


Figure 22 : Comparaison des surtensions présumées lors de la mise sous tension du transformateur et lors de l'élimination de défauts (la durée du défaut est indiquée sur le graphique).

Figure 22. Comparison of prospective overvoltages between transformer energization and ag fault clearing (fault duration is indicated on the graph).

tion of each source and transformer parameter will result in variations of the prospective overvoltages and arrester energies similar to those resulting from transformer energization. The effect of two additional parameters was examined in this section, namely the fault type and fault duration but, in view of the numerous combinations of these two parameters, most tests were performed for the most common fault type existing in the power systems, namely a single-phase-to-ground fault, and for a three-phase-to-ground fault.

Only fault clearing is examined here, since overvoltages on the healthy phases during fault initiation are low owing to the low x_0/x_1 ratio of a typical grounded network.

The same base-case configuration of the equivalent source and energized transformer as for the transformer energization (see section 3) was used for the study.

5.1 Effect of the resonant frequency of the network impedance on prospective overvoltages

As the resonant frequency of the source impedance varies, the prospective overvoltages obtained pass through maxima. The frequency at which the maxima occur are higher than those corresponding to transformer energization, but still less than the harmonic frequencies as shown in Figure 22.

In general, the prospective overvoltages during fault initiation and clearing are less severe than those obtained during transformer energization. For example, for the same source and transformer parameters, the maximum prospective overvoltages for transformer energization and fault clearing of a 20-cycle single-line-to-ground fault are 2.44 p.u. and 1.90 p.u. respectively (Figure 22).

5.2 Arrester energy and effect of surge arrester protective level

The energy dissipated in the arrester during fault clearing is much less than that during transformer energization for the same network parameters. For example, for the same source and transformer parameters, the maximum arrester energy obtained for transformer energization and fault clearing of a 20-cycle single-line-to-ground fault are 46 kJ/kV and 19 kJ/kV respectively for

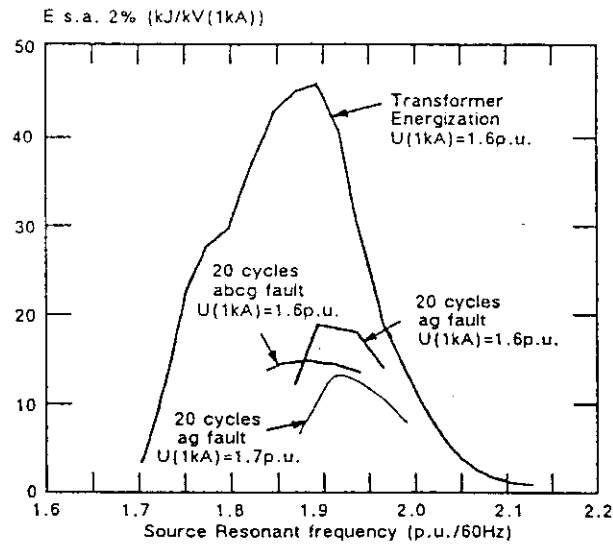


Figure 23 : Comparaison de l'énergie du parafoudre lors de la mise sous tension du transformateur et lors de l'élimination de défauts.

Figure 23. Comparison of arrester energy between transformer energization and fault clearing.

an arrester rating of 1.6 p.u., as shown in Figure 23.

The energy dissipated in the arrester during the clearing of a three-phase-to-ground fault is only slightly less than that for a single-phase-to-ground fault. For the same circuit configuration, the arrester energy dissipated during the clearing of a 20-cycle three-phase-to-ground fault is 14.4 kJ/kV as compared to 19 kJ/kV for a 20-cycle single-line-to-ground fault, as shown in Figure 23.

5.3 Effect of fault duration on the arrester energy

The fault duration plays an important role in determining the magnitude of the prospective overvoltages and, consequently, the arrester energy for a fault near a transformer. The magnitude of these overvoltages will depend on the instant of fault application, which determines the flux trapped in the transformer windings at the instant of the fault application. The two extreme cases are :

a) Fault application at the instant of maximum system voltage

When a fault occurs at the instant of maximum system voltage, the flux trapped in the transformer winding is zero. During fault clearing, occurring at zero-crossing of the fault current, no overvoltages are generated as the transformer flux offset is zero and the

transformer does not saturate. The fault duration in this case does not affect the results.

b) Fault application at zero-crossing of the system voltage

When a fault occurs at zero-crossing of the system voltage, the transformer flux is at its maximum value, and it is this value of flux that remains trapped in the transformer winding. The fault current in this case is fully offset, as shown in Figure 24.

— Early fault clearing

When the fault is cleared after four or five cycles, the fault-current offset is still very large and the fault-current zero-crossing is close to that of the voltage. Thus the fault is cleared at approximately the same point on the wave as the fault occurred, and no saturation occurs (see case A on Figure 24). Only low overvoltages can occur in this case.

— Late fault clearing

When the fault is cleared at a much later time (case B in Figure 24), the resistive part of the system impedance causes the decay of the fault-current offset and elimination of the fault coincides with the voltage peak. This drives the magnetic circuit of the transformer into saturation, and consequently, harmonic overvoltages are generated.

où le différentiel de compensation du flux du transformateur est nul et où le transformateur n'est pas saturé. Dans ce cas, la durée du défaut n'affecte pas les résultats.

b) Apparition du défaut lorsque la tension du réseau passe par zéro

Lorsqu'un défaut se produit lorsque la tension du réseau passe par zéro, le flux du transformateur est à sa valeur maximale, et c'est cette valeur du flux qui reste piégée dans l'enroulement du transformateur. Le courant de fuite à la terre est dans ce cas entièrement compensé, comme le montre la Figure 24.

— *Elimination rapide du défaut*

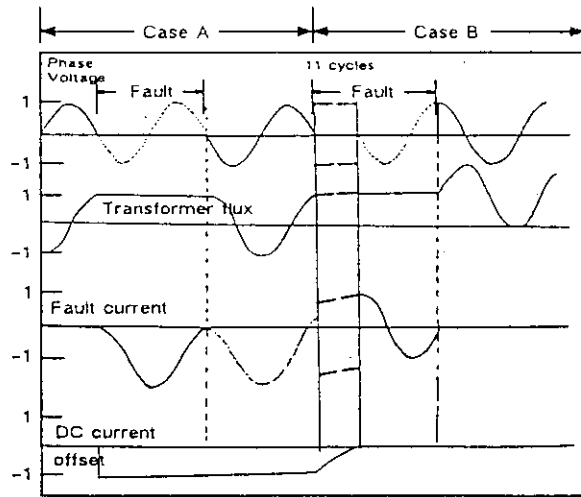
Lorsque le défaut est éliminé à la suite de quatre ou cinq cycles, la compensation du courant de fuite à la terre est encore très importante, et le passage du courant de fuite à la terre par zéro est proche du passage de la tension par zéro. Le défaut est donc éliminé pratiquement au point même de l'onde où le défaut est apparu et aucune saturation ne se produit (voir le cas A à la Figure 24). Seules de faibles surtensions peuvent se produire dans ce cas.

— *Elimination tardive du défaut*

Lorsque le défaut est éliminé beaucoup plus tard (cas B de la Fig. 24), la partie résistive de l'impédance du réseau entraîne la diminution de la compensation du courant de fuite à la terre et l'élimination du défaut coïncide avec la crête de tension. Cela pousse le circuit magnétique du transformateur à se saturer, et des surtensions harmoniques sont donc générées.

Dans la mesure où le moment d'apparition du défaut est aléatoire, la durée du défaut est un facteur important lorsqu'il s'agit de déterminer la valeur des surtensions présumées et donc l'énergie du parafoudre. A mesure que la durée du défaut augmente, l'énergie du parafoudre augmente également.

Dans le cas d'un défaut monophasé à la terre, à mesure que la durée du défaut augmente pour passer de 4 à 20 Hz, l'énergie maximale du parafoudre augmente pour passer de 3,2 kJ/kV à 19,1 kJ/kV, comme cela est indiqué à la Figure 25. De la même façon, pour un défaut triphasé, à mesure que la durée du défaut varie entre 4 et 20 Hz, l'énergie dissipée



Phase voltage : Tension de phase
 Fault current : Courant de fuite à la terre
 Offset : Compensation

Figure 24 : Tension de phase, flux du transformateur et courant de fuite à la terre lors du déclenchement et de l'élimination de défauts.

Figure 24. Phase voltage, transformer flux and fault current during fault initiation and clearing.

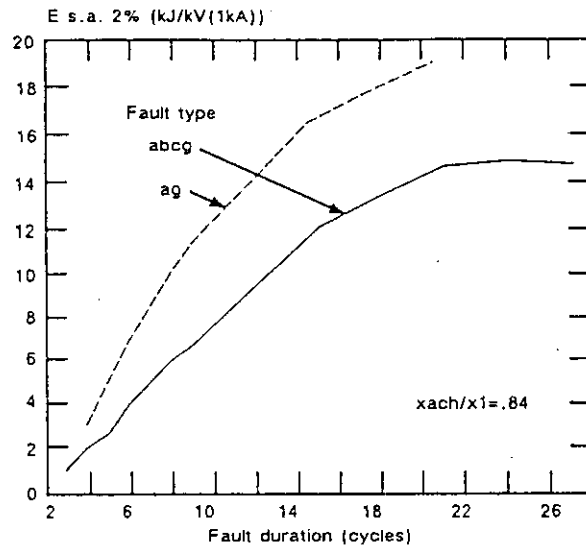


Figure 25 : Effet de la variation de la durée du défaut sur l'énergie du parafoudre.

Figure 25. Effect of variation of the fault duration on the arrester energy.

dans le parafoudre augmente pour passer de 2,2 kJ/kV à 14,6 kJ/kV.

foudre augmente, comme cela est mis en relief à la Figure 26.

5.4 Variation du rapport entre la réactance de l'induit sans fer du transformateur et l'impédance directe de la source

Lorsque le rapport x_{act}/x_1 diminue, ce qui signifie soit que la puissance nominale du transformateur augmente, soit que le niveau de court-circuit du réseau diminue, l'énergie du para-

Pour un défaut monophasé à la terre de 20 Hz, à mesure que le rapport x_{act}/x_1 diminue pour passer de 1,34 à 0,84, l'énergie du parafoudre augmente pour passer de 13,2 kJ/kV à 19 kJ/kV, alors qu'elle varie de 31 kJ/kV à 46 kJ/kV pour une mise sous tension du transformateur avec une variation identique de x_{act}/x_1 . Cela montre que l'énergie dissipée dans le

Since the instant of fault application is random, the fault duration is an important factor in determining the magnitude of the prospective overvoltages and, therefore, the arrester energy. As the fault duration increases, so does the arrester energy.

In the case of a single-line-to-ground fault, as the fault duration increases from 4 to 20 cycles, the maximum arrester energy increases from 3.2 kJ/kV to 19.1 kJ/kV, as shown in Figure 25. Similarly, for a three-phase fault, as the fault duration varies between 4 and 20 cycles, the energy dissipated in the arrester increases from 2.2 kJ/kV to 14.6 kJ/kV.

5.4 Variation of the ratio of the air-core reactance of the transformer to the source positive-sequence impedance

Decreasing the ratio x_{act}/x_1 , which means either that the transformer rated power increases or that the short-circuit level of the system decreases, the arrester energy increases, as shown in Figure 26.

For a 20-cycle single-phase-to-ground fault, as the ratio x_{act}/x_1 decreases from 1.34 to 0.84, the arrester energy increases from 13.2 kJ/kV to 19 kJ/kV whereas for transformer energization for the same x_{act}/x_1 variation, it varies from 31 kJ/kV to 46 kJ/kV. This shows that the energy dissipated in the arrester during transformer energization can be as much as twice the arrester energy during fault clearing of a relatively long fault.

5.5 Effect of Z_{max} at the resonant frequency of the source

As in transformer energization, the arrester energy increases as the ratio Z_{max}/x_1 increases, as shown in Figure 27. For example, in the case of a 20-cycle fault, the dissipated energy increases from 6 to 28 kJ/kV (1 kA) when the source quality factor increases from 10 to 20.

5.6 Effect of transformer saturation voltage

The arrester energy during the clearing of a 20-cycle single-line-to-ground fault drops from 20.8 kJ/kV to 16.1 kJ/kV when the transformer saturation is varied between 1.10 p.u. and 1.30 p.u. (x_{act}/x_1 ratio equal to 0.84, Figure 28). Transformer energization follows the same trend. As the satura-

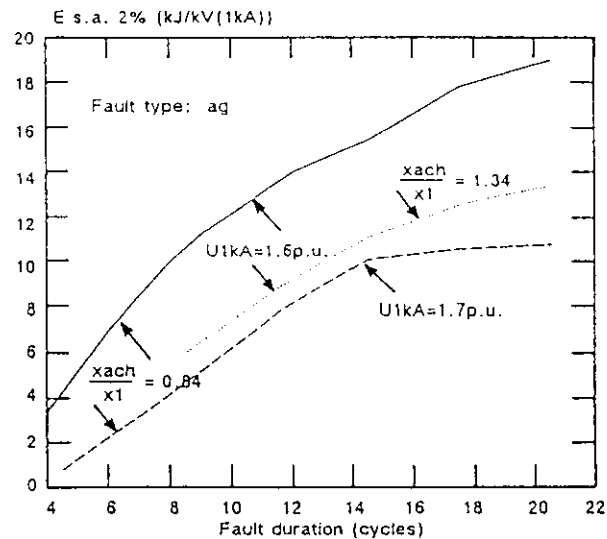


Figure 26 : Effet de la variation de la durée du défaut sur l'énergie du parafoudre.
Figure 26. Effect of variation of the fault duration on the arrester energy.

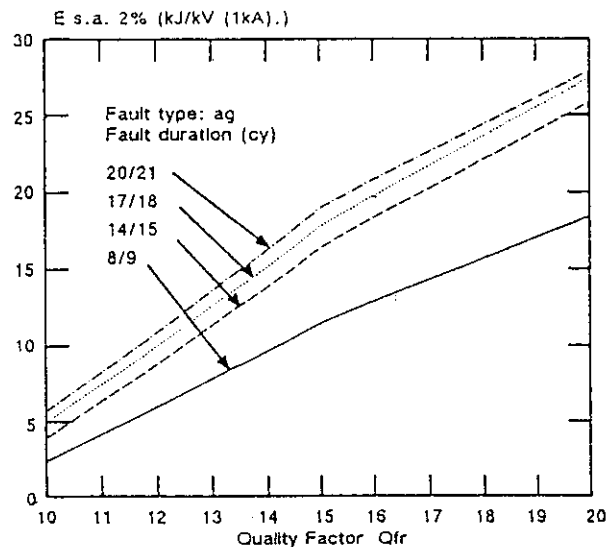


Figure 27 : Effet de la variation du facteur qualité et de la durée du défaut sur l'énergie du parafoudre.

Figure 27. Effect of variation of the quality factor and fault duration on the arrester energy.

tion voltage varies between 1.10 p.u. and 1.30 p.u., the arrester energy during transformer energization on a source of x_{act}/x_1 equal to 1.34 varies from 38 kJ/kV to 23.5 kJ/kV (Fig. 18).

5.7 Relation between prospective overvoltage and arrester energy

It was mentioned in Section 4.2 that maximum prospective overvoltages and maximum arrester energy are obtained for networks with a different impedance resonant frequency of the source. This gave rise to a hysteresis

on the graph of arrester energy versus prospective overvoltages. A similar hysteresis is obtained also in the case of fault clearing, as shown in Figure 29, for a network with x_{act}/x_1 equal to 0.84.

6. LOAD REJECTION

6.1 Effect of steady-state power-frequency overvoltage following load rejection

Temporary overvoltages following load rejection can be considered as a

parafoudre pendant la mise sous tension du transformateur peut être jusqu'à deux fois l'énergie du parafoudre pendant l'élimination du défaut lors d'un défaut relativement long.

5.5 Effet de Z_{max} à la fréquence de résonance de la source

Comme dans le cas de la mise sous tension du transformateur, l'énergie du parafoudre augmente à mesure que le rapport Z_{max}/X_1 augmente, comme cela est indiqué à la Figure 27. Par exemple, dans le cas d'un défaut de 20 Hz, l'énergie dissipée augmente pour passer de 6 à 28 kJ/kV (1 kA) lorsque le facteur de qualité de la source passe de 10 à 20.

5.6 Effet de la tension de saturation du transformateur

L'énergie du parafoudre pendant l'élimination d'un défaut monophasé à la terre de 20 Hz chute de 20,8 kJ/kV à 16,1 kJ/kV lorsque la saturation du transformateur passe de 1,10 p.u. à 1,30 p.u. (rapport x_{ach}/X_1 égal à 0,84, Fig. 28). La mise sous tension du transformateur suit la même tendance. A mesure que la tension de saturation passe de 1,10 p.u. à 1,30 p.u., l'énergie du parafoudre pendant la mise sous tension du transformateur sur une source dont le rapport x_{ach}/X_1 est égal à 1,34 varie pour passer de 38 kJ/kV à 23,5 kJ/kV.

5.7 Rapport entre la surtension présumée et l'énergie du parafoudre

Il a été mentionné au chapitre 4.2 que l'on obtient les surtensions présumées maximales et l'énergie maximale du parafoudre pour des réseaux ayant une fréquence de résonance d'impédance différente de celle de la source. Cela a donné lieu à une hystérésis sur le graphique de l'énergie du parafoudre par rapport aux surtensions présumées. On obtient également une hystérésis semblable dans le cas de l'élimination de défauts, cela étant mis en relief à la Figure 29, pour un réseau ayant un x_{ach}/X_1 égal à 0,84.

6. RÉJECTION DE CHARGE

6.1 Effet d'une surtension à fréquence industrielle stationnaire à la suite d'une réjection de charge

Les surtensions temporaires faisant suite à une réjection de charge peu-

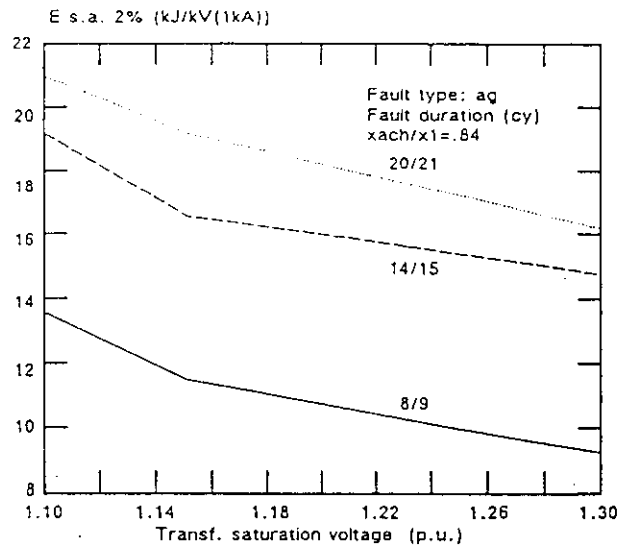


Figure 28 : Effet de la variation de la tension de saturation du transformateur sur l'énergie du parafoudre.

Figure 28. Effect of variation of transformer saturation voltage on the arrester energy.

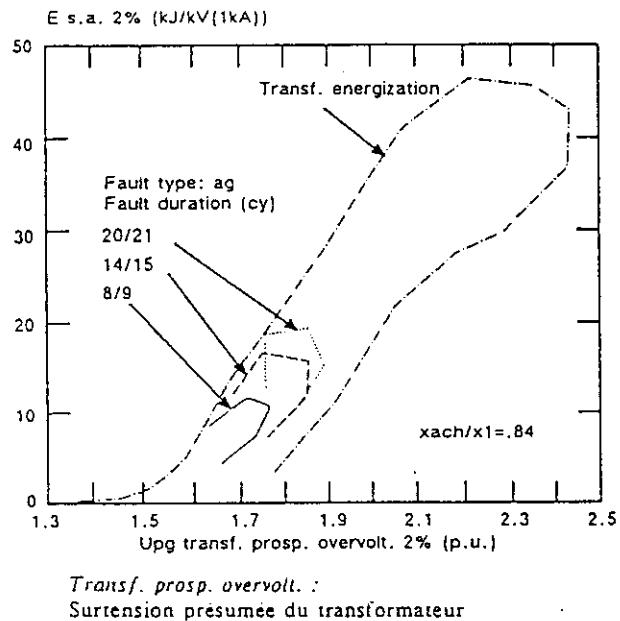


Figure 29 : Energie du parafoudre en fonction des surtensions présumées.

Figure 29. Arrester energy as a function of prospective overvoltages.

vent être considérées comme un état quasi stationnaire. C'est pour cette raison que les essais ont été réalisés en faisant varier la tension de source équivalente, V_{src} représentant la surtension présumée à fréquence industrielle stationnaire (ni saturation du transformateur ni parafoudre) faisant suite à une réjection de charge. On a constaté que ce paramètre supplémentaire avait un impact plus important sur l'énergie dissipée dans les parafoudres. Outre son apport direct

en tant que composante fondamentale des surtensions, il contribue à l'accroissement de la saturation du noyau du transformateur et en conséquence à la génération des courants harmoniques pouvant amplifier l'importance de la surtension.

L'effet de la tension de source appliquée sur l'énergie du parafoudre à oxyde métallique est mis en relief à la Figure 30. Quatre valeurs différentes de la tension de source équivalente,

quasi steady state. For this reason, the tests were performed by varying the equivalent-source voltage, V_{src} representing the steady-state power-frequency prospective overvoltage (no arrester and no transformer saturation) following load rejection. This additional parameter was found to have a major impact on the energy dissipated in the arresters. Besides its direct contribution as a fundamental component of the overvoltages, it contributes to the increase of the saturation of the transformer core and; consequently, generation of harmonic currents that can amplify the overvoltage magnitude.

The effect of the applied source voltage on the MO arrester energy is illustrated in Figure 30. Four different values of the equivalent-source voltage, from 1.35 p.u. to 1.65 p.u., were applied on an arrester with a protective level of 1.7 p.u. The same figure indicates that the energy dissipated in the arrester after load rejection depends strongly on the value of the applied source voltage. When that value is higher than 1.45 p.u., the maxima of the arrester energy are found near the third harmonic frequency. For values lower than 1.45 p.u., the fifth harmonic gradually predominates because the magnitude of the fifth harmonic component of the magnetizing-transformer current presents a maximum near a normalized applied voltage (V_{src}/V_{sat}) of 1.25, or $V_{src} = 1.44$ p.u. for $V_{sat} = 1.152$ p.u. (1).

The energy given in Figures 30 and 43 is evaluated for a time period of 1 s. Since the study was performed by applying a steady-state internal source voltage, energies for a different period of time would be proportional to these results.

6.2 Effect of the resonant frequency of the network impedance

6.2.1 Prospective overvoltages

The effect of the resonant frequency of the network impedance on prospective overvoltages was evaluated by varying the resonant frequency of the equivalent-source impedance, from 1.3 p.u. to 7.2 p.u. (1 p.u. = 60 Hz) for, four different values of the equivalent-source voltage, from 1.35 p.u. to 1.65 p.u. As Figure 31 shows, the crest values of the temporary overvoltages pass through distinct maxima when the resonant frequency of the equivalent-source impedance is close to one of the odd harmonics.

Contrary to the case of transformer energization, the magnitude of the maximum overvoltages increases with increasing harmonic order. It is also very dependent on the magnitude of normalized applied voltage. For instance, for $V_{src} = 1.35$ p.u. ($V_{src}/V_{sat} = 1.172$) the highest maximum occurs at the fifth harmonic while for $V_{src} = 1.65$ p.u. ($V_{src}/V_{sat} = 1.432$) it occurs at the third or seventh harmonic.

This is to be expected, since the third-harmonic component of the

magnetizing current is a monotonically increasing function of the normalized applied voltage (1).

As shown in Figure 32, harmonic analysis performed on the transformer magnetizing current indicates that during the variation of the resonant frequency of the equivalent source impedance, the magnitude of the harmonic component of the transformer magnetizing current, for a given equivalent source voltage, varies with the frequency of resonance of the equivalent

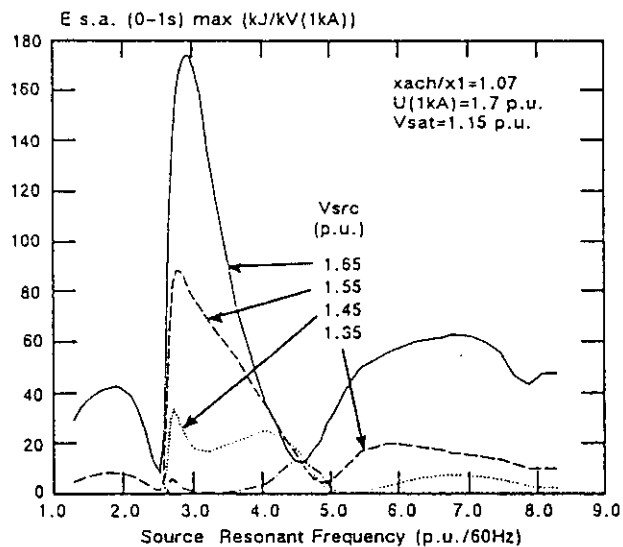


Figure 30 : Effet de la variation de la tension de source équivalente (V_{src}) sur l'énergie du parafoudre.

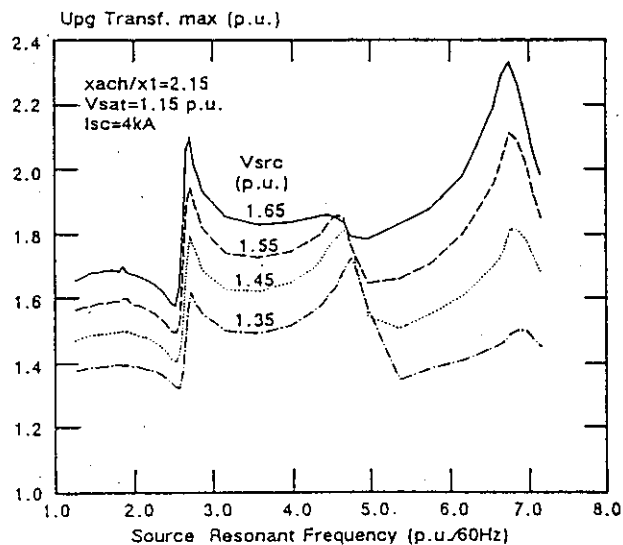


Figure 31 : Effet de la variation de la tension de source équivalente (V_{src}) sur les surtensions présumées.

Figure 31. Effect of variation of the equivalent source voltage (V_{src}) on the prospective overvoltages.

de 1,35 p.u. à 1,65 p.u., ont été appliquées sur un parafoudre avec un niveau de protection de 1,7 p.u. Cette même figure indique que l'énergie dissipée dans le parafoudre à la suite d'une réjection de charge dépend énormément de la valeur de la tension de source appliquée. Lorsque cette valeur est supérieure à 1,45 p.u., les valeurs maximales de l'énergie du parafoudre sont proches de la fréquence de troisième harmonique. Pour des valeurs inférieures à 1,45 p.u., la cinquième harmonique prédomine progressivement dans la mesure où l'ampleur de la composante de cinquième harmonique du courant du transformateur magnétisant présente un maximum proche d'une tension appliquée normalisée (V_{src}/V_{sat}) de 1,25, ou $V_{src} = 1,44$ p.u. pour $V_{sat} = 1,152$ p.u. (1).

L'énergie indiquée aux Figures 30 à 43 est évaluée pour une période de temps de 1 seconde. Dans la mesure où l'étude a été réalisée en appliquant une tension de source interne stationnaire, les énergies correspondant à une période de temps différente sont proportionnelles à ces résultats.

6.2 Effet de la fréquence de résonance de l'impédance du réseau

6.2.1 Surtensions présumées

L'effet de la fréquence de résonance de l'impédance du réseau sur les surtensions présumées a été évalué en faisant varier la fréquence de résonance de l'impédance de source équivalente de 1,3 p.u. à 7,2 p.u. (1 p.u. = 60 Hz) pour quatre valeurs différentes de la tension de source équivalente, de 1,35 p.u. à 1,65 p.u. Comme le montre la Figure 31, les valeurs de crête des surtensions temporaires passent par des valeurs maximales différentes lorsque la fréquence de résonance de l'impédance de source équivalente est proche de l'une des harmoniques d'ordre impair.

A l'inverse du cas de la mise sous tension du transformateur, l'amplitude des surtensions maximales augmente proportionnellement à l'ordre des harmoniques. Elles dépend également beaucoup de l'amplitude de la tension normalisée appliquée. Par exemple, pour $V_{src} = 1,35$ p.u. ($V_{src}/V_{sat} = 1,172$), le maximum intervient à la cinquième harmonique alors que pour $V_{src} = 1,65$ p.u. ($V_{src}/V_{sat} = 1,432$), il

intervient à la troisième ou à la septième harmoniques.

Tel est généralement le cas dans la mesure où la composante de troisième harmonique du courant magnétisant est une fonction régulièrement croissante de la tension appliquée normalisée (1).

Comme le montre la Figure 32, une analyse des harmoniques effectuée sur le courant magnétisant du transformateur indique que, pendant la variation de la fréquence de résonance de l'impédance de source équivalente, l'ampleur de la composante harmonique du courant magnétisant du transformateur pour une tension de source équivalente donnée varie en fonction de la fréquence de résonance de la source équivalente. L'ampleur de la composante de troisième harmonique du courant magnétisant dépend de l'ampleur de la tension générée et de l'impédance du réseau (amplitude et angle). Elle passe donc par un maximum prononcé avant la fréquence de troisième harmonique, comme indiqué à la Figure 32.

6.2.2 Energie du parafoudre

Comme le montre la Figure 30, lorsque la fréquence de résonance de l'impédance de source équivalente varie, l'énergie du parafoudre passe par diverses valeurs maximales. Dans ce cas, les énergies maximales du parafoudre se produisent pour une fré-

quence de résonance de l'impédance du réseau proche de la fréquence de troisième harmonique. Pour des valeurs relativement faibles de la tension de source équivalente appliquée (1,35 p.u.), la valeur maximale à la fréquence de cinquième harmonique peut cependant être supérieure à la valeur maximale à la troisième harmonique. Les valeurs obtenues pour les énergies du parafoudre sont ainsi relativement faibles. En outre, les valeurs maximales correspondant à la fréquence de septième harmonique sont de plusieurs fois inférieures à celles obtenues pour la fréquence de troisième harmonique.

Comme dans le cas de la mise sous tension du transformateur, les Figures 30 et 31 montrent qu'il est difficile d'établir le lien entre l'amplitude des surtensions présumées et l'énergie dissipée dans le parafoudre à oxyde métallique dans le cas d'une réjection de charge.

6.3 Effet du courant de court-circuit et de la puissance nominale du transformateur

La Figure 33 montre que, pour chaque fréquence harmonique, pour le même rapport x_{act}/x_1 obtenu avec des niveaux de courant de court-circuit différents, les surtensions présumées les plus élevées sont obtenues à une fréquence identique à celle de la fréquence de résonance de l'impédance de

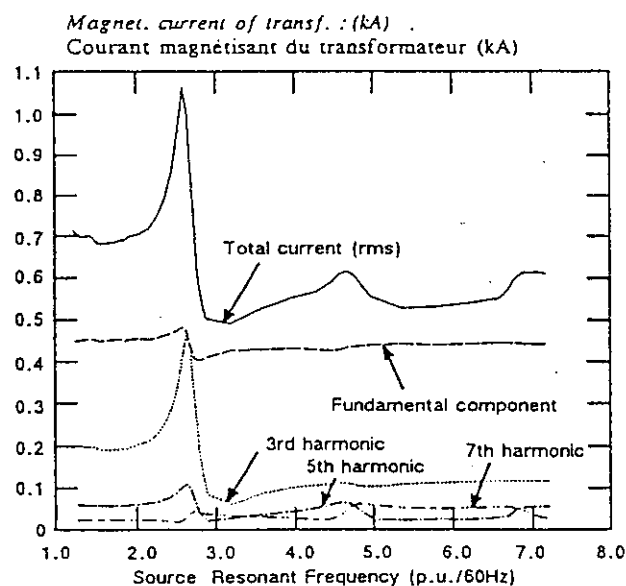


Figure 32 : Effet de la variation de la fréquence de résonance de la source sur les harmoniques du courant magnétisant pour $V_{src} = 1,55$ p.u.

Figure 32. Effect of variation of the source resonant frequency on the magnetizing current harmonics for $V_{src} = 1,55$ p.u.

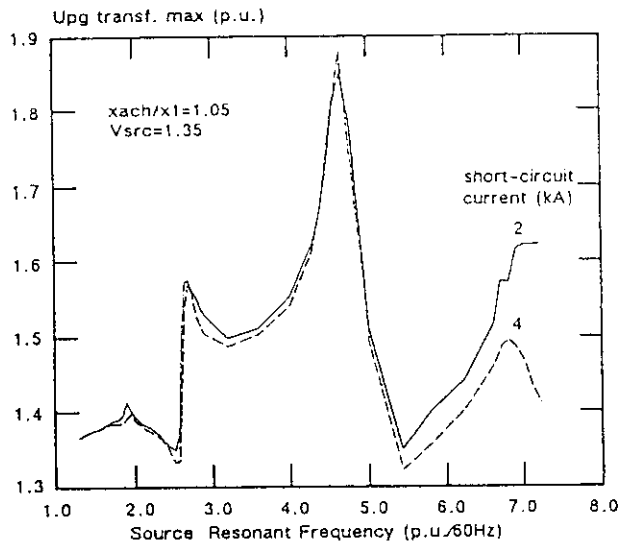


Figure 33 : Effet de la variation du courant de court-circuit sur les surtensions présumées.
 Figure 33. Effect of variation of the short-circuit current on the prospective overvoltages.

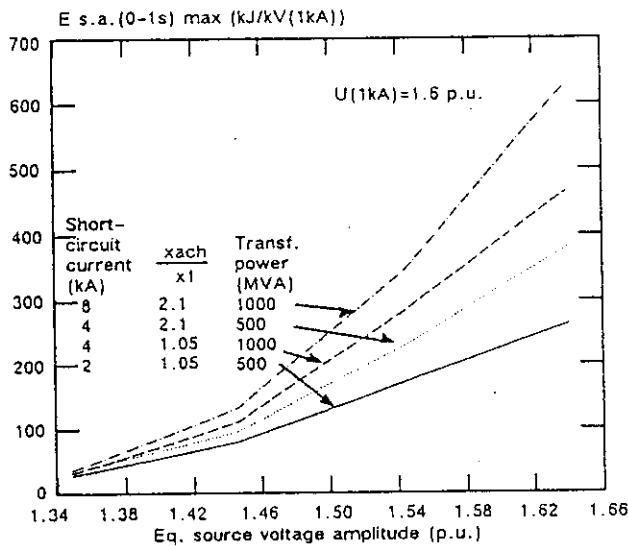


Figure 34 : Effet du courant de court-circuit et de la puissance du transformateur sur l'énergie du parafoudre.
 Figure 34. Effect of short-circuit current and transformer power on the arrester energy.

source. The magnitude of the 3rd harmonic component of the magnetizing current is dependent on the magnitude of the generated voltage and on the system impedance (amplitude and angle). Therefore, it passes through a pronounced maximum before the third harmonic frequency as seen in Figure 32.

6.2.2 Arrester energy

As seen in Figure 30, when the resonant frequency of the equivalent-source impedance varies, the arrester energy passes through distinct maxima. In this case, the maximum arrester

energies occur for a network impedance resonant frequency near the third harmonic frequency. However, for relatively low values of the applied equivalent-source voltage (1.35 p.u.), the maximum at the fifth harmonic frequency can be higher than the maximum at the third harmonic. Then, the values of the obtained arrester energies are relatively low. Furthermore, the maxima corresponding to the seventh harmonic frequency are several times lower than those obtained for the third harmonic frequency.

As for transformer energization, Figures 30 and 31 illustrate how very

difficult it is to relate the amplitude of the prospective overvoltages to the energy dissipated in the MO surge arrester in the case of a load rejection.

6.3 Effect of the short-circuit current and the transformer rated power

Figure 33 shows that, for the same x_{ach}/x_1 obtained with different short-circuit-current levels, for each harmonic frequency the highest prospective overvoltages are obtained at the same resonant frequency of the equivalent-source impedance and that the values are very close, especially at the third harmonic.

Figure 34 summarizes the test results for a variation of the equivalent source applied voltage, different short-circuit currents and transformer rated power. This figure shows that for the same x_{ach}/x_1 obtained with different transformer source combinations, the arrester energies are higher for the cases with the highest short-circuit level.

6.4 Effect of Z_{max} at the resonant frequency of the source

The effects of the quality factor of the source at the resonant frequency, Q_{fn} for load rejection were found to be similar to those for transformer energization.

From Figure 35 it is seen that the magnitude of prospective overvoltages at harmonic frequencies is directly related to the value of the equivalent-source quality factor.

The energies dissipated in the MO arresters for an equivalent impedance source resonant near the harmonic frequencies, are higher when the quality factor is high. In the cases presented in Figures 36 and 37, the quality factor varies from 5 to 20 and the same base-case configuration was tested. In the first case, Figure 36, with a relatively high applied source-voltage of 1.55 p.u. and a low protective level of 1.6 p.u., the energy dissipated in the arrester varies from 124.7 kJ/kV (1 kA)/s to 180 kJ/kV(1 kA)/s and the maxima occur only at the third-harmonic frequency. In the second case, Figure 7, with an applied source voltage of 1.45 p.u. and a protective level of 1.8 p.u., two maxima take place : the maxima of the arrester energies for the third harmonic vary between 2 kJ/kV/s and 18 kJ/kV/s and for the fifth harmonic between 5.0 kJ/kV/s and

source équivalente, et que les valeurs sont très proches, tout particulièrement à la troisième harmonique.

La Figure 34 résume les résultats des essais pour diverses tensions de source équivalente appliquées, divers courants de court-circuit et diverses puissances nominales du transformateur. La figure montre que, pour le même rapport x_{act}/x_1 obtenu avec des combinaisons différentes de source de transformateur, les énergies du parafoudre sont plus élevées dans les cas dans lesquels le niveau de court-circuit est le plus élevé.

6.4 Effet de Z_{max} à la fréquence de résonance de la source

Les effets du facteur de qualité de la source à la fréquence de résonance, Q_{fr} , pour la réjection de charge se sont avérés similaires à ceux existants pour la mise sous tension du transformateur.

D'après la Figure 35, on peut voir que l'importance des surtensions présumées aux fréquences harmoniques est directement liée à la valeur du facteur de qualité de la source équivalente.

Les énergies dissipées dans les parafoudres à oxyde métallique pour une fréquence de résonance de la source d'impédance équivalente proche des fréquences harmoniques, sont plus élevées lorsque le facteur de qualité est élevé. Dans les cas présentés aux Figures 36 et 37, le facteur de qualité varie de 5 à 20, et la même configuration de base a été testée. Dans le premier cas, avec une tension de source appliquée relativement élevée de 1,55 p.u. et un niveau de protection relativement bas de 1,6 p.u., l'énergie dissipée dans le parafoudre passe de 124,7 kJ/kV (1 kA)/s à 180 J/kV (1 kA)/s, et les valeurs maximales n'interviennent qu'à la fréquence de troisième harmonique. Dans le deuxième cas, la Figure 37, avec une tension de source appliquée de 1,45 p.u. et un niveau de protection de 1,8 p.u., deux valeurs maximales interviennent : la valeur maximale des énergies du parafoudre pour la troisième harmonique varie de 2 kJ/kV/s à 18 kJ/kV/s, tandis qu'elle est comprise pour la cinquième harmonique entre 5,0 kJ/kV/s et 14,2 kJ/kV/s. Le facteur de qualité de source équivalente à la fréquence de résonance de l'impédance n'affecte en aucun des cas la valeur de la fréquence de résonance de

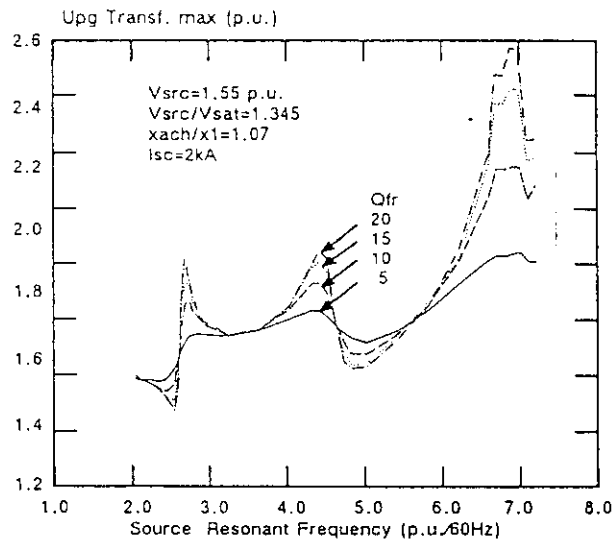


Figure 35 : Effet de la variation du facteur de qualité (Q_{fr}) sur les surtensions présumées.
Figure 35. Effect of variation of the quality factor (Q_{fr}) on the prospective overvoltages.

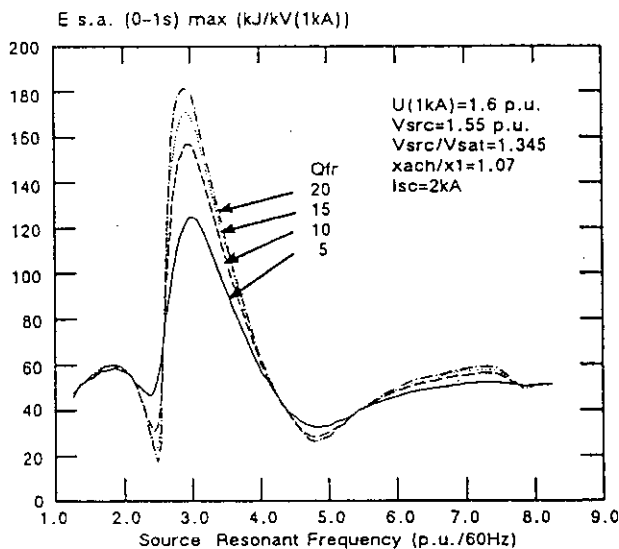


Figure 36 : Effet de la variation du facteur de qualité (Q_{fr}) sur l'énergie du parafoudre.
Figure 36. Effect of variation of the quality factor (Q_{fr}) on the arrester energy.

l'impédance de source équivalente à laquelle les énergies maximales du parafoudre se produisent.

La Figure 38 présente les énergies du parafoudre en fonction du facteur de qualité de la source équivalente pour un niveau de protection du parafoudre de 1,8 p.u. et pour deux tensions de source équivalente différentes appliquées de respectivement 1,55 p.u. et 1,45 p.u.

6.5 Effet de la tension de saturation du transformateur

Les résultats présentés à la Figure 39 montrent que les surtensions maxi-

males à la fréquence de troisième harmonique restent à peu près les mêmes, alors qu'à la cinquième harmonique, elles augmentent à mesure que la tension de saturation du transformateur, V_{sat} , augmente, et qu'à la septième harmonique, elles diminuent à mesure que V_{sat} augmente. Il convient de remarquer que la composante fréquence industrielle des surtensions temporaires augmente à mesure que la tension de saturation du transformateur augmente. Comme indiqué dans la référence 1, l'importance de la composante de courant de troisième harmonique normalisée diminue à mesure que V_{sat} augmente; en

14.2 kJ/kV/s. In neither cases does the equivalent-source quality factor at the impedance resonant frequency affect the value of the resonant frequency of the equivalent-source impedance at which the maximum arrester energies occur.

The arrester energies as a function of the equivalent-source quality factor for an arrester protective level of 1.8 p.u. and for two different applied equivalent-source voltages, respecti-

vely 1.55 p.u. and 1.45 p.u., are presented in Figure 38.

6.5 Effect of the transformer saturation voltage

The results presented in Figure 39 show that the maximum overvoltages at the third-harmonic frequency remain about the same, whereas at the fifth harmonic they increase as the transformer saturation voltage, V_{sat} , increases, and at the seventh har-

monic decrease as V_{sat} increases. It should be noted that the power-frequency component of the temporary overvoltages increases as the transformer saturation voltage increases. As presented in Reference 1, the magnitude of the normalized third-harmonic current component decreases as V_{sat} increases; consequently, the resulting third-order harmonic prospective overvoltages also decrease. Therefore, the prospective overvoltages, which represent the sum of the power-frequency overvoltages and their harmonic-voltage components in the case of resonance at the third harmonic, remain practically identical for different values of V_{sat} .

In the case of resonance near the fifth harmonic, the power-frequency component of the voltage and the fifth-harmonic component of the magnetizing current increase when V_{sat} increases.

Figure 40 indicates the effect of this parameter on the energies of a surge arrester with a protective level of 1.6 p.u. The results show that predominant maxima occur at the third harmonic. There is a slight increase in energy with the increasing of the saturation voltage and a slight increase of the resonant frequency at which the maximum occurs. The maxima at the seventh harmonic clearly decrease when the transformer saturation voltage increases but are much smaller than the maxima obtained at the third harmonic.

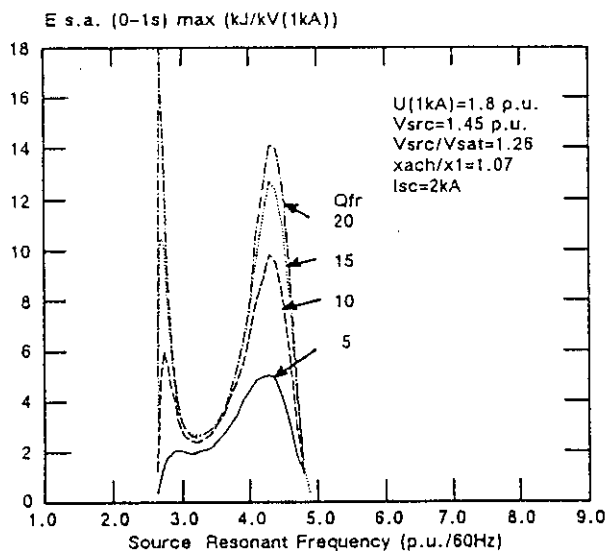


Figure 37 : Effet de la variation du facteur de qualité sur l'énergie du parafoudre.
Figure 37. Effect of variation of the quality factor on the arrester energy.

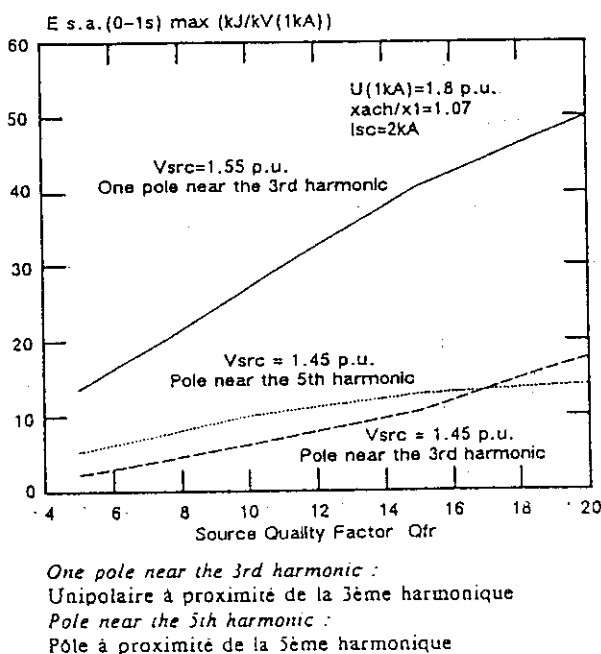


Figure 38 : Effet de la variation du facteur de qualité de la source équivalente sur l'énergie du parafoudre.
Figure 38. Effect of variation of the equivalent source quality factor on the arrester energy.

6.6 Effect of variation of source zero-sequence reactance

In this study the ratio x_0/x_1 was varied by varying the reactance X_n in Figure 3. In such a configuration the positive and zero sequence impedance resonate at the same frequency.

The value of the zero sequence impedance at the resonant frequency is not significantly increased by an increase of the ratio x_0/x_1 . For example, for a Q_{fr} of 15 and a resonant frequency at the third harmonic, an increase of x_0/x_1 from 1 to 3 increases the ratio Z_{max0}/x_1 from 40 to 46 or an increase of only 15% (Z_{max0} is defined as the maximum zero sequence impedance at the resonant frequency of the zero sequence impedance). Thus a variation of the ratio x_0/x_1 does not affect the results significantly as observed during the tests.

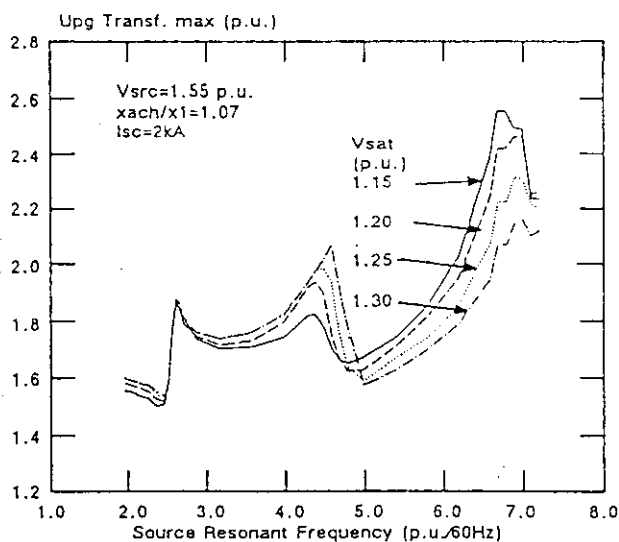


Figure 39 : Effet de la variation de la tension de saturation du transformateur sur les surtensions présumées.

Figure 39. Effect of variation of the transf. sat. voltage on the prospective overvoltages.

conséquence, les surtensions présumées d'harmoniques de troisième ordre en résultant diminuent également. Les surtensions présumées, qui représentent la somme des surtensions à fréquence industrielle et de leurs composantes de tensions harmoniques dans le cas de la résonance à la troisième harmonique, restent donc pratiquement identiques pour des valeurs différentes de V_{sat} .

Dans le cas d'une résonance proche de la cinquième harmonique, la composante fréquence industrielle de la tension et la composante de cinquième harmonique du courant magnétisant augmentent lorsque V_{sat} augmente.

La Figure 40 montre l'effet de ce paramètre sur les énergies d'un parafoudre ayant un niveau de protection de 1,6 p.u. Les résultats montrent que les valeurs maximales prédominantes se produisent à la troisième harmonique. On constate une légère augmentation de l'énergie avec l'augmentation de la tension de saturation, et une légère augmentation de la fréquence de résonance à laquelle la valeur maximale se produit. Les valeurs maximales à la cinquième harmonique diminuent nettement lorsque la tension de saturation du transformateur augmente, mais elles sont très nettement inférieures aux valeurs maximales obtenues à la troisième harmonique.

6.6 Effet de la variation de la réactance homopolaire de la source

Dans la présente étude, le rapport x_0/x_1 a été modifié par réglage de la réactance X_n à la Figure 3. Dans une telle configuration, l'impédance homopolaire et l'impédance directe résonnent à la même fréquence. La valeur de l'impédance homopolaire à la fréquence de résonance n'augmente pas de façon importante lors d'une diminution du rapport x_0/x_1 . Pour un Q_{fr} de 15 et une fréquence de résonance à la troisième harmonique, une augmentation de x_0/x_1 de 1 à 3 fait par exemple augmenter le rapport Z_{max0}/x_1 de 40 à 46, soit une augmentation de 15 % seulement (Z_{max0} est définie comme l'impédance homopolaire maximale à la fréquence de résonance de l'impédance homopolaire). Comme nous avons pu l'observer au cours des essais, une variation du rapport x_0/x_1 n'affecte donc pas les résultats de façon importante.

La Figure 41 montre que, dans la configuration de base, avec une tension de source équivalente appliquée de 1,55 p.u. et un parafoudre ayant un niveau de protection de 1,6 p.u., lorsque le rapport x_0/x_1 de la source équivalente passe de 1 à 8, les énergies du parafoudre varient de 189 kJ/kV à 176 kJ/kV/s, avec une valeur maximale de 170 kJ/kV/s pour un x_0/x_1 de 3.

On remarquera que le transformateur affecte l'impédance homopolaire

(fréquence de résonance et amplitude) de l'ensemble circuit transformateur et source.

6.7 Effet de la réactance de fuite homopolaire du transformateur

Comme nous l'avons mentionné dans le chapitre précédent, les courants harmoniques de troisième ordre et leurs multiples spéciaux forment des harmoniques homopolaire qui circulent dans l'enroulement du transformateur connecté en triangle et dans le réseau. Dans la mesure où la répartition des courants est proportionnelle aux admittances homopolaire des flux de courants respectifs, plus la valeur de la réactance de fuite homopolaire du transformateur est élevée, plus les composantes harmoniques d'ordre trois passant dans le réseau sont élevées. Si l'impédance homopolaire du réseau reste constante, lorsque la réactance de fuite de séquence zéro du transformateur augmente, les surtensions présumées, et donc l'énergie dissipée dans le parafoudre à oxyde métallique, augmentent également.

Lorsque la réactance homopolaire du transformateur augmente pour passer de 0,20 p.u. à 0,60 p.u. (sur la base de la puissance nominale du transformateur), les surtensions présumées augmentent pour passer de 1,7 p.u. à 2,0 p.u., et l'énergie du parafoudre augmente pour passer de 131 kJ/kV/s à 195 kJ/kV/s pour une fréquence de résonance de source proche de la troisième harmonique et pour un niveau de protection du parafoudre de 1,6 p.u. (à 1 kA) (voir les Figures 42 et 43). Comme nous pouvions le prévoir, pour la fréquence de cinquième harmonique, lorsqu'on fait varier la réactance homopolaire du transformateur, cela n'affecte pas les surtensions présumées, tandis qu'à la fréquence de septième harmonique, les petites variations sont dues à la présence de certaines composantes de troisième harmonique.

Il semblerait que le pire des cas se produise pour une résonance du réseau en parallèle avec l'impédance homopolaire du transformateur. Dans ce cas, le courant de troisième harmonique passant dans le réseau peut être supérieur au courant harmonique généré par le transformateur, ce qui peut conduire à des surtensions importantes aux bornes basse et haute tension. Ce phénomène n'a pas été étudié au cours de la présente étude et

Figure 41 shows that in the base-case configuration with an applied equivalent source voltage of 1.55 p.u. and a surge arrester with a protective level of 1.6 p.u., when the equivalent-source ratio x_0/x_1 was varied from 1 to 8, the arrester energies varied from 189 kJ/kV to 176 kJ/kV/s with a minimum value of 170 kJ/kV/s for a x_0/x_1 of 3.

It should be noted here that the transformer affects the zero sequence impedance (amplitude and resonant frequency) of the combined source and transformer circuit.

6.7 Effect of the transformer zero-sequence leakage reactance

As mentioned in the previous section, third-order harmonic currents and their odd multiples form harmonic zero-sequence components that circulate in the delta-connected transformer winding and into the system. Since the distribution of the currents is proportional to the zero-sequence admittances of the respective current paths, the higher the value of the transformer zero-sequence leakage reactance, the higher the triplen harmonic components flowing into the system. As the zero-sequence impedance of the system is kept constant, when the transformer zero-sequence leakage reactance increases, the prospective overvoltages and, consequently, the energy dissipated in the MO surge arrester also increase.

When the transformer zero-sequence reactance increases from 0.20 p.u. to 0.60 p.u. (based on the transformer rated power), the prospective overvoltages increase from 1.7 p.u. to 2.0 p.u. and the arrester energy increases from 131 kJ/kV/s to 195 kJ/kV/s for a source resonant frequency near the third harmonic and for an arrester protective level of 1.6 p.u. (at 1 kA) (see Figures 42 and 43). As expected, for the fifth-harmonic frequency, varying the transformer zero-sequence reactance does not affect the prospective overvoltages, while at the seventh harmonic frequency the small variations are due to some existing third-harmonic components.

It is expected that the worst case will occur for a parallel resonance of the system with the zero-sequence impedance of the transformer. In this case, third-harmonic current flowing in the system can be greater than the harmonic current generated by the

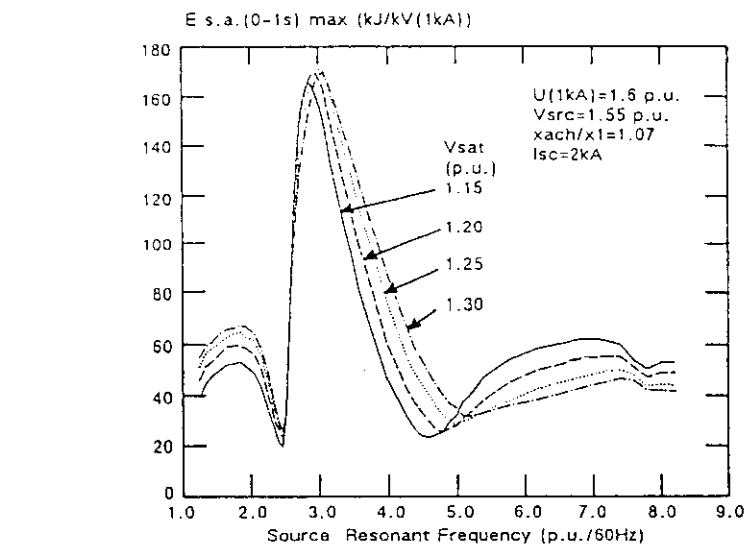


Figure 40 : Effet de la variation de la tension de saturation du transformateur sur l'énergie du parafoudre.

Figure 40. Effect of variation of the transf. sat. voltage on the arrester energy.

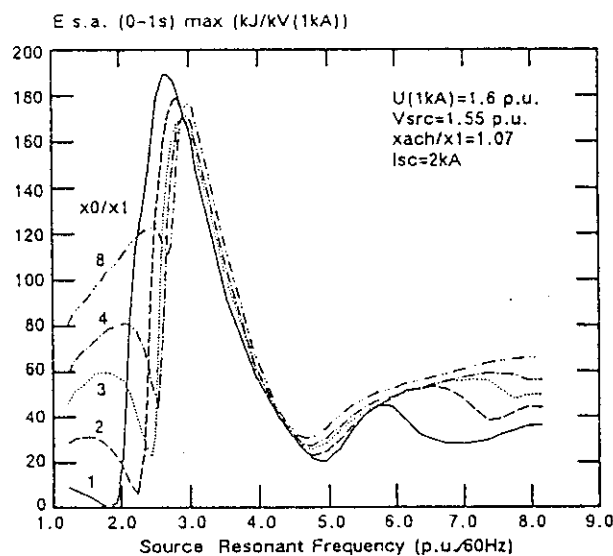


Figure 41 : Effet de la variation du rapport x_0/x_1 sur l'énergie du parafoudre.

Figure 41. Effect of variation of the x_0/x_1 ratio on the arrester energy.

transformer, which may lead to severe overvoltages on the low- and high-voltage terminals. This phenomenon was not investigated during this study, and it needs further research.

7. COMPARISON OF THE RESULTS

The characteristics of the network impedance as seen from the bus were evaluated, and the prospective overvoltages and arrester energy obtained with the complex network during transformer switching and fault clearing were compared to those obtained

using an equivalent source with the same network impedance characteristics.

Very good correspondence was found in the case where only one transformer exists in the vicinity of the disturbance. However, in the case of transformer energization, the existence of additional transformers near the energization bus will lead to a lower arrester energy than when energizing a single transformer on the equivalent source. Thus, for transformer energization, the results obtained with the equivalent source correspond to the most pessimistic case.

devra faire l'objet de recherches ultérieures.

7. COMPARAISON DES RÉSULTATS

Les caractéristiques de l'impédance du réseau au niveau de la connexion ont été évaluées, et les surtensions présumées et l'énergie du parafoudre obtenues avec le réseau complexe lors de la commutation du transformateur et de l'élimination des défauts ont été comparées à celles obtenues en utilisant une source équivalente ayant les mêmes caractéristiques d'impédance de réseau.

Une très bonne correspondance a été trouvée dans le cas d'un seul transformateur à proximité de la perturbation. Lors de la mise sous tension du transformateur, l'existence de transformateurs supplémentaires à proximité du point de mise sous tension va cependant conduire à une énergie du parafoudre plus faible que lors de la mise sous tension d'un seul transformateur sur la source équivalente. Pour la mise sous tension du transformateur, les résultats obtenus avec la source équivalente correspondent donc au cas le plus pessimiste.

Dans le cas de l'élimination de défauts, de façon à comparer le réseau complexe aux résultats obtenus avec une source équivalente, la puissance nominale du transformateur dans le système équivalent doit correspondre à la puissance nominale totale du transformateur installé à proximité de l'occurrence du défaut.

Les chapitres ci-après présentent ces résultats de façon plus détaillée.

7.1 Correspondance entre les paramètres du réseau réel et les paramètres de la source équivalente

De façon à valider les résultats obtenus avec une source équivalente, un réseau complexe a été choisi, et il a été procédé à une mise sous tension du transformateur et à une élimination de défauts. Une partie du réseau de 315 kV de Hydro-Québec a été utilisée à cette fin. Une configuration de réseau particulière a été choisie de façon telle que la réponse en fréquence ait un pôle dominant juste en dessous de la fréquence de deuxième harmonique, à savoir à 1,925 p.u. La commutation du transformateur et le déclenchement et l'élimination de

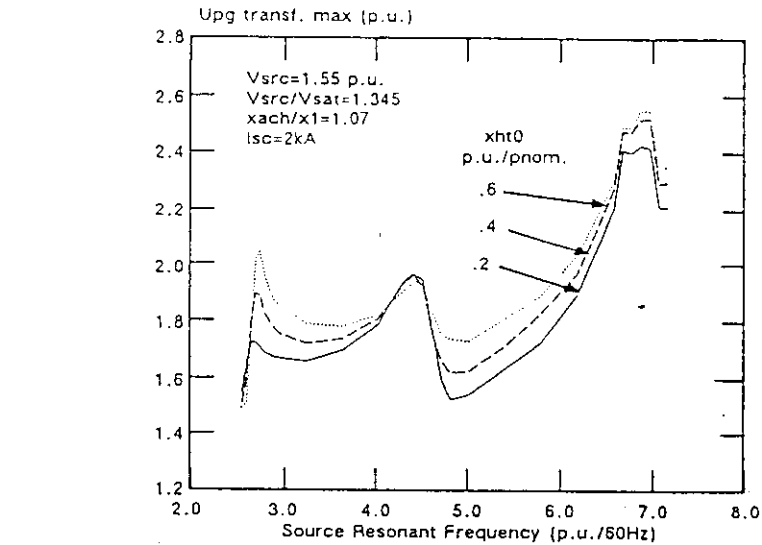


Figure 42 : Effet de la variation de l'impédance homopolaire du transformateur (x_{ht0}) sur les surtensions présumées.

Figure 42. Effect of variation of the transf. zero-sequence impedance (x_{ht0}) on the prosp. overvoltages.

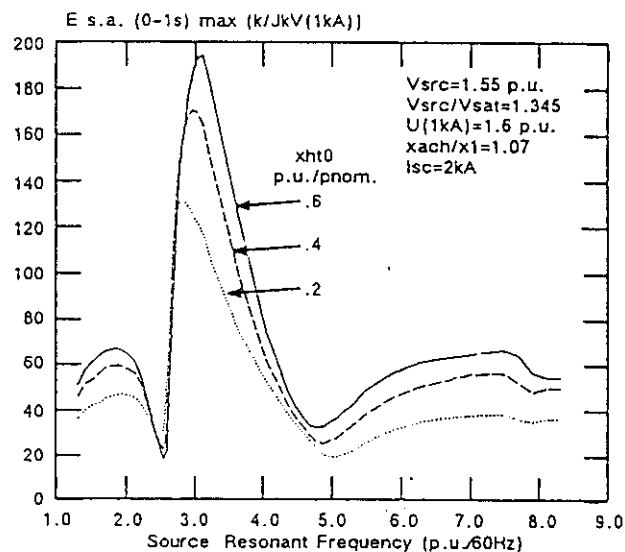


Figure 43 : Effet de la variation de l'impédance homopolaire du transformateur (x_{ht0}) sur l'énergie du parafoudre.

Figure 43. Effect of variation of the transf. zero-seq. impedance (x_{ht0}) on the arrester energy.

défauts ont été effectués au niveau de la connexion de 315 kV de Rimouski (RIM3, Fig. 44).

La correspondance entre le réseau réel et la source équivalente a été établie par une comparaison de la réponse en fréquence des deux réseaux. La réponse en fréquence du réseau réel au niveau de la connexion de commutation a été obtenue d'abord. Une configuration de source équivalente a ensuite été choisie de façon que les paramètres des deux réseaux, énumé-

rés au Tableau 7-1, correspondent le mieux possible.

La réponse en fréquence de l'impédance directe et de l'impédance homopolaire pour le réseau réel est indiquée à la Figure 45.

La résistance en continu de la source équivalente a dû faire l'objet d'un réglage de précision dans la mesure où la durée des surtensions présumées, et donc l'énergie du parafoudre sont très sensibles à ce paramètre. Un inducteur linéaire a été mis sous ten-

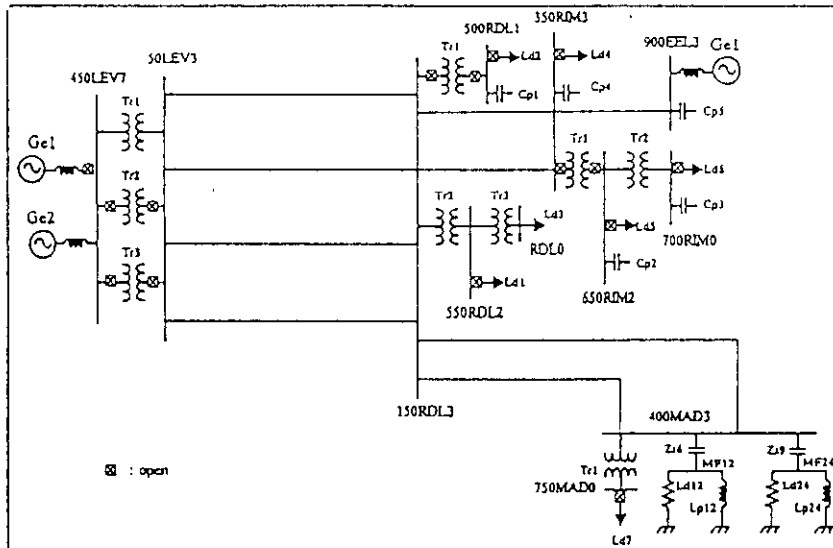


Figure 44 : Réseau Gaspésie.
Figure 44. Gaspésie System.

TABLEAU 7-1. Valeurs des paramètres et comparaison des résultats.
TABLE 7-1. Values of parameters and comparison of results.

	Real Network		Equivalent Source	
	A	B	A	C
Base voltage, V_{base}	315 kV	315 kV	315 kV	315 kV
I_{sc} (3-ph. short-circuit cur.)	3.38 kA	3.23 kA	3.38 kA	3.23 kA
x_1 (ohms)	53.8 ohms	56.3 ohms	53.8 ohms	56.3 ohms
f_r (p.u./60 Hz), pos. seq.	1.925	1.874	1.925	1.875
Z_{max} (ohms)	1051	865	1051	896
Z_{max}/x_1	19.5	15.4	19.5	15.9
$Q_{fr} = \frac{Z_{max}}{x_1} \frac{1}{(fr - 1/fr)}$	13.95	11.46	13.95	11.86
x_0/x_1	1.3	4.4	1	4.0
T (DC time constant)	87 ms	87 ms	> 87 ms	87 ms
Transformer rated power p_{nom}	419 MVA	419 MVA	419 MVA	419 MVA
x_{ech} (p.u./ p_{nom})	0.3	0.3	0.3	0.3
x_{ech}/x_1	1.33	1.26	1.33	1.26
V_{set}	1.15 p.u.	1.15 p.u.	1.15 p.u.	1.15 p.u.
x_{ht0} (p.u./ p_{nom})	0.4	0.4	0.4	0.4
Results				
Prospect. overvoltages (p.u.)	1.72		1.76	
Arrester energy (kJ/kV)	5.5	8.6	5.8	8.5
Notes :		Remarques :		
A : Original networks		A : Réseaux d'origine		
B : Saturation of neighboring transformers removed		B : Saturation des transformateurs avoisinants éliminée		
C : With zero-sequence impedance pole corresponding to the real network		C : Avec pôle d'impédance homopolaire correspondant au réseau réel		

In the case of fault clearing, in order to compare the complex network with the results obtained with an equivalent source, the transformer rated power in the equivalent system should correspond to the total installed transformer rated power in the vicinity of the fault application.

The following sections present these results in more detail.

7.1 Correspondence of the real network and the equivalent source parameter

In order to validate the results obtained with an equivalent source, a complex network was chosen and transformer energization and fault clearing were performed. Part of Hydro-Québec's 315-kV system was used for this purpose. A particular network configuration was selected such that the frequency response had an important pole just below the second-harmonic frequency, namely at 1.925 p.u. The transformer switching and fault initiation and clearing were performed at the Rimouski 315-kV bus (RIM3, Figure 44).

The correspondence between the real network and the equivalent source was established by comparing the frequency response of both networks. The frequency response of the real network at the switching bus was obtained first. An equivalent source configuration was then chosen such that the parameters of both networks, listed in Table 7-1, correspond as close as possible.

The frequency response of the positive-sequence and zero-sequence impedance for the real network is shown in Table 7-2.

The DC resistance of the equivalent source had to be fine-tuned because the duration of the prospective overvoltages and, therefore, the arrester energy are very sensitive to this parameter. A linear inductor was energized for that purpose and the time constant was calculated for both cases. A time constant of 87 ms was found. The dc

Real network : Réseau réel
Equivalent source : Source équivalente
Base voltage : Tensions de base
Time constant : Constante de temps
Transformer rated power : Puissance nominale du transformateur
Prospect overvoltages : Surtensions présumées
Arrester energy : Energie du parafoudre

sion à cette fin, et la constante de temps a été calculée pour les deux cas. Une constante de temps de 87 ms a été trouvée. La constante de temps continue de la source équivalente a été réglée sur la même valeur.

La fréquence du pôle dominant du réseau et la fréquence de résonance de l'impédance de la source équivalente sont très proches, à savoir 1,925 p.u. La réactance directe de 60 Hz ainsi que le rapport x_0/x_1 sont également très proches.

En outre, les paramètres du transformateur commuté et la taille relative du transformateur commuté par rapport au niveau de court-circuit triphasé de la source correspondent également.

Les valeurs des paramètres utilisés pour cette comparaison sont celles indiquées au Tableau 7-1.

7.2 Comparaison des résultats de la mise sous tension du transformateur

La mise sous tension du transformateur a d'abord été réalisée sans parafoudre, de façon à vérifier l'ampleur et la durée des surtensions présumées. L'ampleur maximale s'est avérée être de respectivement 1,72 p.u. et 1,76 p.u. pour le réseau réel et la source équivalente. La durée était cependant beaucoup plus courte pour le réseau complexe (83 ms par comparaison aux 233 ms pour la source équivalente) pour les surtensions supérieures à 1,6 p.u., comme indiqué aux Figures 46 a et b. L'énergie du parafoudre pour ces deux cas est de 0,55 kJ/kV par comparaison aux 5,8 kJ/kV. Cette différence est due aux deux paramètres supplémentaires affectant les résultats : a) la fréquence de résonance de l'impédance homopolaire et b) l'existence de transformateurs supplémentaires à proximité du transformateur mis sous tension.

L'impédance homopolaire du réseau à des fréquences harmoniques différentes est associée aux composantes harmoniques homopolaires du courant d'enclenchement, ce qui fait augmenter les surtensions présumées et donc l'énergie du parafoudre. La résonance d'impédance homopolaire du réseau équivalent était cependant proche de la deuxième harmonique, ce qui n'est pas le cas pour le réseau réel.

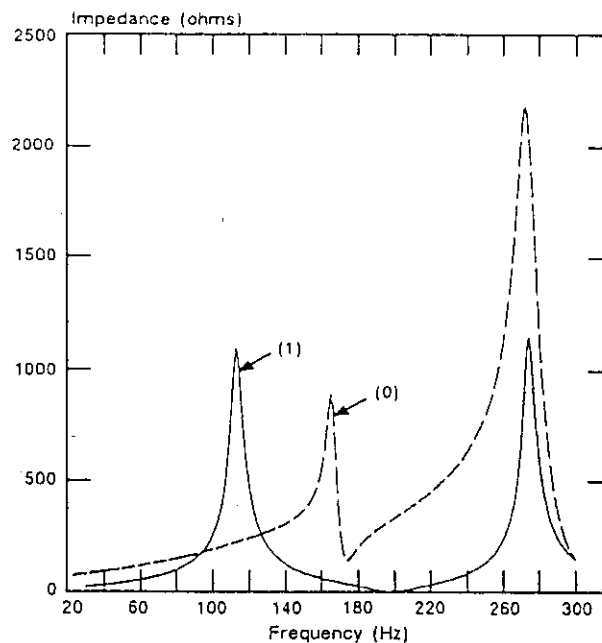


Figure 45 : Impédance directe (1) et homopolaire (0) du réseau complexe en RIM3.

Figure 45. Positive (1) and zero (0) sequence impedance of the complex network at RIM3.

L'existence de transformateurs supplémentaires à proximité du transformateur mis sous tension a pour effet de réduire l'amplitude des courants harmoniques du réseau et donc l'énergie du parafoudre. En fait, à mesure que le transformateur mis sous tension est saturé, les transformateurs avoisinants sont amenés à être saturés en sens inverse, cela réduisant le courant d'enclenchement total.

Ces deux effets ont été pris en compte. La fréquence de résonance de l'impédance homopolaire de la source équivalente a tout d'abord été modifiée de façon à coïncider avec

celle du réseau réel. La saturation des transformateurs avoisinants a ensuite été éliminée de façon à vérifier l'hypothèse ci-dessus, et l'on a pu constater que ce phénomène avait un effet prédominant sur les énergies du parafoudre : 8,58 kJ/kV pour le réseau réel et 8,45 kJ/kV pour la source équivalente. Les résultats sont résumés au Tableau 7-1.

En conclusion, la mise sous tension du transformateur sur la source équivalente donne des résultats plus pessimistes que sur un réseau réel dans la mesure où l'existence de transformateurs supplémentaires à proximité du

TABLEAU 7-2. Comparaison des résultats pour l'élimination des défauts.

Type de défaut	Energie du parafoudre en kJ/kV (1 kA)			
	Réseau de 315 kV		Source équivalente	
	Pas de modification *	Saturation des transi. avoisinants éliminée	pnom 620 MVA	pnom 1500 MVA
Phase A à la terre	4,21	1,22	1,18	
Triphasé	6,26	2,75	3,04	6,30
Remarques :	Transformateur de 620 MVA raccordé à la connexion RIM 3.			
*	La puissance assignée totale des transformateurs installés à proximité de l'endroit du défaut de 1380 MVA.			

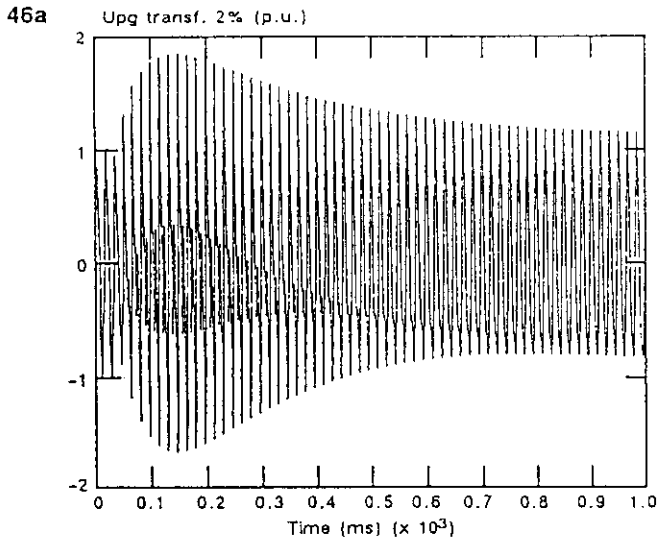


Figure 46a : Mise sous tension du transformateur sur la source équivalente.

Figure 46a. Transformer energization on the equivalent source.

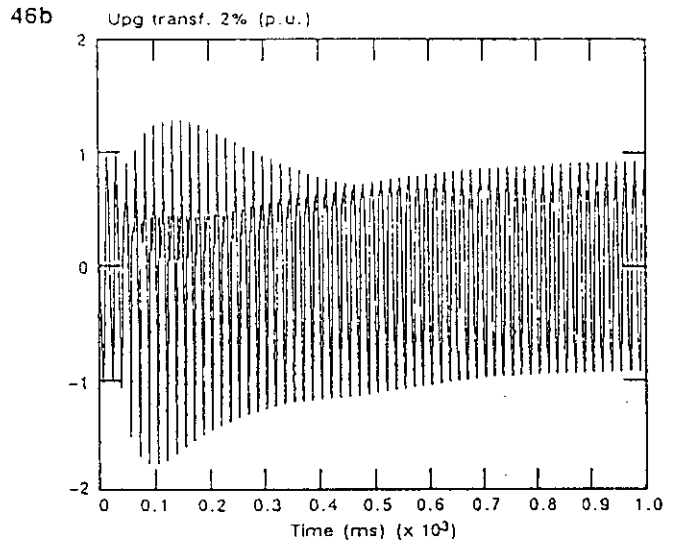


Figure 46b : Mise sous tension du transformateur sur le réseau Gaspésie.

Figure 46b. Transformer energization on the Gaspésie network.

time constant of the equivalent source was adjusted to the same value.

The frequency of the dominant pole of the network and the resonant frequency of the impedance of the equivalent source are very close, namely 1.925 p.u. The 60-Hz positive-sequence reactance as well as the x_0/x_1 ratio are also very close.

Moreover, the parameters of the switched transformer and the relative size of the switched transformer relative to the three-phase short-circuit level of the source also correspond.

The values of the parameters used for this comparison are shown in Table 7-1.

7.2 Comparison of transformer energization results

First, transformer energization was performed without surge arresters in order to verify the magnitude and duration of the prospective overvoltages. The maximum magnitude was found to be 1.72 p.u. and 1.76 p.u. for the real network and equivalent source respectively. However, the duration was much shorter for the complex network (83 ms compared to 233 ms for the equivalent source) for overvoltages above 1.6 p.u., as shown in Figure 46 a and b. The arrester energy for these two cases is 0.55 kJ/kV compared to 5.8 kJ/kV. This difference is due to two additional parameters affecting the results : a) the resonance frequency of the zero-sequence impedance

and b) the existence of additional transformers in the vicinity of the energized transformer.

The zero-sequence impedance of the network at different harmonic frequencies is combined with zero-sequence harmonic components of the inrush current, which in turn increase the prospective overvoltages and, consequently, the arrester energy. However, the zero-sequence impedance resonance of the equivalent network was near to the second harmonic, which is not the case for the real network.

The existence of additional transformers in the vicinity of the energized transformer has the effect of reducing

the amplitude of harmonic currents in the system and, consequently, the arrester energy. In fact, as the energized transformer saturates, it causes the neighboring transformers to saturate in the opposite direction, thus reducing the total inrush current.

Both these effects were taken into account. First the zero-sequence impedance resonance frequency of the equivalent source was modified in order to coincide with that of the real network. Second, the saturation of the neighboring transformers was removed in order to verify the above hypothesis and it was found that this phenomenon had a predominant effect on the arrester energies : 8.58 kJ/kV for the real network and 8.45 kJ/kV for the

TABLE 7-2. Comparison of results for fault clearing.

Fault type	Arrester energy kJ/kV(1kA)			
	315 kV Network		Equivalent Source	
	No modification	Saturation of neighb. transform. removed	pnom 620 MVA	pnom 1500 MVA
phase A to ground	4.21	1.22	1.18	
3-phase	6.26	2.75	3.04	6.30
Notes:	620 MVA transformer connected to the RIM3 bus Total transformer rated power installed in the vicinity of the fault application is 1380 MVA			

transformateur mis sous tension a pour effet de réduire l'énergie du parafoudre. Les résultats obtenus d'après cette étude peuvent donc être utilisés pour déterminer l'énergie maximale du parafoudre lors de la mise sous tension du transformateur dans les cas où il n'y a pas de transformateurs supplémentaires saturés à proximité.

7.3 Comparaison dans le cas de l'élimination de défauts

L'élimination des défauts a été réaïssée sur une partie du réseau de 315 kV d'Hydro-Québec (péninsule de Gaspésie) au niveau des bornes du transformateur de la connexion de 315 kV à Rimouski (RIM3). Les paramètres du réseau sont les mêmes que ceux indiqués au Tableau 7-1.

L'énergie dissipée dans le parafoudre pendant l'élimination de défauts monophasés à la terre et triphasés à la terre sur ce réseau de 315 kV est respectivement de 4,21 kJ/kV (1 kA) et 6,26 kJ/kV (1 kA), comme indiqué au Tableau 7-2. L'énergie dissipée dans le parafoudre lorsque le réseau est remplacé par une source équivalente caractérisée par des paramètres de circuit identiques est très nettement inférieure : respectivement de 1,18 kJ/kV (1 kA) et 3,04 kJ/kV (1 kA) pour des défauts monophasés à la terre et triphasés à la terre. Cela est dû à la saturation des transformateurs avoisinants, qui contribue aux composantes de courants harmoniques pendant l'élimination de défauts.

Lorsque la puissance nominale du transformateur connecté à la source équivalente est augmentée de façon à représenter la puissance totale des transformateurs avoisinants, l'énergie du parafoudre correspond de très près à celle obtenue avec le réseau pour un défaut triphasé, à savoir 6,3 kJ/kV (1 kA).

De la même façon, lorsque la saturation des transformateurs avoisinants est éliminée, l'énergie du parafoudre sur le réseau réel est proche de celle obtenue en utilisant la source équivalente, c'est à dire respectivement de 1,22 kJ/kV (1 kA) et 2,75 kJ/kV (1 kA) pour des défauts monophasés à la terre et triphasés à la terre, comme le montre le Tableau 7-2.

En conclusion, lorsque l'élimination de défauts au niveau d'une borne d'un transformateur engendre une saturation des transformateurs avoisinants, la part des composantes de courants

harmoniques dues à ces transformateurs supplémentaires n'est pas négligeable. Pour comparer les résultats d'un réseau réel et d'une source équivalente, la puissance assignée du transformateur connecté à la source équivalente doit donc être égale au total de la puissance assignée des transformateurs installés à proximité de l'endroit du défaut. La part revenant à chaque transformateur dans l'énergie du parafoudre en résultant dépend cependant de la distance entre ces transformateurs et l'endroit du défaut.

8. CONCLUSIONS ET PRINCIPAUX RÉSULTATS

L'étude a montré qu'un grand nombre de paramètres doit être pris en compte pour déterminer les énergies des parafoudres dissipées dans des parafoudres à oxyde métallique prévus pour la protection de réseaux pendant des conditions de surtensions temporaires. En outre, un grand nombre de ces paramètres sont reliés entre eux, ce qui rend très difficile la mise au point d'un guide quantitatif incluant toutes les configurations et les conditions de réseaux possibles. Cette étude donne cependant une description qualitative très intéressante et présente l'effet de chaque paramètre du réseau sur les surtensions présumées et les énergies des parafoudres.

L'étude montre que les parafoudres utilisés dans des réseaux caractérisés par une impédance élevée proche des basses fréquences harmoniques peuvent, du fait des résonances en parallèle, être soumis à des contraintes énergétiques importantes provoquées par les effets de saturation du transformateur. Les réseaux caractérisés par de faibles niveaux de court-circuit, de longues lignes de transmission, de longs câbles ou de grands bancs de condensateurs et par de faibles pertes aux fréquences harmoniques relèvent de cette catégorie. Pour ces réseaux, il convient donc d'optimiser soigneusement les paramètres du réseau, du transformateur et du parafoudre, de façon à déterminer les cas susceptibles de générer les contraintes les plus élevées du parafoudre.

Un deuxième résultat très important d'après cette étude est le fait que les surtensions présumées ne constituent pas toujours une bonne indication de l'énergie du parafoudre.

On trouvera ci-après un résumé des principaux résultats.

Mise sous tension du transformateur

- A mesure que la fréquence de résonance de l'impédance de source varie, les surtensions présumées et l'énergie du parafoudre passent par des valeurs maximales différentes à des fréquences légèrement inférieures aux fréquences harmoniques.
- D'une manière générale, lorsqu'on cherche une configuration de réseau conduisant aux énergies de parafoudre et aux surtensions les plus élevées lors de la mise sous tension du transformateur, il est important d'examiner les configurations dont les fréquences de résonance d'impédance se situent dans la plage de 1,85 p.u. à 1,975 p.u. de la fréquence de base. La fréquence exacte dépend du rapport x_{ach}/x_1 .
- L'énergie du parafoudre et les surtensions diminuent à mesure que l'ordre d'harmonique de la fréquence de résonance de l'impédance du réseau augmente.
- L'énergie du parafoudre diminue à mesure que son niveau de protection augmente.
- L'importance des surtensions présumées maximales et de l'énergie du parafoudre augmente à mesure que la puissance nominale du transformateur augmente.
- Le même rapport x_{ach}/x_1 obtenu avec des combinaisons différentes d'impédance de source et de puissance du transformateur génère les mêmes surtensions présumées.
- L'énergie maximale du parafoudre n'est proportionnelle aux surtensions présumées que dans le cas de rapports x_{ach}/x_1 élevés (faible puissance du transformateur/courant de court-circuit élevé). En outre, les surtensions présumées ne sont pas une bonne indication de l'énergie du parafoudre pour de bas rapports x_{ach}/x_1 .
- L'importance des surtensions présumées maximales et de l'énergie du parafoudre dépend énormément de l'impédance du réseau à la fréquence de résonance.
- La tension de saturation du transformateur affecte les surtensions présumées maximales et les énergies du parafoudre obtenues lors de la mise sous tension du transformateur, mais l'effet n'est pas très prononcé pour la plage de tensions de

equivalent source. The results are summarized in Table 7-1.

In conclusion, transformer energization on the equivalent source has more pessimistic results than on a real network since the existence of additional transformers in the vicinity of the energized transformer has the effect of reducing the arrester energy. The results obtained from this study can therefore be used to determine the maximum arrester energy during transformer energization in cases where there are no additional saturating transformers in the vicinity.

7.3 Comparison of fault clearing

Fault clearing was performed on part of Hydro-Québec's 315-kV system (Gaspésie peninsula) at the transformer terminals of the 315 kV bus at Rimouski (RIM3). The system parameters are the same as those given in Table 7-1.

The energy dissipated in the arrester during the clearing of a single-phase-to-ground and three-phase faults on this 315-kV network is 4.21 kJ/kV(1 kA) and 6.26 kJ/kV(1 kA) respectively, as shown in Table 7-2. The energy dissipated in the arrester when the network is replaced by an equivalent source with the same characteristic circuit parameters is much lower : 1.18 kJ/kV(1 kA) and 3.04 kJ/kV(1 kA) respectively for a single-phase-to-ground and three-phase faults. This is attributed to the saturation of the neighboring transformers, which contribute harmonic-current components during fault clearing.

When the nominal power of the transformer connected to the equivalent source is increased to represent the total power of the neighboring transformers, the arrester energy corresponds very closely to that obtained with the network for a three-phase fault namely 6.3 kJ/kV(1 kA).

Alternatively, when the saturation of the neighboring transformers is removed, the arrester energy on real network approaches that obtained using the equivalent source; *i.e.* 1.22 kJ/kV (1 kA) and 2.75 kJ/kV (1 kA) for a single-phase-to-ground and three-phase faults respectively, as shown in Table 7-2.

In conclusion, when fault clearing at a transformer terminal causes saturation of neighboring transformers, the contribution of harmonic-current com-

ponents due to these additional transformers is not negligible. Thus, in comparing the results of a real network and an equivalent source, the rated power of the transformer connected at the equivalent source should be the total rated power transformer capacity installed in the vicinity of the fault location. However, the participation of each transformer to the resulting arrester energy will depend on the distance of these transformers from the fault.

8. CONCLUSIONS AND MAIN RESULTS

The study showed that a great number of parameters should be considered in determining the arrester energies dissipated in MO arresters protecting networks during temporary overvoltage conditions. Furthermore, a lot of these parameters are interrelated which makes it very difficult to generate a quantitative guide including all possible network configurations and conditions. This study, however, gives a very valuable qualitative description and presents the sensitivity of each network parameter on the prospective overvoltages and arrester energies.

The study shows that surge arresters applied in networks exhibiting a high impedance near low harmonic frequencies, due to parallel resonances, may be subjected to severe energy stresses caused by transformer saturation effects. Systems characterized by low short-circuit levels, long transmission lines, cables or large capacitor banks and low losses at harmonic frequencies fall in this category. For these systems, a careful optimization of the system, transformer and arrester parameters is therefore required in order to determine the cases generating the highest arrester stresses.

A second, very important result emanating from this study is that the prospective overvoltages is not always a good indication of the arrester energy.

A summary of the main results is given below.

Transformer energization

— As the resonant frequency of the source impedance varies, the prospective overvoltages and arrester energy pass through distinct maxima at frequencies slightly below the harmonic frequencies.

— In general, when searching for a network configuration leading to the highest overvoltages and arrester energies during transformer energization, it is important to examine configurations with impedance resonant frequencies falling within the range of 1.85 p.u. to 1.975 p.u. of the base frequency. The exact frequency depends on the x_{act}/x_1 ratio.

— The arrester energy and overvoltages decrease as the harmonic order of the network impedance resonant frequency increases.

— The arrester energy decreases as its protective level increases.

— The magnitudes of the maximum prospective overvoltages and the arrester energies increase as the transformer rating increases.

— The same x_{act}/x_1 ratio obtained from different combinations of source impedance and transformer rating generates the same prospective overvoltages.

— The maximum arrester energy is proportional to the prospective overvoltages only in the case of high x_{act}/x_1 ratios (small transformer rating/high short-circuit current). Furthermore, the prospective overvoltages is not a good indication of the arrester energy for low x_{act}/x_1 ratios.

— The magnitudes of the maximum prospective overvoltages and arrester energies are strongly dependent on the system impedance at the resonant frequency

— The transformer saturation voltage affects the maximum prospective overvoltages and arrester energies obtained during transformer energization but the effect is not pronounced for the range of the saturation voltages existing in real networks.

— A detailed analysis should be performed if zero-sequence impedance resonances are expected especially near the third harmonic.

— The magnitude of the prospective overvoltages is only slightly affected by the DC resistance of the source while the duration of these overvoltages are considerably affected by this factor. Therefore, the resulting arrester energies are *very sensitive* to the DC resistance of the circuit, or the r_1/x_1 ratio.

saturation que l'on rencontre dans les réseaux réels.

- Une analyse détaillée doit être effectuée si des résonances d'impédance homopolaires sont prévues, tout particulièrement à proximité de la troisième harmonique.
- L'ampleur des surtensions présumées n'est que légèrement affectée par la résistance de la source en continu, alors que la durée de ces surtensions est considérablement affectée par ce facteur. Les énergies de parafoudre en résultant sont donc *très sensibles* à la résistance du circuit en continu, ou au rapport r_1/x_1 .

Déclenchement et élimination de défauts aux bornes du transformateur

- On arrive aux mêmes conclusions dans le cas d'un déclenchement et d'une élimination de défauts et dans le cas de la mise sous tension du transformateur avec, pour différence essentielle, le fait que les surtensions présumées et les énergies du parafoudre lors de l'élimination des défauts sont très nettement inférieures à celles existant lors de la mise sous tension du transformateur.
- L'énergie dissipée dans le parafoudre augmente à mesure que la durée du défaut augmente.
- L'énergie dissipée dans le parafoudre pour des défauts monophasés à la terre est plus importante que pour des défauts triphasés.

Réjection de charge

- Lorsque la fréquence de résonance de l'impédance de source varie, la valeur de crête des surtensions temporaires suivant une réjection de charge passe par des valeurs maximales différentes à des fréquences proches des fréquences harmoniques d'ordre impair.
- Lorsqu'on recherche une configuration de réseau conduisant aux énergies de parafoudre les plus élevées dans le cas de la réjection de charge, il est important d'examiner des configurations avec une fréquence de résonance d'impédance proche de la fréquence de troisième harmonique pour une surtension à fréquence industrielle stationnaire supérieure à 1,45 p.u. Pour les valeurs de surtension puissance-

fréquence stationnaire inférieures à 1,45 p.u., la cinquième harmonique doit être prise en considération parallèlement à la fréquence de troisième harmonique.

- Les surtensions maximales sont obtenues à des fréquences d'impédance de source légèrement inférieures aux fréquences harmoniques d'ordre impair. En outre, plus les ordres d'harmoniques sont élevés, plus la valeur maximale des surtensions est proche des fréquences harmoniques elles-mêmes.
- L'ampleur des surtensions maximales varie proportionnellement à la surtension à fréquence industrielle.
- Pour une tension de source équivalente appliquée donnée, les énergies maximales du parafoudre intervenant à proximité des fréquences de troisième ou de cinquième harmoniques sont prédominantes par comparaison à celles intervenant à proximité de la septième harmonique.
- L'énergie du parafoudre à oxyde métallique augmente à mesure que l'intensité de court-circuit augmente, tout particulièrement pour des valeurs importantes de la tension de source équivalente appliquée.
- Pour le même niveau de court-circuit, l'énergie du parafoudre à oxyde métallique la plus élevée est obtenue pour le rapport x_{act}/x_1 le plus faible (puissance nominale du transformateur la plus élevée).
- Lorsque la fréquence de résonance de l'impédance de source équivalente est réglée à proximité de l'une des fréquences harmoniques, l'ampleur des surtensions présumées maximales et des énergies du parafoudre est directement liée à la valeur du facteur de qualité de la source équivalente.
- Pour une tension de source équivalente appliquée de 1,55 p.u., la tension de saturation du transformateur n'affecte les surtensions présumées maximales qu'à la cinquième et à la septième harmoniques.
- L'énergie du parafoudre à oxyde métallique augmente lorsque la réactance homopolaire du transformateur augmente pour une résonance d'impédance du réseau proche de la troisième harmonique.

Comparaison des résultats obtenus sur un réseau réel avec ceux de la source équivalente correspondante

- Une très bonne correspondance a été dégagée dans les cas où seul un transformateur existe à proximité de la perturbation.
- L'existence de transformateurs supplémentaires à proximité du transformateur mis sous tension a pour effet de réduire l'énergie du parafoudre (ou la durée des surtensions présumées). En fait, lorsque le transformateur mis sous tension se sature, il pousse les transformateurs avoisinants à se saturer en sens inverse, ce qui réduit l'énergie du parafoudre.
- Dans le cas de l'élimination de défauts, pour comparer le réseau réel aux résultats obtenus avec une source équivalente, il faut que la puissance assignée du transformateur corresponde à la puissance assignée totale installée du transformateur à proximité du point d'apparition du défaut.

9. BIBLIOGRAPHIE

- [1] G. Sybille, M.M. Gavrilovic, J. Bélanger, V.Q.Do, "Transformer Saturation Effects on EHV System Overvoltages," IEEE, PAS-104, No.3, March 1985, pp 671-680.
- [2] O. Völker, "Arrester Stressing by Temporary overvoltages with Oscillation Frequencies other than Power Frequencies," CIGRE SC 33, Colloquium 1985 in Budapest.
- [3] W. Neugebauer, "Application of Arresters near Shunt Capacitor Banks," 1983 Application Engineers Conference, Sept. 27-29, 1983, Schenectady, New York.
- [4] D. Povh, W. Schultz, "Analysis of Overvoltages Caused by Transformer Magnetizing Inrush Current," IEEE PAS-97, July/Aug. 1978, pp 1355-1362.
- [5] N. H. Huynh, "Surtensions de manoeuvre causées par la mise sous tension des transformateurs sur le réseau de la Baie James," Hydro-Québec Report, Oct. 1981.
- [6] T. Wildi, Electrotechnique, Presse de l'Université Laval, Québec 1978.
- [7] T. J. E. Miller, "Reactive Power Control in Electric Systems," a Wiley-Interscience Publication, U.S.A. 1982.
- [8] Draft Report of TF on Temporary Overvoltages, "Stresses of Metal Oxide Surge Arresters by Temporary Overvoltages," CIGRE WG 33.06, Erlangen, April 1987.
- [9] G. Sybille, "Temporary Harmonic Overvoltages due to Transformer Saturation : Effect of Corona Losses," paper presented to CIGRE WG 33.10 in New Orleans, Sept. 6-7 1989.

Fault initiation and clearing at transformer terminals

- The same conclusions apply in the case of fault initiation and clearing as for transformer energization with the fundamental difference that the prospective overvoltages and arrester energies at fault clearing are substantially lower than those during transformer energization.
- The energy dissipated in the surge arresters increases as the fault duration increases.
- The energy dissipated in the surge arrester for single-line-to-ground faults is higher than that for three-phase faults.

Load rejection

- As the resonant frequency of the source impedance varies, the crest value of the temporary overvoltages following a load rejection pass through distinct maxima at frequencies close to the odd-harmonic frequencies.
- When searching for a network configuration leading to the highest arrester energies in the case of the load rejection, it is important to examine configurations with impedance resonance frequency around the 3rd harmonic frequency for the steady-state power-frequency overvoltage higher than 1.45 p.u. For the values of the steady-state power-frequency overvoltage lower than 1.45 p.u., besides the 3rd harmonic frequency the 5th should be taken in consideration.
- The maximum overvoltages are obtained at source impedance frequencies slightly below the odd-harmonic frequencies. Moreover, the higher the harmonic orders are, the closer the maximum of overvoltages is to the harmonic frequencies themselves.
- The magnitude of the maximum overvoltages vary in direct relation

with the power frequency overvoltage.

- For a given applied equivalent source voltage the maxima of the arrester energy arising near the 3rd or 5th harmonic frequencies are the predominant ones as compared to those arising near the 7th harmonic.
- The MO arrester energy increases as the short-circuit current increases, especially for high values of the equivalent source applied voltage.
- For the same short-circuit level, the highest MO arrester energy is obtained for the lowest x_{ach}/X_f ratio (the highest transformer nominal rating).
- As the resonant frequency of the equivalent source impedance is tuned close to one of the harmonic frequencies, the magnitude of the maximum prospective overvoltages and arrester energies is directly related to the value of the equivalent source quality factor.
- For an applied equivalent source voltage of 1.55 p.u., the transformer saturation voltage affects the maximum prospective overvoltages only at the fifth and seventh harmonics.
- The MO arrester energy increases when the transformer zero-sequence reactance increases for network impedance resonance near the third harmonic.

Comparison of results obtained on a real network with those from corresponding equivalent source

- Very good correspondence was found in the case where only one transformer exists in the vicinity of the disturbance.
- The existence of additional transformers in the vicinity of the energized transformer has the effect of reducing the arrester energy (or duration of prospective overvoltages). In fact, as the energized transformer satu-

rates it causes the neighboring transformers to saturate in the opposite direction thus reducing the arrester energy.

- In the case of fault clearing, in order to compare the real network with the results obtained with an equivalent source the transformer rated power should correspond to the total installed transformer rated power in the vicinity of the fault application.

REFERENCES

- [1] G. Sybille, M.M. Gavrilovic, J. Bélanger, V.Q.Do, "Transformer Saturation Effects on EHV System Overvoltages," IEEE, PAS-104, No.3, March 1985, pp 671-680.
- [2] O. Völker, "Arrester Stressing by Temporary overvoltages with Oscillation Frequencies other than Power Frequencies," CIGRE SC 33, Colloquium 1985 in Budapest.
- [3] W. Neugebauer, "Application of Arresters near Shunt Capacitor Banks," 1983 Application Engineers Conference, Sept. 27-29, 1983, Schenectady, New York.
- [4] D. Povh, W. Schultz, "Analysis of Overvoltages Caused by Transformer Magnetizing Inrush Current," IEEE PAS-97, July/Aug. 1978, pp 1355-1362.
- [5] N. H. Huynh, "Surtensions de manoeuvre causées par la mise sous tension des transformateurs sur le réseau de la Baie James," Hydro-Québec Report, Oct. 1981.
- [6] T. Wildi, Electrotechnique, Presses de l'Université Laval, Québec 1978.
- [7] T. J. E. Miller, "Reactive Power Control in Electric Systems," a Wiley-Interscience Publication, U.S.A. 1982.
- [8] Draft Report of TF on Temporary Overvoltages, "Stresses of Metal Oxide Surge Arresters by Temporary Overvoltages," CIGRE WG 33.06, Erlangen, April 1987.
- [9] G. Sybille, "Temporary Harmonic Overvoltages due to Transformer Saturation: Effect of Corona Losses," paper presented to CIGRE WG 33.10 in New Orleans, Sept. 6-7 1989.

Parafoudres à oxyde métallique dans les réseaux alternatifs

Partie V : Performances de protection des parafoudres à oxyde métallique

A.R. HILEMAN, J. ROGUIN, K.-H. WECK
Groupe de Travail 06 du Comité d'Etudes 33

1. CARACTERISTIQUES DE PROTECTION

Une description complète des caractéristiques de protection d'un parafoudre à oxyde métallique sans éclateurs est donnée par le circuit équivalent d'un élément de varistance et par le phénomène de conduction d'intensité décrit dans le document référence [1]. Ces caractéristiques sont déterminées par :

- la caractéristique tension-courant incluant les retards éventuels dus au passage du mécanisme de conduction des effets thermiques aux effets tunnel.
- la capacité résultant du raccordement parallèle/série des couches granulaires.
- l'inductance des éléments de varistance telle qu'elle est déterminée par la géométrie du trajet du cou-

rant dans l'élément de varistance et dans le circuit de retour.

Diverses recherches ont été menées à bien sur le retard de conduction d'intensité lors du passage par une varistance, en prenant soin d'exclure l'effet d'inductance par un circuit de mesure approprié ou en procédant à une correction par comparaison avec un bloc de métal de même géométrie [2, 3, 4, 5, 6 et 7].

La figure 1 montre les définitions des formes d'intensité et de tension lorsqu'on utilise les résultats du document référence [4]. La tension est caractérisée par une crête initiale U_{ri} montrant le retard du mécanisme de conduction. La forme de l'onde de tension présente ensuite un autre maximum U_{res} qui se produit généralement avant l'instant où l'intensité atteint son maximum, même lorsqu'on utilise dans les essais un arrangement de varistances coaxial sans inductance [4].

Au cours des discussions qui ont eu lieu au sein du Comité d'Etudes 33 lors du Colloque 1987 à Tokyo, il a été reconnu que la crête initiale U_{ri} dépend de la raideur du front de l'onde de tension au début du flux de courant. Cette conclusion est appuyée par le mécanisme de conduction lui-même, qui dépend de la rigidité diélectrique dans les couches granulaires de la varistance à oxyde métallique [1]. Cela a conduit à la proposition de référence [4, 5] en vue de définir un temps équivalent t_0 entre U_0 , moment auquel la conduction démarre, et l'instant de la crête de tension U_{ri} et en vue de tracer les résultats en fonction du temps, comme indiqué à la figure 2.

Les résultats montrent que c'est uniquement lorsque t_0 est inférieur à 15 ns que la crête initiale est plus élevée que la tension résiduelle au courant de décharge nominal. Cette valeur correspond à une raideur du front d'environ 80 kV/ μ s pour un élément de varistance simple. Pour des para-

foudres de 100 kV et plus, cette valeur se traduit par des raideurs de front de plus de 2000 kV/ μ s. Cette valeur montre qu'il s'agit d'un retard négligeable dans la plupart des applications pratiques.

Toutes les mesures indiquent cependant que, pour des intensités se situant dans la plage de temps des chocs de foudre, la crête de tension résiduelle U_{res} apparaît avant la crête d'intensité, même lorsque la chute de tension inductive est éliminée par un arrangement approprié du circuit de mesure de tension [4, 5 et 6]. On constate en outre un accroissement de cette tension à mesure que le temps du front de l'onde de courant diminue. La figure 3 montre les résultats de mesures pris dans les documents existants ou obtenus au sein du groupe de travail, les effets des inductances du circuit d'essai ayant été soigneusement éliminés. Pour illustrer le mécanisme physique responsable de ces interdépendances, la figure 4 met en relief les caractéristiques tension-courant dynamiques pour un élément de varistance ayant un courant de décharge nominal de 10 kA pour les formes de deux courants de choc. Il est évident que les caractéristiques sont très différentes sur le front de l'onde de courant alors qu'elles deviennent plus semblables sur la queue de l'onde. La différence entre les tensions résiduelles des deux formes reste pratiquement constante sur le front de l'onde de courant. Comme le document (4) permet de le constater, cette différence de tension est pratiquement indépendante de l'amplitude de courant. Les caractéristiques deviennent essentiellement similaires sur la queue de l'onde de courant, ce qui démontre l'absence d'effets dus à l'inductance et montre que les caractéristiques doivent être attribuées à un retard supplémentaire du mécanisme de conduction dans les couches granulaires.

Il a été proposé dans le document référence [4] de représenter ce retard

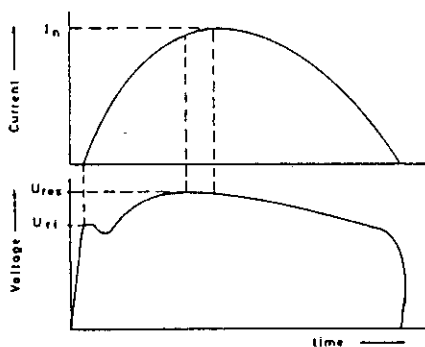


Figure 1. Formes schématiques du trajet du courant et de la tension dans la varistance à oxyde métallique

I_n : amplitude du courant de décharge nominal
 U_{ri} : crête de tension initiale représentant le retard à la conduction
 U_{res} : crête de tension résiduelle

Figure 1. Schematic shapes of current through and voltage at the metal oxide varistor.

I_n : Nominal discharge current amplitude
 U_{ri} : Initial voltage peak representing the conduction delay
 U_{res} : Residual voltage peak

Metal oxide surge arresters in AC systems

Part V : Protection performance of metal oxide surge arresters

A.R. HILEMAN, J. ROGUIN, K.-H. WECK
Working Group 06 of Study Committee 33

1. PROTECTION CHARACTERISTICS

The protection characteristics of a metal oxide surge arrester without gaps are fully described by the equivalent circuit of a varistor element and the current conduction phenomena reported in reference [1]. These characteristics are determined by :

- the voltage-current characteristic including possible time delays for the change in the conduction mechanism from thermal to tunnel effects,
- the capacitance formed by the parallel/series connection of the granular layers,
- the inductance of the varistor elements as it is determined by the geometry of the current path in the varistor element and the return path.

Various investigations have been carried out on the time delay of the current conduction through the varistor, carefully excluding the inductance effect by an adequate measuring circuit, or correcting for it by comparison with a metal block with the same geometry [2, 3, 4, 5, 6, 7].

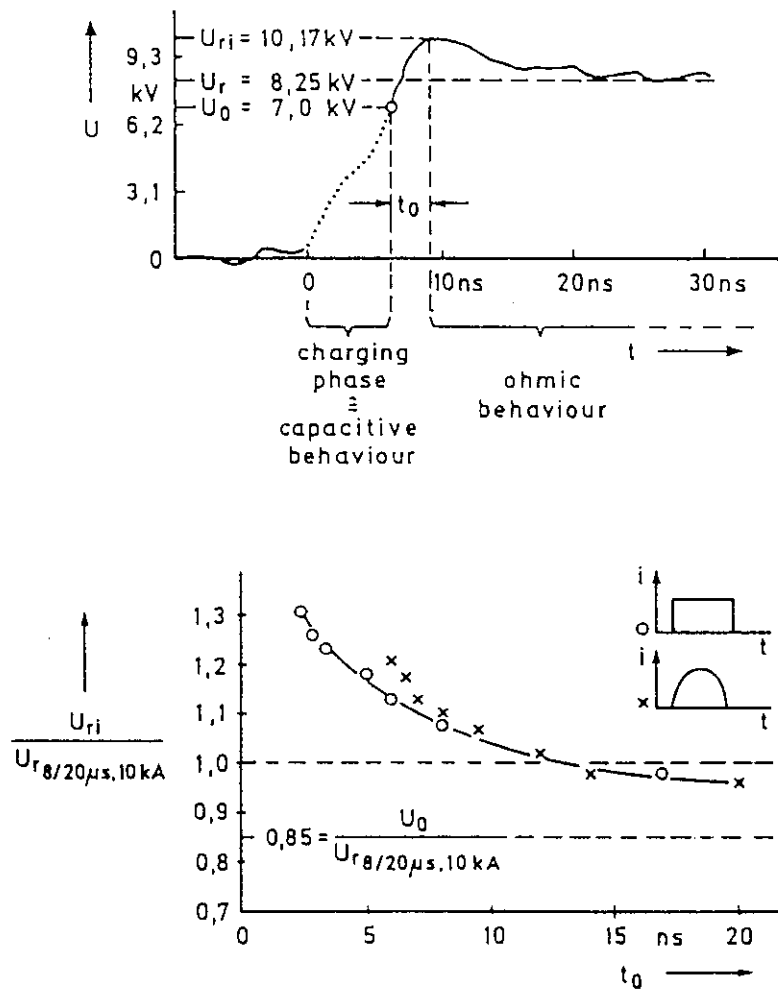
Figure 1 shows the definitions for the current and the voltage shapes using the results from reference [4]. The voltage is characterised by an initial peak U_{ri} showing the time delay in the conduction mechanism. The voltage shape then has a further maximum U_{res} which, in general, occurs prior to the instant in which the current reaches its maximum, even when an inductance-free coaxial arrangement of the varistors is used in the tests [4].

In the discussions during the Study Committee 33 Colloquium 1987 in Tokyo, it has been agreed that the initial peak U_{ri} is dependent on the steepness of the voltage close to the beginning of the current flow. This conclusion is supported by the conduction mechanism itself, which is dependent on the dielectric field strength in the granular layers within the metal oxide

varistor [1]. This fact has led to the proposal in reference [4, 5] to define an equivalent time t_0 between U_0 at which conduction starts, and the instant of the voltage peak U_{ri} and to plot the results versus this time as shown in Figure 2.

The results show that the initial peak is higher than the residual volt-

age at nominal discharge current only if t_0 is smaller than 15 ns. This value corresponds to a steepness of about 80 kV/ μ s for a single varistor block. For full arresters with rated voltages of 100 kV and above this value means steepnesses of more than 2000 kV/ μ s. This value indicates this time delay is negligible for most practical applications.



charging phase : phase de charge
capacitive behaviour : comportement capacitif
ohmic behaviour : comportement ohmique

Figure 2. Définition des temps et des tensions et de la crête de tension initiale par rapport à la tension résiduelle au courant de décharge nominale en fonction de t_0 [4, 5].

Figure 2. Definition of times and voltages and initial voltage peak to residual voltage at nominal discharge current as a function of t_0 [4, 5].

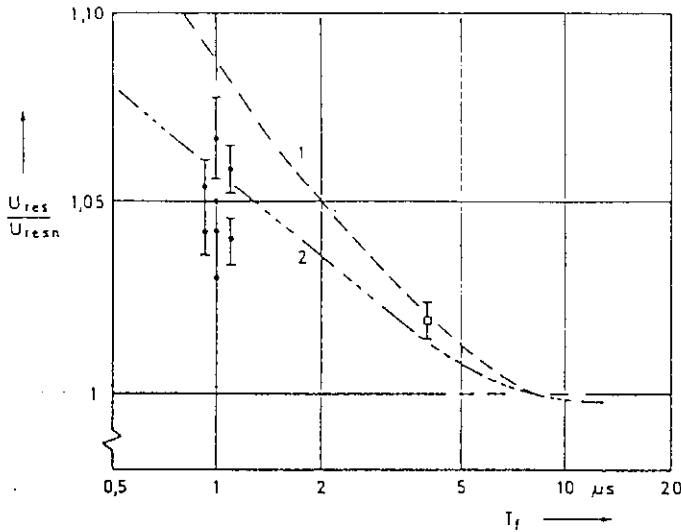


Figure 3. Tension résiduelle U_{res} par référence à la tension résiduelle U_{resn} au courant de décharge nominal en fonction du temps du front de l'onde de courant T_f .

- vient du document référence [6]
- vient des 3 membres du Groupe de Travail sur les varistances de 7 fabricants
- 1 vient du document référence [4]
- 2 calculé

Figure 3. Residual voltage U_{res} referred to the residual voltage U_{resn} at nominal discharge current dependent on the current front time T_f .

- results from ref. [6]
- results from 3 WG members on varistors of 7 manufacturers
- 1 results from ref. [4]
- 2 calculated

de conduction par une résistance supplémentaire en série avec la résistance non linéaire stationnaire des couches granulaires, et de décrire le comportement du parafoudre à oxyde métallique par le circuit équivalent représenté à la figure 5a. Dans ce circuit, la résistance de la couche granulaire dépendant du courant, donnée dans le document référence [1], est sous-divisée en résistance stationnaire R_i , résistance de mise en circuit R_l et résistance dépendant de la température R_θ représentant le comportement du parafoudre dans la plage de basse intensité. Pour les performances de protection, la résistance R_θ qui dépend de la température, et la capacité C peuvent ne pas être prises en considération, la résistance R_l qui dépend de l'intensité et la résistance R_z du matériau ZnO pouvant être associées à une résistance R_i déterminée par les mesures de tension résiduelle à des amplitudes de courant différentes, ce qui permet d'obtenir le circuit équivalent simplifié de la figure 5b.

La résistance R_l de la figure 5b peut être obtenue à partir des tensions résiduelles pour les chocs de courant 8/20 avec diverses valeurs de crête, à conditions d'éliminer les effets liés à l'inductance. Le comportement de

l'élément de mise sous tension peut être décrit par un ensemble de courbes [4] ou peut être calculé par

approximation à l'aide d'une fonction mathématique. L'une des solutions qui s'est avérée appropriée pour les calculs d'ondes numériques progressives consiste à décrire la conductance de cet élément par une équation différentielle :

$$\frac{dG}{dt} = \frac{G_{ref}}{T} \left(1 + \frac{G}{G_{ref}} \right) \left(1 + \frac{G}{G_{ref}} \left(\frac{U}{U_{ref}} \right)^2 \right) \cdot e^{-\frac{U}{U_{ref}}} \quad (1)$$

$$\text{avec } U_{ref} = 0,57 (U_{res1} - U_{resn}) \quad (2)$$

$$G_{ref} = 34 \frac{1}{U_{resn}} \quad (3)$$

où :

G = la conductance de l'élément de mise sous tension

G_{ref} = la conductance de référence en 1/ohm

U = la tension de l'élément de mise sous tension

U_{ref} = la tension de référence en kV

U_{resn} = la tension résiduelle au courant de décharge minimal 8/20 en kV

U_{res1} = la tension résiduelle pour un choc de courant à front raide 1/..., amplitude égale au cou-

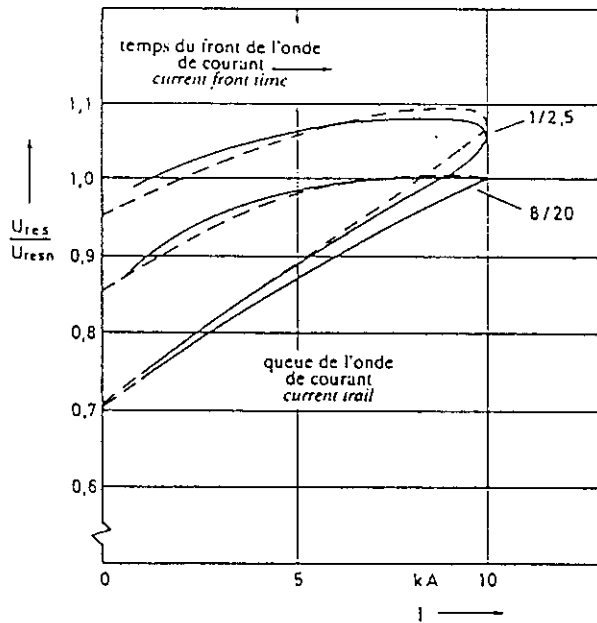


Figure 4. Caractéristiques tension-courant dynamiques. Tension au niveau de l'élément de varistance en fonction de la valeur de courant instantané.

- : mesure
- - - : calcul

Figure 4. Dynamic voltage current characteristic. Voltage at the varistor block dependent on the instantaneous current value.

- : measurement
- - - : calculation

All measurements, however, indicate that for currents in the time range of lightning impulses the residual voltage peak U_{res} occurs prior to the current peak. This is true, even when the inductive voltage drop is excluded by an adequate arrangement of the voltage measurement circuit [4, 5, 6]. Furthermore, an increase of this voltage with decreasing current front time is observed. Figure 3 shows the measurement results taken from the literature or obtained within the Working Group, for which the effects of the test circuit inductances are carefully excluded. For the illustration of the physical mechanism responsible for this dependencies Figure 4 shows the dynamic voltage-current characteristics for a varistor block with a nominal discharge current of 10 kA for two impulse current shapes. It is evident that the characteristics remarkably differ in the current front, whereas they approach in the current tail. The difference in the residual voltages for the two shapes remains nearly constant during the current front. As can be seen in reference [4], this voltage difference is nearly independent from the current amplitude. The characteristics become essentially similar in the current tail. This demonstrates that inductance effects are not present and that the characteristics have to be described by a further time delay in the conduction mechanism within the granular layers.

It has been proposed in reference [4] to represent this conduction time delay by an additional resistance in series to the steady state nonlinear resistance of the granular layers and to describe the behaviour of the metal oxide arrester by the equivalent circuit shown in Figure 5a. In this circuit the current dependent resistance of the granular layer given in reference [1] is subdivided into the steady state resistance R_i , the turn-on resistance R_t and the temperature dependent resistance R_θ representing the behaviour of the arrester in the low current range. For the protection performance the temperature dependent resistance R_θ and the capacitance C can be neglected and the current dependent resistance R_i and the resistance R_z of the ZnO-material can be combined to a resistance R_l determined by residual voltage measurements at different current amplitudes. Thus the simplified equivalent circuit of Figure 5b is obtained.

The resistance R_l in Figure 5b can be obtained from the residual voltages

for the 8/20 current impulses with various peak values, provided inductance effects are excluded. The behaviour of the turn-on element can be described by a set of curves [4] or be approximated by a mathematical function. One possible solution has been found to be suitable for the use in numerical travelling wave calculations is to describe the conductance of this element by a differential equation :

$$\frac{dG}{dt} = \frac{G_{ref}}{T} \left(1 + \frac{G}{G_{ref}} \right) \left(1 + \frac{G}{G_{ref}} \left(\frac{I}{I_{ref}} \right)^2 \right) \cdot e^{-\frac{U}{U_{ref}}} \quad (1)$$

$$\text{with } U_{ref} = 0.57 (U_{res1} - U_{resn}) \quad (2)$$

$$G_{ref} = 34 \frac{1}{U_{resn}} \quad (3)$$

G : conductance of the turn-on element

G_{ref} : reference conductance in $1/\Omega$

U : voltage at the turn-on element

U_{ref} : reference voltage in kV

U_{resn} : residual voltage at nominal discharge current 8/20 in kV

U_{res1} : residual voltage at steep current impulse 1/... amplitude equal to nominal discharge current in kV

I : current through the element

I_{ref} : reference current equal to 5.4 kA

T : reference time equal to 80 μ s

The starting condition for the conductance is $G = 0$. The reference values G_{ref} , U_{ref} and I_{ref} have been obtained as the values best fitting the measurement results.

Figure 4, dashed lines, shows the calculated dynamic voltage current characteristics, in which the reference voltage $U_{ref} = 0.051 U_{resn}$ has been used. The agreement between measurement and calculation is sufficient. The reference voltage is a suitable parameter to match existing residual voltage measurements for the steep front current impulse by using formula 2. Curve 2 in Figure 3 shows such an example for $U_{ref} = 0.034 U_{resn}$.

The inductance L in the equivalent circuit represents the inductance of the current path through the arrester. Depending on the calculation procedure used it can be represented either by an inductance value or by a surge impedance and a travel time. As esti-

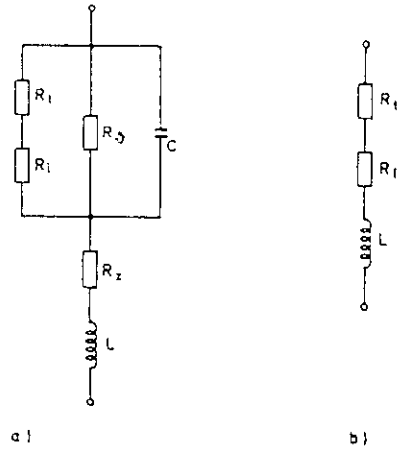


Figure 5. Circuits équivalents pour les parafoindres à oxyde métallique.
a : Circuit équivalent complet conformément au document référence [4].
b : Circuit équivalent simplifié pour les performances de protection.

Figure 5. Equivalent circuits for metal oxide arresters.
a : Full equivalent circuit acc. to ref. [4].
b : Simplified equivalent circuit for protection performance.

mates the following values may be used :

— outdoor arresters

Inductance : 1 μ H per m arrester length

Travel time : 3.33 ns per m arrester length

Surge impedance : 300 Ω

— GIS arresters

Inductance : 0.33 μ H per m arrester length

Travel time : 3.33 ns per m arrester length

Surge impedance : 100 Ω

2. PROTECTION PERFORMANCE AT SWITCHING (SLOW-TRANSIENT) OVERVOLTAGES

2.1 Phase-to-earth overvoltages

Owing to their principle metal oxide arresters work on the so-called first line of defense, when they are installed at possible open-end locations in systems without further overvoltage control. Typical locations for this condition are arresters at the line entrance of stations, commonly applied for gas-insulated substations. With the most frequently used protection levels around 2 p.u. metal oxide arresters

rant de décharge nominal en kV

$I =$ le courant dans l'élément

$I_{ref} =$ le courant de référence égal à 5,4 kA

$T =$ le temps de référence égal à 80 μs

La condition de départ pour la conductance est $G = 0$. Les valeurs de référence G_{ref} , U_{ref} et I_{ref} ont été obtenues comme étant les valeurs correspondant le mieux aux résultats des mesures. A la figure 4, les lignes pointillées montrent les caractéristiques tension-courant dynamiques calculées pour lesquelles la tension de référence $U_{ref} = 0,051 U_{resn}$ a été utilisée. Les valeurs mesurées s'accordent assez bien avec les valeurs calculées. La tension de référence est un paramètre approprié qui permet de s'adapter aux mesures de tension résiduelles existantes pour le choc de courant à front raide en utilisant la formule 2. La courbe 2 de la figure 3 montre un exemple de ce type pour $U_{ref} = 0,034 U_{resn}$.

L'inductance L dans le circuit équivalent représente l'inductance du trajet du courant dans le parafoudre. En fonction de la méthode de calcul utilisée, elle peut être représentée soit par une valeur d'inductance, soit par une impédance caractéristique et un temps de déplacement. Les valeurs ci-après peuvent être utilisées comme estimations :

— Parafoudres extérieurs

Inductance : 1 μH par m de longueur de parafoudre

Temps de déplacement : 3,33 ns par m de longueur de parafoudre

Impédance caractéristique : 300 ohm.

— Parafoudres GIS

Inductance : 0,33 μH par m de longueur de parafoudre

Temps de déplacement : 3,33 ns par m de longueur de parafoudre

Impédance caractéristique : 100 ohm.

2. PERFORMANCES DE PROTECTION AUX SURTENSIONS DE MANŒUVRE (TRANSITOIRES LENTS)

2.1 Surtensions entre phase et terre

Du fait même de leur principe, les parafoudres à oxyde métallique fonc-

tionnent sur ladite "première ligne de défense" lorsqu'ils sont installés en des points circuit ouvert des réseaux sans autre contrôle des surtensions. Tel est fréquemment le cas par exemple pour des parafoudres sur l'entrée de ligne de stations, généralement utilisés pour des postes à atmosphère gazeuse. Avec les niveaux de protection les plus couramment utilisés, avec autour de 2 p.u., les parafoudres à oxyde métallique installés au niveau de transformateurs ne fonctionnent que dans les cas de fermeture, ou bien évidemment de réenclenchement, à partir d'un poste à distance, c'est-à-dire lorsqu'ils sont dans des conditions de circuit ouvert.

Les parafoudres à oxyde métallique permettent une amélioration remarquable de la protection de l'isolement côté circuit ouvert, tout particulièrement dans les réseaux avec réenclenchement rapide triphasé. L'effet de la protection obtenue dans le cas des parafoudres classiques, peut être démontré par un exemple. Les parafoudres sont installés à l'entrée de ligne d'un réseau de 420 kV, avec réenclenchement triphasé rapide. La caractéristique d'amorçage du parafoudre utilisé est mise en relief à la figure 6, les caractéristiques de la tension résiduelle étant mises en relief à la figure 7. Les effets de l'élément de mise sous tension que l'on peut voir sur le schéma équivalent de la figure 5b, peuvent être négligés pour de telles surtensions à front lent.

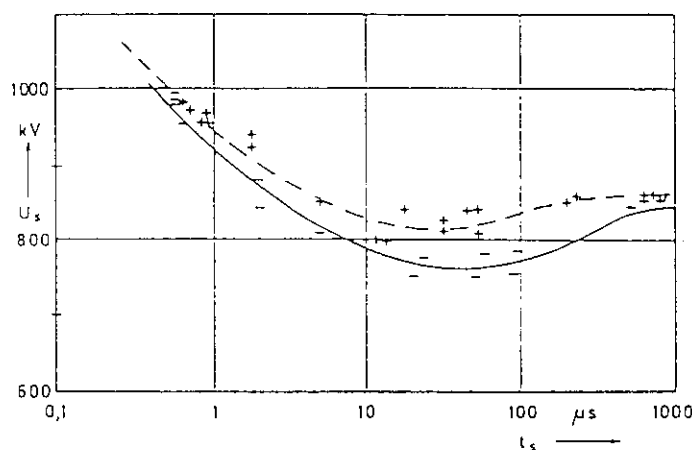


Figure 6. Tension d'amorçage par rapport à la caractéristique de temps du parafoudre SiC à éclateurs utilisé pour les exemples.

$$U_r = 360 \text{ kV}$$

Figure 6. Sparkover voltage versus time characteristic of the gapped SiC arrester used for the examples.

$$U_r = 360 \text{ kV}$$

Les figures 8a et 8b montrent un exemple d'une surtension de réenclenchement calculée côté circuit ouvert d'une longue ligne de 200 km sans aucun parafoudre à l'entrée de la ligne. Les figures 8c et 8d montrent la même opération avec des parafoudres au carbure de silicium avec éclateurs. Lorsque les surtensions entre phase et terre atteignent le niveau de protection du choc de manœuvre (850 kV), le parafoudre est amorcé et la tension chute à une valeur déterminée par l'impédance interne du réseau et la caractéristique tension-courant des résistances SiC. Les figures 8e et 8f montrent les surtensions obtenues lorsqu'on utilise les parafoudres à oxyde métallique. Les surtensions entre phase et terre se limitent pratiquement au niveau de protection du choc de manœuvre (700 kV) du parafoudre. La surtension reste relativement régulière pendant un temps comparativement long.

La probabilité de distribution des surtensions entre phase et terre sans parafoudre (figure 9, courbe 1) est considérablement modifiée lorsqu'on utilise un parafoudre à oxyde métallique à l'entrée de la ligne. La probabilité de distribution montre alors une coupure prononcée dans la plage de tension du niveau de protection. Il est recommandé d'estimer la variation de la distribution des surtensions. Le projet TC 37 de la CEI sur les parafoudres à oxyde métallique [9] implique que soit déterminée la tension résiduelle

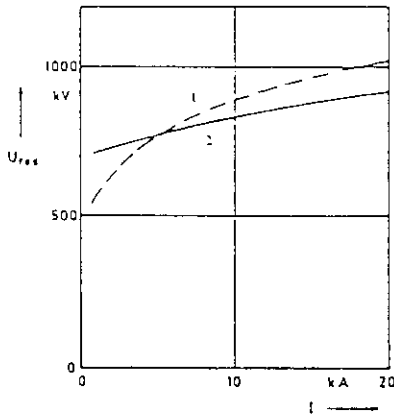


Figure 7. Caractéristiques de tension résiduelle des parafoudres ($U_r = 360$ kV) utilisés pour les exemples.

- 1 parafoudre SiC à éclateurs
- 2 parafoudre à oxyde métallique

Figure 7. Residual voltage characteristics of the arresters ($U_r = 360$ kV) used for the examples.

- 1 gapped SiC arrester
- 2 metal oxide arrester

installed at transformers only operate in cases, where it is closed — or, of course, reclosed from a distant substation, i.e. when they are in open-end conditions.

The improvement in the protection of the insulation at the open line by metal oxide arresters is remarkable, especially in systems where fast three-phase reclosing is applied. The protection effect and as it can be compared with that of conventional arresters shall be demonstrated for an example. The arresters shall be installed at the line entrance of a 420 kV system with fast three-phase reclosing. The spark-over characteristic of the used arrester is shown in Figure 6, the residual voltage characteristics in Figure 7. The effects of the turn-on element shown the equivalent diagram of Figure 5b can be neglected for such slow-front overvoltages.

Figure 8a and b show an example of a calculated reclosing overvoltage at the open end of a 200 km long line without any arresters at the line entrance. Figure 8c and d show the same operation with gapped silicon carbide arresters. When the phase-to-earth overvoltages reach the switching impulse protection level (850 kV), the arrester sparks over and the voltage drops to a value determined by the internal impedance of the system and the voltage-current characteristic of the SiC-blocks. Figure 8e and f show the

overvoltages obtained, when applying metal oxide arresters. The phase-to-earth overvoltages are limited practically to the switching impulse protection level (700 kV) of the arrester. The overvoltage stays flat for a comparatively long time.

The probability distribution of the phase-to-earth overvoltages without arrester (Fig. 9, curve 1) will be drastically changed, when metal oxide arresters are applied at the line

entrances. The probability distribution then shows a pronounced truncation in the voltage range of the protection level. It is recommendable to estimate the change of the overvoltage distribution. The IEC TC 37 draft on metal oxide arresters [9] requires the determination of the switching impulse residual voltage at two currents I_a and $0.25 I_a$ resulting in residual voltages U_{a1} and U_{a2} respectively. Experience has shown that the voltage-current characteristic between $0.25 I_a$ and $2 I_a$

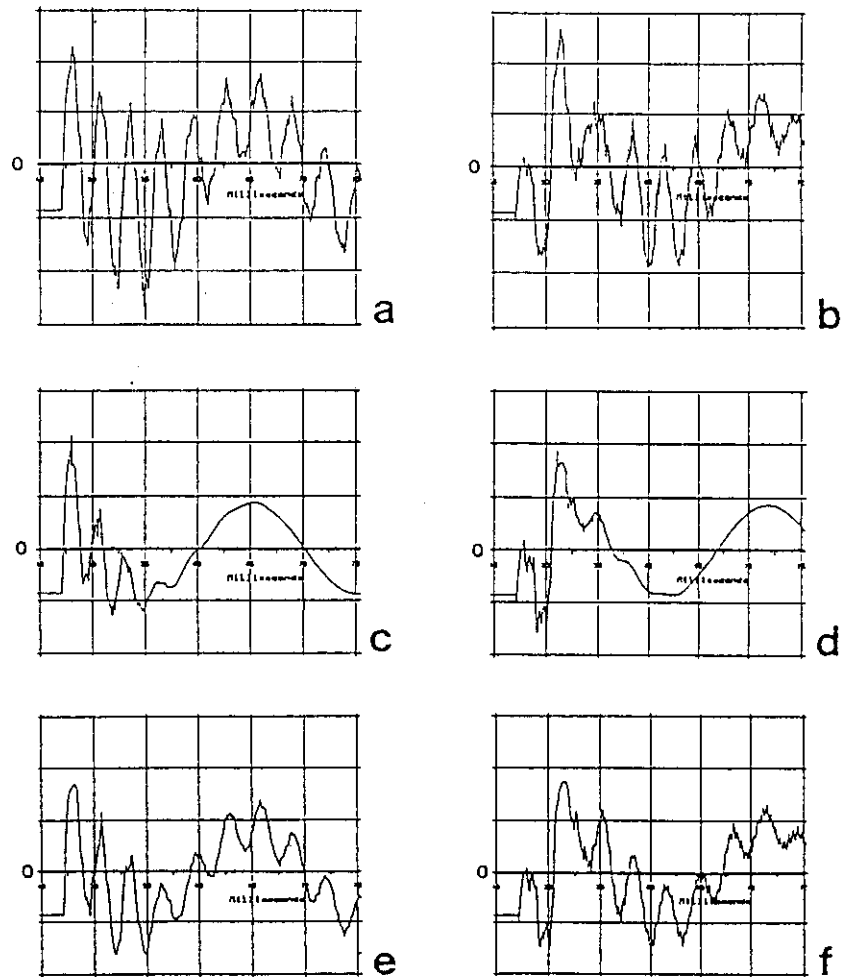


Figure 8. Exemple de surtensions de manoeuvre entre phase et terre à l'extrémité réception d'une ligne de 380 kV, de 200 km de long.

- Colonne de gauche : phase 1
- Colonne de droite : phase 2
- En haut (a, b) : sans parafoudre
- Milieu (c, d) : avec parafoudres SiC à éclateurs
- En bas (e, f) : avec parafoudres à oxyde métallique
- Echelle horizontale : 5 ms/division
- Echelle verticale : 400 kV/division

Figure 8. Example of phase-to-earth switching overvoltages at the receiving end of a 200 km long 380 kV line.

- Left column : phase 1
- Right column : phase 2
- Top (a, b) : without arresters
- Middle (c, d) : with gapped SiC arresters
- Bottom (e, f) : with metal oxide arresters
- Horizontal scale : 5 ms/Div.
- Vertical scale : 400 kV/Div.

du choc de manœuvre aux deux intensités I_a et $0,25 I_a$, cela entraînant respectivement des tensions résiduelles U_{a1} et U_{a2} . L'expérience a montré que la caractéristique tension-courant entre $0,25 I_a$ et $2 I_a$ peut être linéarisée avec une erreur de moins de 2%. La caractéristique tension-courant est alors :

$$U_a = U_{a0} + K \cdot I$$

avec

$$U_{a0} = \frac{4}{3} U_{a2} - \frac{1}{3} U_{a1}$$

et

$$K = \frac{4}{3} \frac{U_{a1} - U_{a2}}{I_a}$$

Pour le parafoudre considéré :

$$U_{a0} = 640 \text{ kV}$$

$$K = 35 \text{ ohm}$$

Pour des surtensions supérieures à 640 kV, la distribution des surtensions d'origine se transforme en distribution modifiée caractérisée par :

$$\bar{U} = \frac{K}{Z+K} \cdot \bar{U} + \frac{Z}{Z+K} \cdot U_{a0}$$

$$\sigma_n = \frac{K}{Z+K} \sigma$$

où \bar{U} et σ correspondent respectivement à l'écart moyen et standard de la distribution d'origine, et où Z correspond à l'impédance caractéristique de la ligne de transmission connectée. Avec $Z = 350 \text{ ohm}$, les nouvelles valeurs sont :

$$\bar{U}_n = 635 \text{ kV}$$

$$\sigma_n = 21 \text{ kV}$$

La distribution est mise en relief à la figure 9, courbe 2. L'intersection des courbes se produit en U_{a0} . La probabilité de dépassement de cette valeur est de 38%.

Une coupure d'une probabilité cumulée à un certain niveau de tension signifie que des surtensions de cette amplitude de tension se produisent fréquemment. La figure 10 compare les deux densités de probabilité sans parafoudre (courbe 1) et avec parafoudre à oxyde métallique (courbe 2) pour l'exemple de la figure 9. La densité de haute amplitude autour du niveau de protection du parafoudre est évidente. La haute densité a des conséquences sur la coordination d'isolement lorsque le niveau de pro-

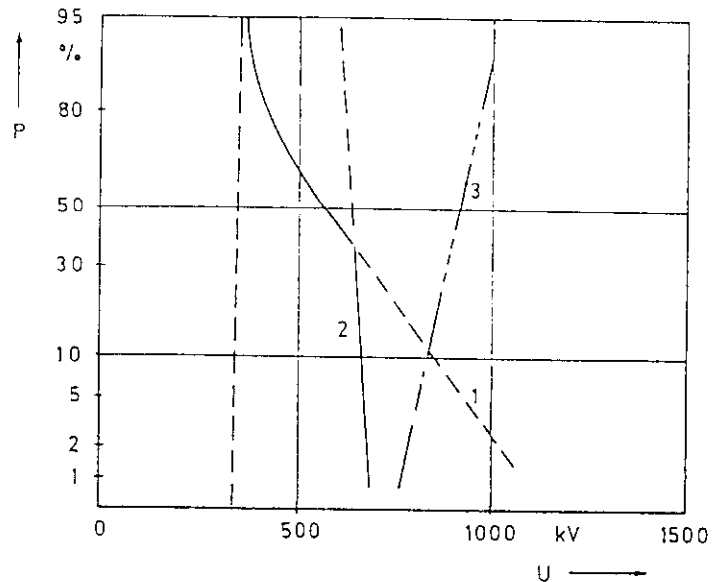


Figure 9. Distribution des probabilités de surtensions entre phase et terre.

1 sans parafoudre

2 avec parafoudre à oxyde métallique

3 probabilité d'amorçage de l'isolement pour un risque d'amorçage égal à 10^{-3}

Figure 9. Phase-to-earth overvoltage probability distribution.

1 without arrester

2 with metal oxide arrester

3 flashover probability of the insulation for a risk of flashover equal to 10^{-3}

tection du parafoudre est utilisé comme valeur de surtension maximale, c'est-à-dire comme valeur maximale pouvant affecter le matériel.

Pour des isolements extérieurs, par exemple, ces conséquences peuvent être décrites par le risque de panne. Les hypothèses ci-après permettent de démontrer cet effet :

- le risque de panne est supposé égal à 10^{-3} par phase, ce qui signifie, pour une opération de commutation triphasée, un risque total de $3 \cdot 10^{-3}$, toutes les phases étant en moyenne sollicitées de la même façon.
- La distribution de la probabilité de surtension prévue est décrite par I_a valeur U_2 2% en p.u. et un écart standard (8)

$$\sigma = 0,25 (U_2 - 1) \text{ p.u.}$$

Les rapports nécessaires entre la tension de tenue du matériel en service, appelée tension de tenue de coordination, et le niveau de protection du choc de manœuvre d'un parafoudre à oxyde métallique dépendant de la valeur de surtension 2% sont indiqués à la figure 11. Le niveau de protection du parafoudre est utilisé comme paramètre. Des niveaux de protection de 2,6 p.u. et plus sont habituels pour les

parafoudres à éclateurs tandis que des niveaux de l'ordre de 1,8 p.u. à 2 p.u. sont habituels pour des parafoudres à oxyde métallique. Pour les parafoudres à éclateurs, un rapport nécessaire de 1,05 est approprié. Pour les parafoudres à oxyde métallique, le rapport le plus élevé à utiliser est 1,11.

En sachant que l'isolement extérieur doit être conçu pour fonctionner à des altitudes allant jusqu'à 1000 m, le rapport minimal de 1,15 entre la tension nominale de tenue du choc de manœuvre et les niveaux de protection du choc de manœuvre du parafoudre, rapport indiqué dans le document référence 71-2 de la CEI convient pour les parafoudres à éclateurs. Pour les parafoudres à oxyde métallique, ce rapport doit être augmenté, et le rapport de 1,25 utilisé dans le projet standard pour les parafoudres à oxyde métallique (9) pour tester l'isolement extérieur du parafoudre semble pouvoir s'appliquer pour tous les isolements extérieurs.

Pour les isolements intérieurs, il n'est pas possible de procéder à une évaluation appropriée de la dispersion de la résistance d'isolement. On suppose généralement que l'isolement résiste lorsque l'amplitude de surten-

can be linearized with an error of less than 2 %. The current voltage characteristic then is

$$U_a = U_{a0} + K \cdot I$$

with

$$U_{a0} = \frac{4}{3} U_{a2} - \frac{1}{3} U_{a1}$$

and

$$K = \frac{4}{3} \frac{U_{a1} - U_{a2}}{I_a}$$

For the arrester considered :

$$U_{a0} = 640 \text{ kV}$$

$$K = 35 \Omega.$$

For overvoltages above 640 kV the original overvoltage distribution changes into a modified one, characterized by

$$\bar{U} = \frac{K}{Z+K} \cdot \bar{U} + \frac{Z}{Z+K} \cdot U_{a0}$$

$$\sigma_n = \frac{K}{Z+K} \sigma$$

where \bar{U} and σ are mean and standard deviation of the original distribution and Z the surge impedance of the connected transmission line. With $Z = 350 \Omega$ the new values will be

$$\bar{U}_n = 635 \text{ kV}$$

$$\sigma_n = 21 \text{ kV.}$$

The distribution is shown in Figure 9, curve 2. As required the two curves

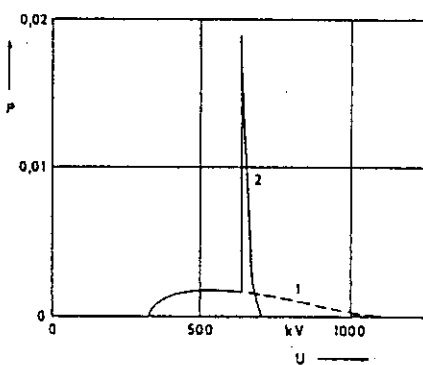


Figure 10. Densités de probabilité de surtensions entre phase et terre pour l'exemple de la Figure 9.

- 1 densité présumée sans parafoudre
- 2 densité avec parafoudre à oxyde métallique

Figure 10. Phase-to-earth overvoltage probability density for the example in Figure 9.

- 1 Prospective density without arresters
- 2 Density with metal oxide arresters

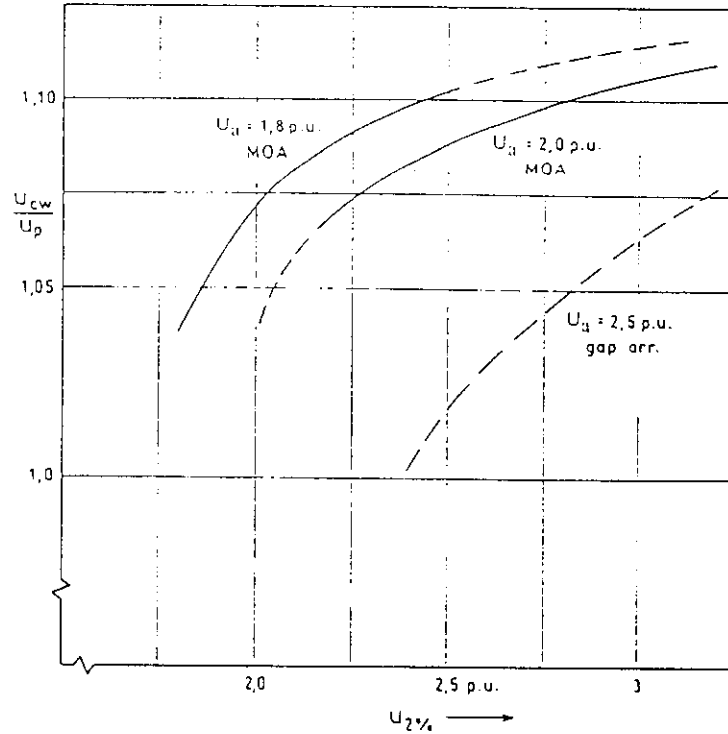


Figure 11. Rapport entre la tension de tenue de coordination et le niveau de protection d'un parafoudre à oxyde métallique en fonction de la surtension de manœuvre 2% en vue d'obtenir un risque de panne de 10^{-3} pour les isolements extérieurs.

Figure 11. Ratio between co-ordination withstand voltage and protection level of the metal oxide surge arrester dependent on the 2% switching overvoltage to obtain a risk-of-failure of 10^{-3} for external insulations.

intersect at U_{a0} . The probability to exceed this value is 38 %.

A truncation of a cumulative probability at a certain voltage level means that overvoltages with this voltage amplitude occur frequently. Figure 10 compares the two probability densities without (curve 1) and with metal oxide arrester (curve 2) for the example of Figure 9. The high amplitude density around the arrester protection level is obvious. This high density has consequences for the insulation co-ordination, when the protection level of the arrester is used as the maximum overvoltage value, i.e. the maximum value, which can occur at the equipment.

For external insulations, for example, these consequences can be described by the risk-of-failure. In order to demonstrate the effect, the following assumptions are made :

- The risk-of-failure is assumed to be equal to 10^{-3} per phase. This means for a three-phase switching operation a total risk of $3 \cdot 10^{-3}$, because all phases are in average equally stressed.

- The prospective overvoltage probability distribution is described by the 2 % value U_2 in p.u. and a standard deviation [8]

$$\sigma = 0.25 (U_2 - 1) \text{ p.u.}$$

The necessary ratios between the withstand voltage of the equipment in service, called co-ordination withstand voltage, to the switching impulse protection level of the metal oxide arrester dependent on the 2 % overvoltage value are given in Figure 11. The protection level of the arrester is used as a parameter. Protection levels of 2.6 p.u. and above are usual for gap arresters, those between 1.8 p.u. and 2 p.u. for metal oxide arresters. For gap arresters a necessary ratio of 1.05 is suitable. For metal oxide arresters the higher ratio of 1.11 has to be used.

Having in mind that external insulation should be designed to operate in altitudes up to 1000 m, the minimum ratio between rated switching impulse withstand voltage and switching impulse protection level of the arrester of 1.15 given in IEC 71-2 is suitable for the gap arresters. For metal oxide

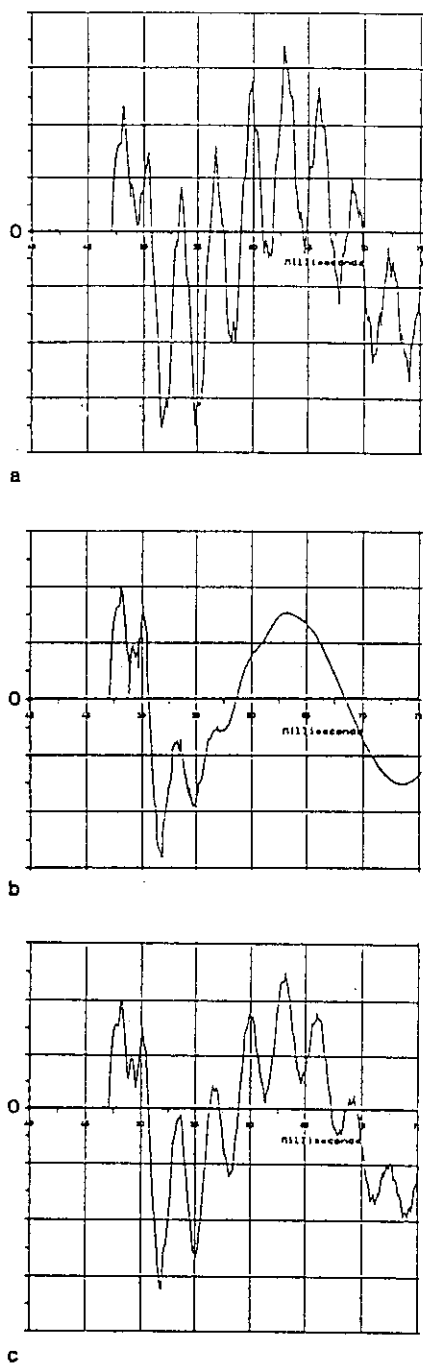


Figure 12. Exemple de surtensions de manœuvre entre phases à l'extrémité réception d'une ligne de 380 kV, de 200 km de long (comme à la figure 8).

a (en haut) : sans parafoudre
 b (au milieu) : avec parafoudre SiC à éclateurs
 c (en bas) : avec parafoudre à oxyde métallique

Echelle horizontale : 5 ms/division
 Echelle verticale : 400 kV/division

Figure 12. Example of phase-to-phase switching overvoltages at the receiving end of a 200 km long 380 kV line (as in Fig. 8)

a (top) : without arresters
 b (middle) : with gapped SiC arresters
 c (bottom) : metal oxide arresters

Horizontal scale : 5 ms/Div.
 Vertical scale : 400 kV/Div.

sion est en-dessous de la tension de tenue, et qu'il claque lorsque l'amplitude de la surtension est supérieure à la tension de tenue. Cela signifie qu'un isolement interne a un risque de panne égal à la probabilité de dépassement de la tension de tenue de l'isolement par l'amplitude de surtension.

Lorsque la tension de tenue d'un isolement interne, dont la valeur nominale a été sélectionnée avec une certaine marge au-delà du niveau de protection, dévie de sa valeur pour aller vers des valeurs inférieures du fait du vieillissement de l'isolement ou de la dispersion dans l'ensemble, les conséquences peuvent être de deux types :

- le risque de panne reste nul tant que la tension de tenue reste supérieure à la protection du parafoudre.
- lorsque la tension de tenue tombe en-dessous du niveau de protection, le risque augmente rapidement jusqu'à la probabilité donnée par la distribution présumée des surtensions du réseau. Plus le niveau de protection du parafoudre est bas, plus cette augmentation brusque est importante.

Il semble donc préférable d'adopter un rapport situé entre la tension de tenue nominale et le niveau de protection qui, pour les isolements intérieurs également, augmente à mesure que le niveau de protection diminue, de façon à prendre en compte les incertitudes en ce qui concerne la tension de tenue réelle du matériel en service. Le même rapport de 1,25 qui a déjà été suggéré pour les isolements extérieurs semble être recommandable.

2.2 Surtensions entre phases

Comme les parafoudres sont généralement installés entre phase et terre, leur effet sur les deux surtensions entre phase et terre formant la surtension entre phases doit être pris en compte. Pour les deux surtensions entre phase en terre déjà utilisées dans l'exemple de la figure 8, les surtensions entre phases qui en résultent sont indiqués à la figure 12 pour les trois cas : pas de parafoudre (a), parafoudre SiC à éclateurs (b) et parafoudres à oxyde métallique (c) sur l'entrée de ligne. On peut noter que les parafoudres à oxyde métallique tendent à limiter les surtensions de manœuvre à deux fois le niveau de protection.

A l'inverse des surtensions entre phase et terre, la distribution des pro-

abilités pour les surtensions entre phases ne peut pas être déterminée à partir de la distribution présumée. La distribution présumée est formée des composantes de divers rapports entre phase et terre et elle est rapportée pour un instant donné où la composante entre phase et terre ou la surtension entre phases est à sa valeur maximale. Avec les parafoudres, et plus particulièrement avec les parafoudres à oxyde métallique, ces instants changent.

Pour éclaircir la question, des études informatiques ont été menées à bien et rapportées dans le document référence (10). Ces études ont consisté en une opération de réenclenchement triphasé avec des charges piégées engendrant une valeur 2% des surtensions entre phase et terre de 3,2 p.u. et une valeur 2% entre phases de 4,7 p.u. L'effet des parafoudres à oxyde métallique utilisés entre phase et terre est mis en relief à la figure 13. Deux plages d'interdépendances sont à distinguer :

$$1 : U_p > 0,75 U_{2\%}$$

Le niveau de protection est supérieur à 0,75 fois la tension 2% présumée entre phase et terre.

La surtension 2% entre phases reste pratiquement inchangée, égale à 4,7 p.u. dans l'exemple. Dans cette plage, la coordination d'isolement entre phases a été réalisée en utilisant une distribution présumée des surtensions. Le rapport entre la surtension 2% entre phases et le niveau de protection augmente d'environ 1,5 à 2.

$$2 : U_p < 0,75 U_{2\%}$$

Le niveau de protection est inférieur à 0,75 fois la surtension 2% présumée entre phase et terre.

La surtension 2% entre phases est égale à la tension de coupure, c'est-à-dire égale à deux fois le niveau de protection.

3. PERFORMANCES DE PROTECTION AUX SURTENSIONS DE Foudre

Il a souvent été dit que, par comparaison aux parafoudres classiques, les parafoudres à oxyde métallique offrent une meilleure protection, également aux surtensions de foudre. Si de telles conclusions ont pu être tirées, cela est dû aux raisons suivantes :

arresters this ratio has to be increased and the ratio of 1.25 used in the draft standard for metal oxide arresters [9] to test the external insulation of the arrester seems to be applicable for all external insulations.

For internal insulations an adequate assessment of the dispersion of the insulation strength is not possible. It is generally assumed that the insulation withstands, when the overvoltage amplitude is below the withstand voltage, and breaks down, when it is above. This means that an internal insulation has a risk-of-failure equal to the probability that an overvoltage amplitude exceeds the withstand voltage of the insulation.

When the withstand voltage of an internal insulation, the rated value of which has been selected with a certain margin above the protection level, deviates from this value to lower ones due to insulation ageing or due to dispersion in assembly and production, two ranges of consequence can be distinguished :

- the risk-of-failure remains zero, as long as the withstand voltage remains above the protection of the arrester,
- when the withstand voltage drops below the protection level, the risk fastly increases to the probability given by the prospective overvoltage distribution of the system. This sudden increase is the higher the lower the protection level of the arrester.

It seems to be advisable, therefore, to adopt a ratio between the rated withstand voltage and the protection level, which also for internal insulations increases with decreasing protection level in order to take care of uncertainties in the knowledge of the actual withstand voltage of the equipment in service. The same ratio of 1.25 already found for external insulations seems to be recommendable.

2.2 Phase-to-phase overvoltages

As arresters are usually installed phase-to-earth, their effect on the two phase-to-earth overvoltages forming the phase-to-phase overvoltage has to be examined. For the two phase-to-earth overvoltages already used as in the example of Figure 8, the resulting phase-to-phase overvoltages are given in Figure 12 for the three alternatives, no arrester (a), gapped SiC arresters

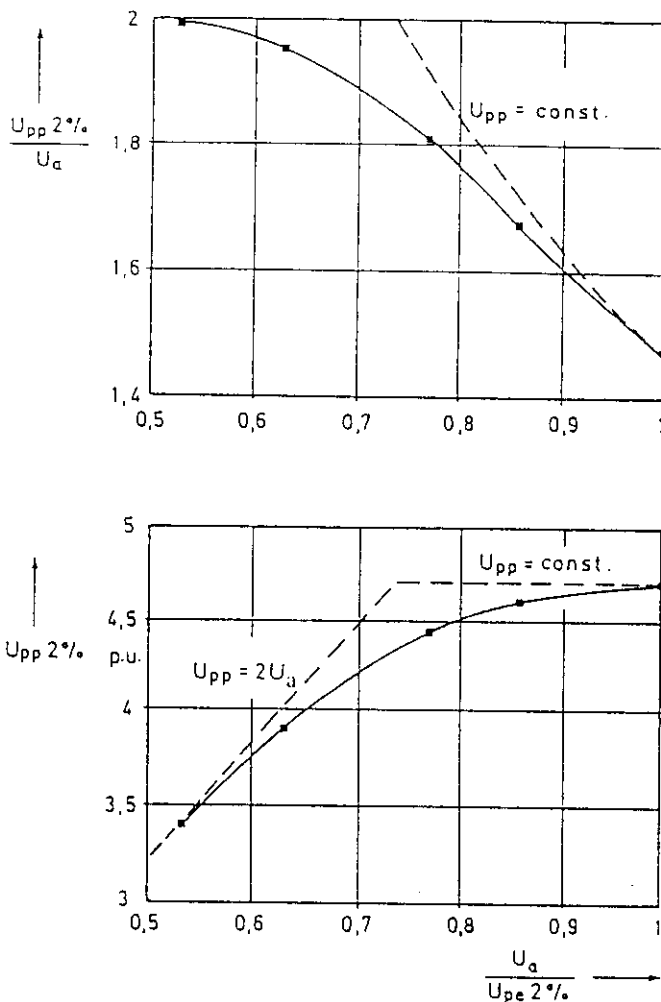


Figure 13. Rapport entre la surtension entre phases U_{pp} 2% et le niveau de protection U_a (en haut), et la surtension 2% entre phases (en bas), en fonction du rapport entre le niveau de protection et la surtension U_{pe} 2% entre phase et terre.

Figure 13. Ratio of the 2% phase-to-phase overvoltage U_{pp} to the protection level U_a (top) and 2% phase-to-phase overvoltage (bottom) dependent on the ratio of protection level to 2% phase-to-earth overvoltage U_{pe} .

(b) and metal oxide arrester (c) at the line entrance. It can be observed that metal oxide arresters tend to limit switching overvoltages to twice the protection level.

Contrary to the phase-to-earth overvoltages, the probability distribution for the phase-to-phase overvoltages cannot be determined from the prospective distribution. The prospective distribution is formed by phase-to-earth components of varying ratios and reported for an instant, at which either the phase-to-earth component or the phase-to-phase overvoltage has its maximum value. With arresters and, in particular, with metal oxide arresters these instants change.

To clarify the matter computer studies have been carried out and repor-

ted in reference [10]. They consisted in a three-phase reclosing operation with trapped charges, resulting in a 2 % value of the phase-to-earth overvoltages of 3.2 p.u. and 2 % value phase-to-phase of 4.7 p.u. The effect of metal oxide arresters applied phase-to-earth is shown in Figure 13. The dependencies can be approximated by two ranges :

$$1 : U_a > 0.75 U_{2\%}$$

The protection level is higher than 0.75 times the prospective 2 % phase-to-earth voltage.

The 2 % phase-to-phase overvoltage remains nearly unchanged, in the example equal to 4.7 p.u. In this range the insulation co-ordination between phases has to be made

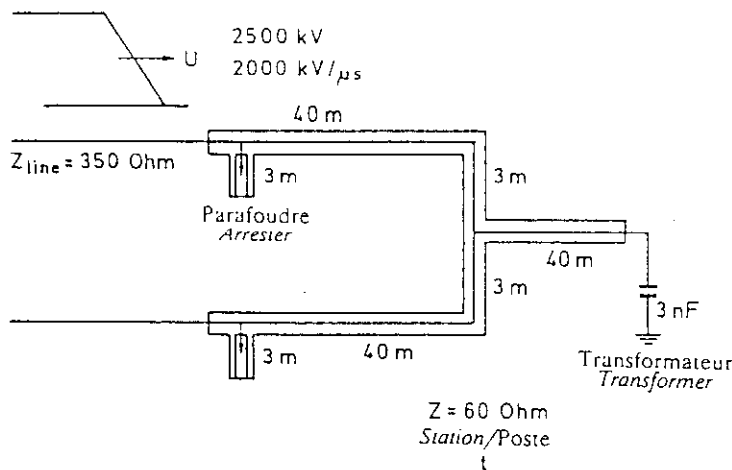


Figure 14. Exemple du poste de 420 kV à isolation gazeuse.
 Figure 14. 420 kV gas insulated substation example.

Le parafoudre à oxyde métallique engendre des surtensions maximales de 880 kV au niveau des bornes du parafoudre, de 920 kV au niveau de la barre omnibus, et de 1030 kV au niveau du transformateur. Il convient de mentionner que l'action de l'élément de mise sous tension, mise en relief à la figure 5, augmente les surtensions dans le GIS de 5 à 9% par comparaison aux valeurs obtenues si l'on néglige cet élément. Cette augmentation correspond approximativement à l'accroissement de la tension résiduelle de 6% au niveau du courant sur le front raide par comparaison au courant de décharge nominale. Lorsque l'élément de mise sous tension n'est pas pris en considération dans les calculs de surtensions, il est donc conseillé d'utiliser au moins une caractéristique tension-courant augmentée du rapport entre ces deux tensions résiduelles. Les surtensions maximales calculées sont alors toujours inférieures à celles indiquées ci-dessus, mais les écarts sont de moins de 2%.

— pas d'amorçage, et donc pas de chute de tension lorsque l'onde a un front très raide entre la tension d'amorçage et la tension résiduelle des résistances SiC.

— une caractéristique tension-courant du matériel ZnO plus uniforme que celle du matériel SiC.

— des niveaux de protection inférieurs au courant de décharge nominale.

De façon à mettre en relief l'amélioration de la protection, les deux parafoudres déjà considérés au point 2 seront également comparés pour des surtensions de foudre. Les paramètres de l'élément de mise sous tension ont été choisis comme indiqué au chapitre 1, avec une valeur de tension de référence correspondant à une tension résiduelle au niveau du courant sur le front raide supérieure de 6% à celle du courant de décharge nominale. La figure 14 montre l'exemple du poste de 420 kV. Le choc d'impact pour une amplitude de 2500 kV et une raideur du front de 2000 kV/μs correspond à un choc de foudre à environ 500 m du poste et peut être considéré comme un coup relativement sévère.

La figure 15 montre les surtensions aux points les plus intéressants du poste, au niveau du transformateur, de la barre omnibus et du parafoudre. Le parafoudre classique est amorcé à 920 kV. Cette valeur extrêmement basse est due au fait que le GIS réduit la raideur du front de l'onde du choc d'entrée. La chute de tension suite à l'amorçage est nettement visible. Les valeurs de tension les plus élevées

sont au niveau des bornes du parafoudre, où la tension est de 990 kV, au niveau de la barre omnibus, où la tension est de 1050 kV, et au niveau du transformateur, où la tension est de 1220 kV.

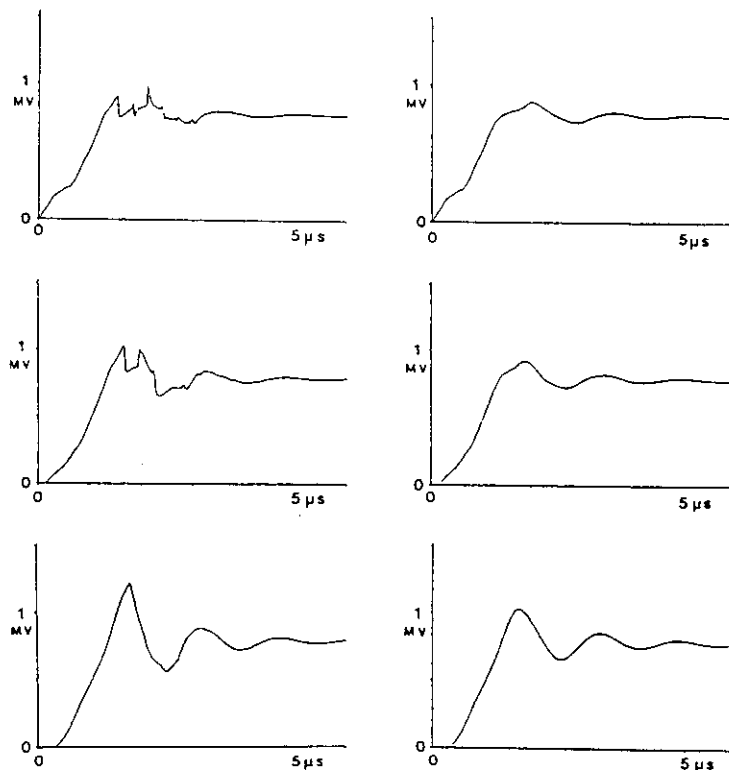


Figure 15. Surtension (en partant du haut) au niveau du parafoudre, au niveau de la barre omnibus et au niveau du transformateur par suite d'un choc de foudre conforme à l'exemple de la figure 14.

à gauche : parafoudre SiC à éclateurs
 à droite : parafoudre à oxyde métallique

Figure 15. Overvoltage (from top) at the arrester, at the busbar, and at the transformer due to lightning for the example of Figure 14.

left : gapped SiC arrester
 right : metal oxide arrester

using the prospective overvoltage distribution. The ratio between the 2 % phase-to-phase overvoltage and the protection level increases from approximately 1.5 up to 2.

$$2 : U_a < 0.75 U_{2\%}$$

The protection level is lower than 0.75 times the prospective 2 % phase-to-earth overvoltage.

The 2 % phase-to-phase overvoltage is equal to the truncation voltage, *i.e.* equal to twice the protection level.

3. PROTECTION PERFORMANCE AT LIGHTNING OVERVOLTAGES

It has been frequently pointed out that, compared to conventional arresters, metal oxide arresters offer a better protection also at lightning overvoltages. Reasons for such a conclusion were :

- missing sparkover and, therefore, missing voltage drop at high steepnesses from the front-of-wave sparkover voltage to the residual voltage of the SiC-resistors,
- flatter voltage-current characteristic of the ZnO material compared to the SiC material,
- lower protection levels at nominal discharge current.

In order to demonstrate the protection amelioration, the two arresters already considered in item 2 shall be compared also for lightning overvoltages. The parameters of the turn-on element have been chosen as described in Chapter 1 with a reference voltage value corresponding to a 6 % higher residual voltage at steep front current than that at nominal discharge current. Figure 14 shows the 420 kV substation example. The impinging surge with amplitude 2500 kV and a steepness of 2000 kV/ μ s corresponds to a lightning at approximately 500 m from the substation and may be considered as a rather severe stroke.

Figure 15 shows the overvoltages at the most interesting substation points, at the transformer, at the busbar, and the arrester. The conventional arrester sparks over at 920 kV. This low value is caused by the fact that the GIS reduces the steepness of the incoming surge. The voltage drop after sparkover is clearly visible. The highest volt-

age values are at the arrester terminals 990 kV at the busbar is 1050 kV and that at the transformer 1220 kV.

The metal oxide arrester causes maximum overvoltages of 880 kV at the arrester terminals, of 920 kV at the busbar and 1030 kV at the transformer. It has to be mentioned that the action of the turn-on element shown in Figure 5 increases the overvoltages in the GIS by 6 to 9 % as compared to the values obtained neglecting this element. This increase approximately corresponds to the increase of 6 % in the residual voltage at the steep front current as compared to that at nominal discharge current. When the turn-on element is neglected in overvoltage calculations it is, therefore, recommended to use at least a voltage-current characteristic increases by the ratio of these two residual voltages. The calculated maximum overvoltages then still are lower than that given above, but differ by less than 2 %.

The metal oxide arrester causes overvoltages by 10 % to 16 % lower than the conventional arrester, where half of the effect is caused by the protection level difference and half of the missing sparkover characteristic. Although this result is obtained for a specific example, the result can be generalized for GIS in earthed neutral systems, considering the principles involved. For open air stations the protection amelioration may be even higher, taking into account that the steepness reduction here does not apply and higher front-of-wave sparkover voltages have to be expected.

The better protection may be used to reduce the substation risk-of-failure, to increase the protection range of the arrester such to reduce the number of arresters or to reduce the withstand voltage of the equipment. The choice beyond the alternatives has to be left to the application.

4. CONCLUSIONS

The protection performance of metal oxide surge arresters can be described by its voltage-current characteristic. For fast-front overvoltages the time delay in the conduction mechanism has to be taken into account. Suitable means are the addition of a turn-on resistance or an ade-

quate increase in the residual voltages. Furthermore, the physical dimensions of the surge arrester may not be neglected.

The reduction of slow-front overvoltages by metal oxide arresters may be remarkable. However, the effect of the overvoltage truncation on the insulation withstand necessary has to be observed. This, in particular, applies to the phase-to-phase overvoltage, which remain widely unaffected by phase-to-earth arresters.

Owing to the missing spark over of gaps the protection against fast-front lightning overvoltages is better when metal oxide arresters are applied instead of gapped SiC arresters. This improvement, however, is marginal and the experience with gap arresters can be utilized also for the application of metal-oxide arresters.

REFERENCES

- [1] A. Schei, K.-H. Weck : Metal oxide surge arresters in AC systems. Part 1 : General properties of metal oxide surge arresters. *Electra* 1990 (N° 128)
- [2] A. Bargigia, e.a. : The response of metal oxide resistors for surge arresters to steep front current impulses. ISH 1987 Report 82-01
- [3] K.-H. Weck : Notes on the steep front current test. IWD to CIGRE WG 33.06, Discussion Group 33, CIGRE Session 1986
- [4] W. Schmidt, e.a. : Behaviour of MO-Surge-Arrester Blocks to Fast Transients. *IEEE Trans. PD Vol. 4* (1989) 292-300
- [5] K. Feser, e.a. : Behaviour of ZnO-arresters to fast transients. ISH 1987 Report 82-02
- [6] B. Richter, e.a. : Measurement of the U-I-characteristic of MO-resistors of current impulses of different wave shapes and peak values. ISH 1987 Report 83-03
- [7] W. Breilmann : Protective characteristics of complete zinc oxide arresters and of single elements for fast surges. ISH 1987 Report 82-04
- [8] G. Carrara, K.-H. Weck : Design and testing of phase-to-phase insulation. *Electra* 64 (1979) 182-210
- [9] IEC 37 (Central Office) 38 : Draft Standard IEC 99-3. Metal oxide surge arresters without gaps for AC Systems
- [10] J. Roguin : Correlation between phase-to-phase and phase-to-earth slow front overvoltages : Influence of metal oxide arresters. CIGRE SC 33 Colloquium 1987, Japan

Les parafoudres à oxyde métallique engendrent des surtensions de 10% à 16% inférieures à celles provoquées par un parafoudre classique, la moitié de cet effet étant dû à la différence de niveau de protection, l'autre moitié étant due à l'absence de caractéristiques d'amorçage. Bien que ce résultat ait été obtenu pour un exemple spécifique, il peut être généralisé, du fait des principes impliqués, pour un GIS dans des réseaux neutres mis à la terre. Pour des postes à l'air libre, l'amélioration de la protection peut être encore plus élevée compte tenu du fait que la diminution de la raideur du front ne s'applique pas dans ce cas et parce qu'il faut s'attendre à des ondes de tension d'amorçage à front plus élevé.

L'amélioration de la protection peut être utilisée pour réduire le risque de panne d'un poste, pour accroître la plage de protection du parafoudre de façon à réduire le nombre de parafoudres, ou pour réduire la tension de tenue du matériel. Au-delà de ces diverses possibilités, le choix doit dépendre de l'application.

4. CONCLUSIONS

Les performances de protection des parafoudres à oxyde métallique peuvent être décrites par leur caractéris-

tiques de tension-courant. Pour des surtensions à front rapide, le retard du mécanisme de conduction doit être pris en considération. Une résistance de mise sous tension ou un accroissement approprié des tensions résiduelles peuvent être utilisés. Les dimensions physiques du parafoudre ne doivent en outre pas être négligées.

La réduction des surtensions à front lent par les parafoudres à oxyde métallique peut être remarquable. Il convient cependant de veiller à l'effet de la coupure des surtensions sur la tenue nécessaire de l'isolement. Cela s'applique plus particulièrement à la surtension entre phases qui n'est généralement pas affectée par les parafoudres entre phase et terre.

Du fait du manque d'amorçage des éclateurs, la protection contre les surtensions de foudre à front rapide est meilleure lorsqu'on utilise des parafoudres à oxyde métallique plutôt que des parafoudres à éclateurs SiC. L'amélioration est cependant limitée, et les expériences réalisées avec des parafoudres à éclateurs peuvent être également utilisées dans le cas des parafoudres à oxyde métallique.

RÉFÉRENCES

[1] A. Schei, K.-H. Weck : Parafoudres à oxyde métallique dans les réseaux

alternatifs. Partie 1 : Propriétés générales des parafoudres à oxyde métallique. Electra 1990 (n° 128)

- [2] A. Bargigia, e.a. : The response of metal oxide resistors for surge arresters to steep front current impulses. ISH 1987 Report 82-01
- [3] K.-H. Weck : Notes on the steep front current test. IWD to CIGRE WG 33.06, Discussion Group 33, CIGRE Session 1986
- [4] W. Schmidt, e.a. : Behaviour of MO-Surge-Arrester Blocks to Fast Transients. IEEE Trans. PD Vol. 4 (1989) 292-300
- [5] K. Feser, e.a. : Behaviour of ZnO-arresters to fast transients. ISH 1987 Report 82-02
- [6] B. Richter, e.a. : Measurement of the U-I-characteristic of MO-resistors of current impulses of different wave shapes and peak values. ISH 1987 Report 83-03
- [7] W. Breilmann : Protective characteristics of complete zinc oxide arresters and of single elements for fast surges. ISH 1987 Report 82-04
- [8] G. Carrara, K.-H. Weck : Conception et essais des isollements entre phases. Electra 64 (1979) 182-210
- [9] IEC 37 (Central Office) 38 : Draft Standard IEC 99-3. Metal oxide surge arresters without gaps for AC Systems
- [10] J. Roguin : Correlation between phase-to-phase and phase-to-earth slow front overvoltages : Influence of metal oxide arresters. CIGRE SC 33 Colloquium 1987, Japan

Parafoudres à oxyde métallique dans les réseaux alternatifs

Partie VI : Sélection des caractéristiques de parafoudres à oxyde métallique à partir des normes

L. STENSTRÖM

Groupe de Travail 06 du Comité d'Etudes 33

1. INTRODUCTION

Le choix d'un parafoudre pour une application spécifique signifie toujours un compromis entre les niveaux de protection, les surtensions temporaires (TOV) possibles et les capacités énergétiques. L'extension des possibilités de TOV, c'est-à-dire le choix d'une tension nominale plus élevée, augmente la possibilité pour le parafoudre de résister à des contraintes diélectriques du réseau, mais réduit la marge de protection apportée par le parafoudre pour un niveau d'isolement donné. Un parafoudre ayant une capacité énergétique plus élevée réduit le risque de panne mais cela signifie généralement une augmentation des coûts.

La possibilité d'obtention d'une combinaison optimale dépend de la façon dont les contraintes réelles du parafoudre sont connues ou peuvent être estimées. Les chapitres précédents ont abordé en détail ces contraintes dues à la foudre, à la commutation, aux surtensions temporaires et à la tension de service continue réelle. Dans le présent chapitre, nous supposons donc que les contraintes sont connues.

Un choix optimal exige également que l'on ait une connaissance détaillée des capacités du parafoudre en ce qui concerne les TOV et l'énergie, mais que l'on sache également bien comment les normes et les données du fabricant peuvent être interprétées et mises en corrélation avec les contraintes de service.

Comme le montre la Figure 14, une procédure de sélection complète sera donc nécessairement relativement compliquée.

Si l'on ne dispose pas d'informations précises sur les conditions de service et/ou sur l'utilisation de niveaux d'isolement relatifs élevés et/ou sur les conséquences limitées et acceptables d'une panne d'un parafoudre, il peut ne pas s'avérer utile ou justifié d'adapter toute la procédure de

sélection. La Figure 15 montre un processus de sélection simplifié qui peut être utilisé dans de tels cas et qui permet également de voir lorsque l'utilisation d'une méthode plus complexe s'avère nécessaire.

De façon à procéder à une comparaison des parafoudres de type et de marque différents en fonction des capacités d'énergie et de surtension, il convient également de disposer d'un système de classification. Il est donc fait référence aux travaux menés à bien par la CEI dans le document TC 37, document dans lequel est proposée une nouvelle norme pour les parafoudres à oxyde métallique, proposition qui sera distribuée courant 1990 dans le cadre de la "règle des six mois".

Cette partie du rapport suivra pas-à-pas la méthode de sélection simplifiée mise en relief à la Figure 15, l'accent étant mis sur la sélection de la tension de service continue U_c de la tension nominale U_r et des capacités énergétiques. Pour chacune des étapes, des commentaires seront également faits sur la méthode la plus complète conformément à la Figure 14.

Pour faciliter la discussion, des numéros ont été portés sur les Figures 14 et 15, lesquels se réfèrent aux références correspondantes du texte.

2. SÉLECTION DE LA TENSION DE SERVICE CONTINUE, COV OU U_c

U_c est par définition "la valeur efficace admissible désignée de la tension à fréquence industrielle pouvant être appliquée en continu entre les bornes du parafoudre".

Pour un parafoudre à oxyde métallique, MO, U_c est donnée par le fabricant qui doit prendre en considération le phénomène de vieillissement, la répartition possible de la tension non-linéaire et les contraintes d'énergie provoquées par les chocs de foudre et par les surtensions de manœuvre ainsi

que la stabilité thermique.

L'ensemble du parafoudre avec le boîtier, les composants internes et l'anneau de répartition éventuel, doit également être conçu pour la tension U_c donnée.

L'adaptation d'une tension U_c donnée est démontrée dans des essais de type, conformément aux normes, sur des sections à l'échelle comme sur l'ensemble du parafoudre.

Pour faire une distinction entre la tension de crête réelle appliquée divisée par $\sqrt{2}$ aux bornes du parafoudre et U_c la première sera désignée U_{ca} .

U_c doit toujours être supérieure ou égale à U_{ca} . Pour inclure l'effet des harmoniques lorsqu'elle n'est pas connue avec exactitude, U_{ca} doit être considérée comme étant la crête de tension du réseau divisée par $\sqrt{6}$ pour des parafoudres normaux entre phase et terre. Si la crête de tension du réseau n'est pas connue, elle doit être remplacée par la tension la plus élevée pour le matériel, U_m .

U_m correspond normalement à la tension nominale du réseau plus 5 à 10 %.

Les conditions de service normales sont indiquées dans la norme. Parmi les conditions importantes, nous citerons la plage de température, qui doit se situer entre -40°C et $+40^\circ\text{C}$, la fréquence de la tension alternative qui doit être entre 48 Hz et 62 Hz, et la présence ou l'absence de sources de chaleur à proximité du parafoudre. Si les conditions réelles sont en-dehors de ces limites, il convient de contacter le fabricant.

3. SÉLECTION DE LA TENSION NOMINALE, U_r , C'EST-À-DIRE DES POSSIBILITÉS DE TOV

Lorsque la tension U_c requise pour le parafoudre MO est déterminée, la TOV associée à l'énergie des événements transitoires antérieurs va dé-

Metal oxide surge arresters in AC systems

Part VI : Selection of metal oxide surge arrester characteristics from the standards

L. STENSTRÖM
Working Group 06 of Study Committee 33

1. INTRODUCTION

Selecting a surge arrester for a specific application is a compromise between its protective levels, temporary overvoltage (TOV) capability and energy capability. Increasing the TOV capability i.e. selecting a higher rated voltage increases the possibility of the arrester to survive system voltage stresses, but reduces the margin of protection provided by the arrester for a given insulation level. An arrester with a higher energy capability reduces the risk of failure but usually means increased costs.

The possibility to obtain an optimum combination depends on how well actual arrester stresses are known or can be estimated. The preceding chapters have dealt in detail with these stresses due to lightning, switching, temporary overvoltages and the actual continuous operating voltage. In this chapter, the stresses are thus assumed to be known.

An optimum selection also requires a detailed knowledge of arrester capabilities regarding TOV and energy as well as how the standards and manufacturer's data shall be interpreted and correlated to service stresses.

Necessarily therefore, a complete selection procedure will look rather complicated as illustrated in Figure 14.

Due to lack of accurate information on service conditions and/or use of high relative insulation levels and/or limited and acceptable consequences of an arrester failure it may not be useful or justified to adapt the full selection procedure. Figure 15 shows a simplified selection scheme which can be used under such circumstances and also points out when use of a more complex method is necessary.

In order to compare arresters of different types and makes based on energy and overvoltage capability, a classification system must also be available. Reference is made, therefo-

re, to the work carried out by IEC TC 37 from which a proposal for a new standard for metal oxide surge arresters will be distributed during 1990 as per the 6-month rule.

This part of the report will follow step by step the simplified selection procedure outlined in Figure 15 with emphasis laid on the selection of the continuous operating voltage, U_c , the rated voltage, U_r , and the energy capability. For each step also the more complete method according to Figure 14 will be commented on.

To make it easier to follow the discussion numbers are given in the Figures 14 and 15 referring to corresponding clauses in the text.

2. SELECTION OF THE CONTINUOUS OPERATING VOLTAGE, COV OR U_c

U_c is by definition "The designated permissible r.m.s. value of power frequency voltage that may be applied continuously between the arrester terminals".

U_c for a metal oxide, MO, arrester is given by the manufacturer who has to consider ageing phenomena, possible non-uniform voltage distribution and energy stresses caused by lightning and switching surges as well as thermal stability.

The complete arrester with housing, internal components and possible grading ring must also be designed for the given U_c .

That a given U_c is relevant is proven in type tests, according to the standards, on prorated sections as well as on the complete arrester.

To make a distinction between actual applied crest voltage divided by $\sqrt{2}$ across the arrester terminals and U_c , the former will be designated U_{ca} .

U_c shall always be selected as higher than or equal to U_{ca} . To include the effect of harmonics when not

exactly known U_{ca} should be taken as the system voltage crest divided by $\sqrt{6}$ for normal phase-ground arresters. If the system voltage crest is not known, the highest voltage for equipment, U_m , should be used instead.

Normally U_m corresponds to the nominal system voltage plus 5-10%.

Normal service conditions are listed in the standard. Important conditions are the temperature range -40°C - $+40^{\circ}\text{C}$, frequency of the a.c. voltage 48 Hz-62 Hz and the presence or absence of heat sources near the arrester. If actual conditions are outside these limits, the manufacturer has to be consulted.

3. SELECTION OF RATED VOLTAGE, U_r , i.e. THE TOV CAPABILITY

When the required U_c for the MO arrester is determined the TOV combination with the energy from possible preceding transients will determine the rated voltage of the arrester.

By definition in the standard IEC 71-1 a temporary overvoltage is:

"An oscillatory phase-to-ground or phase-to-phase overvoltage at a given location of relatively long duration and which is undamped or only weakly damped. Temporary overvoltages usually originate from switching operations or faults (e.g. load rejection, single-phase faults) and/or from nonlinearities (ferro-resonance effects, harmonics). They may be characterized by their amplitude, their oscillation frequencies, their total duration or their decrement".

According to this definition for the MO surge arrester all voltages higher than U_c are defined as TOV. The duration of TOV can be from a few cycles to several hours. In isolated or resonance earthed neutral systems a TOV can be maintained for as much as 24 hours or even longer.

terminer la tension nominale du parafoudre.

Par définition, dans la norme 71-1 de la CEI, une surtension temporaire est :

“Une surtension oscillatoire entre phase et terre ou entre phases en un point donné, de relativement longue durée, et qui n'est pas amortie ou seulement faiblement amortie.

Les surtensions temporaires sont généralement le résultat d'opérations de coupure ou de défaut (par exemple une réjection de charge ou des défauts monophasés) et/ou de non-linéarité (effets de ferorésonnance, harmoniques). Elles peuvent être caractérisées par leur amplitude, leurs fréquences d'oscillation, leur durée totale ou leur amortissement”.

D'après cette définition, pour le parafoudre à oxyde métallique, toutes les tensions supérieures à U_c sont définies comme des TOV. La durée des TOV peut aller de quelques cycles à plusieurs heures. Dans des réseaux à neutre isolé et à neutre à la terre par bobine d'extinction, une TOV peut être maintenue pendant 24 heures, voire plus.

Pour plus de détails sur l'origine des TOV et sur leurs amplitudes et leurs durées classiques, se reporter à la troisième partie de ce document “Surtensions temporaires et contraintes associées sur les parafoudres à oxyde métallique”.

La tension nominale d'un parafoudre à oxyde métallique spécifie la capacité de surtension déterminée au cours des essais en service. (La nouvelle norme de la CEI est un document qui répond à la “règle des six mois”. Le terme “tension nominale” est utilisé ici conformément à la définition qui lui est donnée dans la norme à venir).

Plusieurs parafoudres peuvent avoir la même U_c mais des tensions nominales différentes; c'est-à-dire qu'ils peuvent être conçus pour la même tension de réseau tout en répondant à des conditions de surtension différentes.

Un parafoudre répondant à la future norme de la CEI aura pendant 10 secondes une capacité de TOV égale ou supérieure à la tension nominale après préchauffage à 60°C et dissipation d'une énergie spécifique. L'énergie est définie par deux amorçages de ligne consécutifs de la classe d'amor-

çage de ligne correspondante pour les parafoudres de 10 kA à classe d'amorçage 2 et 3 et pour les parafoudres de 20 kA à classe d'amorçage 4 et 5. Pour les parafoudres de 5 kA comme pour les parafoudres de 10 kA à classe d'amorçage 1, l'énergie provient d'un choc de courant important. Pour les parafoudres de 20 kA, l'énergie provient de trois chocs de courant importants.

L'énergie absorbée par le parafoudre au cours des essais avant application de la tension nominale doit être déterminée par le fabricant. On trouvera à la Figure 6 de la Référence (1) un guide permettant de trouver approximativement l'énergie générée dans le parafoudre à oxyde métallique en fonction du type d'amorçage de ligne et de la tension résiduelle du choc de manœuvre.

3.1 Procédure simplifiée

Pour obtenir des facteurs de surtension pour diverses occurrences de TOV et pour divers types de réseaux, il est essentiellement fait référence à la troisième partie. Pour couvrir la plupart des cas habituels de réseaux, il est cependant suggéré de procéder à la sélection ci-après pour U_r :

Amplitude et durée des TOV connues

Pour une durée ≤ 10 s, choisir $U_r \geq TOV$

Pour une durée ≤ 100 s, sélection $U_r \geq 1,05 \times TOV$

Pour une durée < 2 h, consulter les courbes de TOV du fabricant

Pour une durée ≥ 2 h, considérer la TOV comme étant continue, et sélectionner U_c égal à TOV.

TOV non connues

Pour des réseaux neutres directement mis à la terre :

On suppose $TOV = 1,5$ p.u. (1 p.u. = $U_m \times \sqrt{2/\sqrt{3}}$) avec une durée de 10 s et sélectionner $U_r \geq TOV$.

Cela permet de couvrir la plupart des cas y compris certains effets combinés de défauts à la terre et de réjections de charge dus aux raisons ci-après :

— La durée des défauts à la terre est généralement inférieure à 1 s.

— U_m est généralement de 5 à 10 % supérieure à la tension de service normale.

— U_r est définie pour 10 s et la capacité de TOV sur une seconde est donc d'environ 5 % supérieure.

Pour des réseaux à neutre isolé et à neutre à la terre par bobine d'extinction :

On suppose $TOV = 1,73$ p.u. (1 p.u. = $U_m \times \sqrt{2/\sqrt{3}}$)

Pour un temps d'élimination des défauts ≤ 10 s, sélectionner $U_r \geq TOV$.

Pour un temps d'élimination des défauts ≤ 100 s, sélectionner $U_r \geq 1,05 \times TOV$.

Pour un temps d'élimination des défauts < 2 h, consulter les courbes de TOV du fabricant.

Pour un temps d'élimination des défauts ≥ 2 h, considérer la TOV comme continue et sélectionner U_c égale à la tension de service normale du réseau.

Pour d'autres réseaux, consulter la 3^e Partie. Pour des réseaux à neutre à la terre par bobine d'extinction avec longues lignes radiales, il convient de prendre un soin tout particulier. Une étude informatique est conseillée si des tensions nominales du parafoudre $\geq 1,2 \times U_m$ ne sont pas acceptables du point de vue de la coordination de l'isolement (niveau de protection).

3.2 Procédure complète

Pour appliquer cette méthode, il est préférable d'avoir une connaissance détaillée des grandeurs et des durées des TOV. En outre, dans la mesure où la fréquence de base de la TOV peut être considérablement différente de la fréquence industrielle, deux cas sont pris en considération : un avec une TOV ayant une fréquence d'oscillation égale ou proche de la fréquence industrielle, et un avec des fréquences différentes de la fréquence industrielle.

3.2.1 Sélection compte tenu d'une TOV ayant une fréquence d'oscillation égale à la fréquence industrielle ou proche de celle-ci

En appliquant à la tension nominale une surtension de 10 secondes, il est possible de comparer directement un point d'une courbe de distribution des TOV connue aux possibilités du parafoudre. La première étape de la procédure de sélection vise à sélectionner une tension nominale égale ou supérieure à la surtension de 10 secondes, TOV_{10} . Si TOV_{10} n'est pas connue,

For a detailed discussion on the origin of TOV and its typical amplitudes and durations, reference is made to Part 3 "Temporary overvoltages and their stresses on metal oxide surge arresters" of the report.

Rated voltage of a MO arrester specifies the overvoltage capability established in the operating duty tests. (The new IEC standard exists as a secretary paper as per the 6 month rule. "Rated voltage" is used here as it is defined in this coming standard). Different arresters may have the same U_c but different rated voltages *i.e.* they are designed for the same system voltage but could meet different overvoltage requirements.

An arrester just fulfilling the (coming) IEC standard will have a TOV capability for 10 seconds equal to or greater than the rated voltage after being preheated to 60°C and dissipating a specified energy. The energy is defined by two subsequent line discharges of the relevant line discharge class for 10 kA surge arresters of discharge classes 2 and 3 and for 20 kA arresters of discharge classes 4 and 5. For 5 kA arresters as well as for 10 kA arresters of discharge class 1 the energy is taken by one high current impulse. For 20 kA High Lightning Arresters the energy is taken by three high current impulses.

The energy absorbed by the arrester in these tests prior to the application of rated voltage should be stated by the manufacturer. A guide to find approximately the energy generated in the MO arrester depending on line discharge class and switching impulse residual voltage is given in Figure 6 taken from Ref [1].

3.1 Simplified procedure

Main reference is made to Part 3 to obtain overvoltage factors for different occurrences of TOV and type of systems. To cover most common system situations, however, the following selection of U_r is suggested:

Amplitude and duration of TOV known

- For duration ≤ 10 s select $U_r \geq \text{TOV}$
- For duration ≤ 100 s select $U_r \geq 1.05 \times \text{TOV}$
- For duration < 2 h consult manufacturer's TOV curves
- For duration ≥ 2 h consider the TOV as continuous and select U_c equal to TOV.

TOV not known

For directly earthed neutral systems:

Assume TOV = 1.5 p.u. ($1 \text{ p.u.} = U_m \times \sqrt{2/\sqrt{3}}$) with a duration of 10 s and

select $U_r \geq \text{TOV}$. This will cover most cases including some combined effects of earth faults and load rejections due to the following reasons:

- The duration of earth faults is usually less than 1 s
- U_m is usually 5-10% higher than the normal operating voltage
- U_r is defined for 10 s and thus the 1 s TOV capability will be approximately 5% higher

For resonant earthed and isolated neutral systems:

Assume TOV = 1.73 p.u. ($1 \text{ p.u.} = U_m \times \sqrt{2/\sqrt{3}}$)

For fault clearing time ≤ 10 s, select $U_r \geq \text{TOV}$

For fault clearing time ≤ 100 s, select $U_r \geq 1.05 \times \text{TOV}$

For fault clearing time < 2 h, consult manufacturer's TOV curves

For fault clearing times ≥ 2 h, consider the TOV as continuous and select U_c equal to the normal system operating voltage

For other systems consult Part 3. For resonant earthed systems with long radial lines special consideration must be taken. A computer study is recommended if arrester rated voltages $\geq 1.2 \times U_m$ is not acceptable from insulation co-ordination (protection level) point of view.

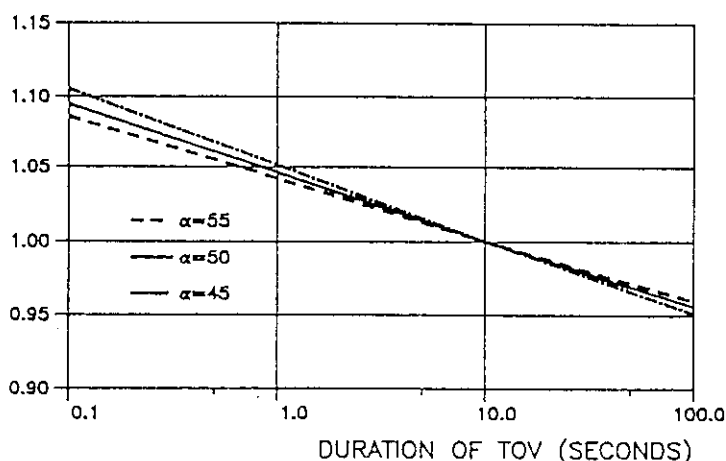
3.2 Complete procedure

To apply this method a detailed knowledge of magnitudes and durations of TOV is preferable. Furthermore, since the basic frequency of the TOV may differ considerably from the power frequency, two cases are considered — one with a TOV with a frequency of oscillation equal to or close to the power frequency and one with frequencies different from the power frequency.

3.2.1 Selection considering TOV with a frequency of oscillation equal to or close to the power frequency

By applying the 10-second overvoltage definition for rated voltage, it is possible to directly compare one point on a known TOV distribution curve with the arrester capability. As a first step in the selection procedure the rated voltage should be selected equal to or higher than the 10 second overvoltage, TOV_{10} . If TOV_{10} is not known but some other TOV with durations in the

PERMISSIBLE TOV IN p.u. OF THE 10 seconds (TOV_{10}) OVERVOLTAGE CAPABILITY



Permissible TOV in p.u. of the 10 seconds (TOV_{10}) overvoltage capability : TOV admissible en p.u. du type surtensions de 10 secondes (TOV_{10})

Figure 1. Courbe des TOV possibles pour un parafoudre dépassant à peine les critères de la CEI.

Figure 1. TOV capability curve for an arrester just passing the IEC criteria.

mais si l'on connaît d'autres TOV avec des durées dans la gamme de 0,1 à 100 secondes, la Figure 1 peut être utilisée pour recalculer approximativement TOV_{10} par rapport à la TOV connue.

La Figure 1 est tracée en partant de l'hypothèse d'un parafoudre remplissant juste les conditions requises par la CEI en matière de tension nominale.

L'énergie dissipée dans le parafoudre pendant une TOV sinusoïdale est :

$$W = T \times K_1 \times u \times i$$

où
 T = durée de la TOV
 K_1 = constante
 u = crête de tension
 i = crête d'intensité

En outre $i = K_2 \times u^\alpha$

Avec α égal à 50, ce qui est tout à fait raisonnable pour un parafoudre passant le test de la CEI, et pour la plage de courant qui nous intéresse, l'énergie 10 secondes pendant TOV_{10} peut être recalculée pour n'importe quel temps et n'importe quelle amplitude de TOV dans la plage de 0,1 à 100 secondes en utilisant l'équation ci-après :

$$TOV_T = TOV_{10} \times \left(\frac{10}{T}\right)^{\frac{1}{\alpha+1}}$$

où
 TOV_T = TOV avec une durée de T secondes
 T = durée en secondes

Pour des temps plus longs, le refroidissement, qui dépend de la conception du parafoudre, doit être pris en considération. L'utilisateur doit alors consulter les catalogues du fabricant.

Les données du fabricant peuvent être différentes de celles de cette courbe du fait d'un coefficient différent de non-linéarité (à la Figure 1, des courbes pour $\alpha = 45$ et $\alpha = 55$ sont également données), du fait de la marge de tension nominale en fonction du test de la CEI, etc. Le contrôle final doit donc être réalisé par comparaison entre la TOV connue et les courbes du fabricant, lesquelles doivent avoir été établies en fonction des mêmes principes que ceux utilisés pour vérifier la tension nominale conformément aux tests de la CEI avec l'énergie préalablement indiquée.

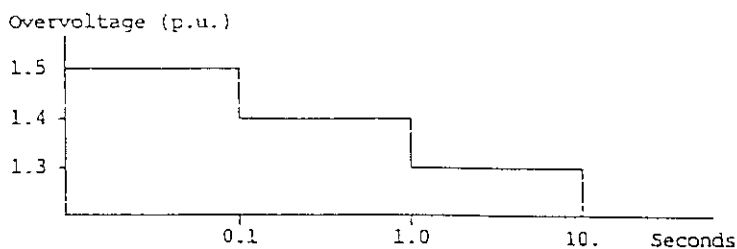


Figure 2. Exemple de profil de surtension pour un réseau de 420 kV (1 p.u. = $420 \times \sqrt{2}/\sqrt{3}$).
 Figure 2. Example of overvoltage profile for a 420 kV system (1 p.u. = $420 \times \sqrt{2}/\sqrt{3}$).

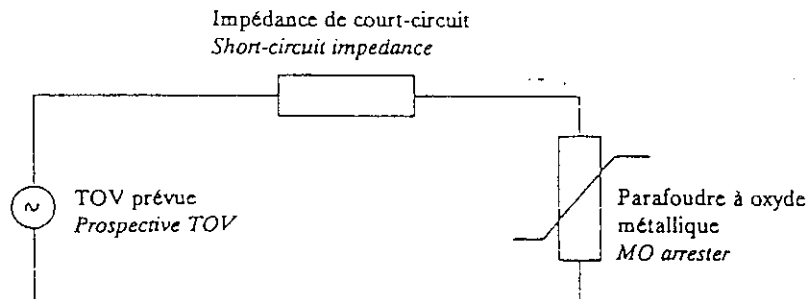


Figure 3. Circuit permettant d'estimer l'énergie du parafoudre à oxyde métallique pendant la TOV.
 Figure 3. Circuit to estimate MO arrester energy during TOV.

En utilisant la Figure 1, il est possible de vérifier d'autres TOV connues et de reconsidérer le cas échéant la sélection de la tension nominale. En outre, des TOV d'amplitudes différentes se produisant au même instant de défaut peuvent être recalculées et ajoutées pour donner une TOV équivalente d'une seule amplitude et d'une seule durée.

Prendre la Figure 2 comme exemple.

Premièrement : Recalculer pour une même amplitude (dans ce cas, choisir par exemple 1,5 p.u.)

1,3 p.u. pendant 9 s correspond à 1,5 p.u. dans $(1,3/1,5)^{51} \times 9 = 0,006$ s

1,4 p.u. pendant 0,9 s correspond à 1,5 p.u. dans $(1,4/1,5)^{51} \times 0,9 = 0,03$ s

Une TOV équivalente d'une amplitude de 1,5 p.u. aura donc une durée approximative de $0,1 + 0,03 + 0,006 = 0,14$ s

Deuxièmement : Recalculer pour une surtension TOV_{10} équivalente de 10 secondes.

$$TOV_{10} = 1,5 \times \left(\frac{0,14}{10}\right)^{\frac{1}{51}} = 1,38 \text{ p.u.} = 335 \text{ kV eff.}$$

Troisièmement : Choisir la tension nominale standard du parafoudre immédiatement supérieure à 335 kV eff. ou un parafoudre avec une capacité de TOV de 10 secondes supérieure ou égale à 335 kV eff.

Après une sélection préliminaire de la tension nominale, une dissipation d'énergie éventuelle avant TOV doit être considérée. Pour estimer l'énergie, une sélection préliminaire du niveau de protection doit également être faite dans la mesure où la dissipation d'énergie due aux surtensions de manœuvre et aux chocs de foudre est fonction du niveau de protection du parafoudre, comme indiqué aux Figures 6 à 9. Connaissant la tension nominale minimale (TOV_{10}) et l'énergie requise, il est possible de consulter les catalogues du fabricant pour procéder à la sélection finale de la tension nominale du parafoudre et pour contrôler également les possibilités de TOV spécifiques.

3.2.1.1 Effets de l'impédance de court-circuit

Avant que le choix final ne soit fait, il peut être utile de considérer l'impédance de court-circuit vue du parafoudre à oxyde métallique pendant une TOV. La Figure 1 est établie en suppo-

range 0.1-100 seconds is known Figure 1 can be used to approximately recalculate the known TOV to TOV₁₀.

Figure 1 is drawn based on the assumption of an arrester just fulfilling the IEC requirements of rated voltage.

Energy dissipated in the arrester during a sinusoidal TOV:

$$W = T \times K_1 \times u \times i$$

where

T = duration of TOV

K_1 = constant

u = voltage crest

i = current crest

Furthermore $i = K_2 \times u^\alpha$

With α equal to 50, which is quite reasonable for an arrester just passing the IEC test and for the current range of interest, the 10-second energy during TOV₁₀ can be recalculated to any time and amplitude of TOV in the range 0.1-100 seconds by using the equation:

$$TOV_T = TOV_{10} \times \left(\frac{10}{T}\right)^{\frac{1}{\alpha+1}}$$

Where

TOV_T = TOV with a duration of T seconds

T = duration in seconds

For longer times cooling, which depends on arrester design must be considered. The user must then consult manufacturers' catalogues.

Manufacturers' data may differ from this curve due to a different coefficient of nonlinearity (in Figure 1 curves for $\alpha = 45$ and $\alpha = 55$ are also shown), margin in rated voltage according to the IEC test etc. The final check must thus be done comparing known TOV with the manufacturer's curves which must have been established according to the same principles as used to verify the rated voltage according to the IEC test with the prior energy stated.

By using Figure 1, other known TOV can be checked and if necessary the selection of rated voltage reconsidered. In addition TOV of different amplitudes occurring at the same instant of fault can be recalculated and added to give an equivalent TOV of only one amplitude and one duration.

As an example consider Figure 2.

Firstly : Recalculate to one amplitude (in this case select e.g. 1.5 p.u.)

1.3 p.u. during 9 s corresponds to 1.5 p.u. in $(1.3/1.5)^{51} \times 9 = 0.006$ s

1.4 p.u. during 0.9 s corresponds to 1.5 p.u. in $(1.4/1.5)^{51} \times 0.9 = 0.03$ s

An equivalent TOV with amplitude 1.5 p.u. will thus have an approximate duration of $0.1+0.03+0.006 = 0.14$ s

Secondly : Recalculate to an equivalent 10 seconds overvoltage TOV₁₀

$$TOV_{10} = 1,5 \times \left(\frac{0,14}{10}\right)^{\frac{1}{51}} = 1,38 \text{ p.u.} = 335 \text{ kV eff.}$$

Thirdly : Select a standard arrester rated voltage next higher to 335 kV rms or an arrester with 10-second TOV capability greater than or equal to 335 kV rms.

After the preliminary selection of rated voltage, possible energy dissipation prior to TOV must be considered. To estimate the energy a preliminary selection of the protective level must also be done since energy dissipation due to switching and lightning overvoltages is a function of the protective level of the arrester as shown by Figures 6 to 9. By knowing the minimum rated voltage (TOV₁₀ and the energy requirement manufacturers' catalogues can be consulted for the final selection of arrester rated voltage and also for checking of the specific TOV capability.

3.2.1.1 Effect of short-circuit impedance

Before the final choice is made it may be worthwhile to consider the short-circuit impedance seen from the MO arrester during a TOV. Figure 1 is established by assuming an infinite short-circuit power of the voltage supply. For very high TOV compared with the rated voltage of the MO arrester and for a limited short-circuit power the arrester may limit the open-circuit overvoltage, i.e. the prospective TOV,

considerably and much less energy than expected will be dissipated in the arrester. The curve according to Figure 1 will thus be very conservative.

By using the simplified circuit of Figure 3 the actual energy dissipated during TOV can be estimated.

In Figure 4 the result from a calculation using the circuit in Figure 3 and with an assumed MO characteristics according to Table I is given. The short-circuit impedance is assumed to be pure inductive.

As seen from Figure 4 a MO arrester can withstand approximately a 10-times longer TOV at 1.3 p.u. if the prospective short-circuit current is reduced from 40 to 0.5 kA rms. On the other hand the arrester current is too low at 1.1 p.u. to affect the prospective overvoltage even at only 0.5 kA rms in short-circuit current.

3.2.2 Selection considering TOV with a frequency different from power frequency

Generally the origins of TOV with frequencies different from power frequency, i.e. harmonics, are resonant conditions which shall be avoided in the design of the system. Usually such TOV occur only in special cases and therefore should not be considered when selecting the rated voltage of an arrester. In Part 4 "Stresses in metal oxide surge arresters due to temporary harmonic overvoltages" the problem has been dealt with in detail. Here therefore, only a short principal discussion will be presented and the arresters are not assumed to be installed to limit harmonic overvoltages.

Below the "knee-point" of the voltage-current characteristics of a MO arrester the power losses depend on temperature as well as on the frequency of the voltage applied.

However, an arrester designed to pass the IEC tests just fulfilling the requirement of rated voltage applied

TABLEAU I. / TABLE I.

Tension en p.u. de la tension nominale Voltage in p.u. of rated voltage	Crête de courant A Current A peak	Coefficient de non-linéarité α dans l'équation $i = k \times u^\alpha$ Coefficient of non-linearity α in the equation $i = k \times u^\alpha$
1.0	8.5×10^{-3}	50
1.1	1.	50
1.2	77.5	50 30
1.3	855.	30

sant une puissance de court-circuit illimitée de l'alimentation de tension. Pour une TOV très élevée par comparaison à la tension nominale du parafoudre à oxyde métallique, et pour une puissance de court-circuit limitée, le parafoudre peut limiter considérablement la surtension circuit ouvert, c'est-à-dire la TOV prévue, et une quantité d'énergie bien inférieure à celle attendue sera dissipée dans le parafoudre. La courbe d'après la Figure 1 sera donc très prudente.

Si l'on utilise le circuit simplifié de la Figure 3, il est possible d'estimer l'énergie réelle dissipée pendant la TOV.

On trouvera à la Figure 4 le résultat d'un calcul effectué en utilisant le circuit de la Figure 3 et en partant de l'hypothèse de caractéristiques du parafoudre à oxyde métallique conformes à celles indiquées au Tableau I. L'impédance de court-circuit est supposée purement inductive.

Comme le montre la Figure 4, un parafoudre à oxyde métallique peut supporter une TOV environ 10 fois plus longue à 1,3 p.u. si l'intensité de court-circuit prévue est réduite de 40 à 0,5 kA eff. Par ailleurs, le courant du parafoudre est trop faible à 1,1 p.u. pour affecter la surtension présumée, même à une intensité de court-circuit de seulement 0,5 kA efficace.

Sélection en partant d'une TOV à une fréquence différente de la fréquence industrielle.

Les origines de la TOV à des fréquences différentes de la fréquence industrielle, c'est-à-dire aux fréquences harmoniques, correspond généralement à des conditions de résonance qui sont à éviter dans la conception du réseau. Ces TOV ne se produisent généralement que dans des cas spécifiques et ne doivent donc pas être prises en considération lors de la sélection de la tension nominale d'un parafoudre. Dans la 4^e partie "Contraintes sur les parafoudres à oxyde métallique dues aux surtensions temporaires harmoniques", le problème a été traité en détail : nous ne ferons donc ici que le survoler, et l'installation d'un parafoudre n'a pas pour but de limiter les surtensions harmoniques.

En dessous du "point d'articulation" de la courbe tension-intensité d'un parafoudre à oxyde métallique, les pertes en ligne dépendent de la

TABLEAU I. / TABLE II.

Overvoltage p.u.	Duration $\tau_1 - \tau_2$ ms	Duration of equivalent 50 Hz TOV giving the same energy ms	Duration of equivalent TOV with amplitude 1.5 p.u. giving the same energy ms
1.3	5.0	5.0	0.0034
1.4	5.0	5.0	0.148
1.4	7.5	7.5	0.222
1.5	12.0	12.0	12.
1.3	5.5	5.5	0.0037
1.4	8.5	8.5	0.252
1.3	6.0	6.0	0.004
1.5	2.5	2.5	2.5
1.4	4.0	4.0	0.119
			Σ 15.3 ms

Duration of equivalent 50 Hz TOV giving the same energy ms :
Durée de la TOV 50 Hz équivalente donnant la même énergie, en ms
Duration of equivalent TOV with amplitude 1.5 p.u. giving the same energy ms :
Durée de la TOV équivalente avec amplitude de 1,5 p.u. donnant la même énergie en ms.

température comme de la fréquence de la tension appliquée.

Un parafoudre conçu pour passer les essais de la CEI en répondant juste à la condition d'application de la tension nominale pendant 10 secondes aura cependant très vraisemblablement une tension nominale définie au-dessus du "point d'articulation" des courbes.

Le mécanisme de conduction est différent dans la région au-dessus du "point d'articulation" par comparaison à la région du courant de fuite, et il est indépendant de la température et de la fréquence.

Pour une TOV supérieure à la capacité de surtensions pendant 10 secondes, c'est-à-dire la tension nominale conformément à la CEI, il peut donc être supposé que le rapport entre les énergies W_1 et W_2 absorbées pendant une demi-alternance aux fréquences f_1 et f_2 est :

$$\frac{W_1}{W_2} = \frac{f_2}{f_1} = \frac{\tau_1}{\tau_2}$$

pour la même amplitude de tension, où τ correspond à la durée d'une demi-alternance.

En conséquence, pour une même amplitude de tension, la capacité du parafoudre en secondes est la même, quelle que soit la fréquence, si la durée est inférieure à 10 secondes, c'est-à-dire que la TOV doit être au-

dessus de la tension nominale conformément aux hypothèses.

Si l'on applique la méthode simplifiée décrite au paragraphe 3.2.1 et si l'on utilise le rapport entre les énergies à des fréquences différentes, il est possible de déterminer une surtension équivalente de 10 secondes (TOV_{10}) à la fréquence industrielle, cette surtension pouvant servir de base pour la sélection de U_r .

On prendra comme exemple une TOV conforme à la Figure 5.

Dans le tableau II, la TOV est évaluée et recalculée pour une TOV équivalente à 50 Hz avec une amplitude (1,5 p.u.) et une durée (15,3 ms)

La surtension 10 secondes équivalente (TOV_{10}) est alors déterminée comme :

$$TOV_{10} = 1,5 \times \left(\frac{0,0153}{10} \right)^{\frac{1}{51}} = 1,32 \text{ p.u.}$$

Une tension nominale de parafoudre standard égale ou supérieure à 1,32 p.u. doit être sélectionnée. (Ou un parafoudre avec une capacité de TOV 10 s \geq 1,32 p.u.)

3.2.2.1 Effet de l'impédance de court-circuit pour une TOV résonnant sur des fréquences harmoniques

Une source inductive pure pour une TOV résonnant à une fréquence harmonique donnerait une figure équi-

during 10 seconds will most probably have the rated voltage defined above the "knee-point" of the characteristics.

The conduction mechanism is different in the region above the "knee-point" compared with the leakage current region and independent of temperature and frequency.

For a TOV higher than the 10 second overvoltage capability i.e. the rated voltage according to IEC it can be assumed, therefore, that the ratio between the energies W_1 and W_2 absorbed during one half cycle at the frequencies f_1 and f_2 is

$$\frac{W_1}{W_2} = \frac{f_2}{f_1} = \frac{\tau_1}{\tau_2}$$

for the same voltage amplitude, where τ is the duration of one half cycle.

The consequence of this is that for the same voltage amplitude the arrester capability is the same in seconds independent of frequency if the duration is less than 10 s i.e. the TOV must be above the rated voltage according to the assumptions made.

By applying the simplified method outlined in clause 3.2.1 and using the ratio between energies at different frequencies an equivalent 10 s overvoltage (TOV_{10}) at power frequency can be determined on which to base the selection of U_r .

As an example consider a TOV according to Figure 5.

In Table II the TOV is evaluated and recalculated to one equivalent TOV at 50 Hz with one amplitude (1.5 p.u.) and one duration (15.3 ms).

The equivalent 10 s overvoltage (TOV_{10}) is then determined as:

$$TOV_{10} = 1,5 \times \left(\frac{0,0153}{10} \right)^{\frac{1}{51}} = 1,32 \text{ p.u.}$$

A standard arrester rated voltage equal to or higher than 1.32 p.u. should be selected. (Or an arrester with 10 s TOV capability ≥ 1.32 p.u.)

3.2.2.1 Effect of the short-circuit impedance for harmonic TOV

Assuming a pure inductive source for harmonic TOV will result in a figure equivalent to Figure 4 but due to the higher frequency the effect of the source impedance will be even more pronounced.

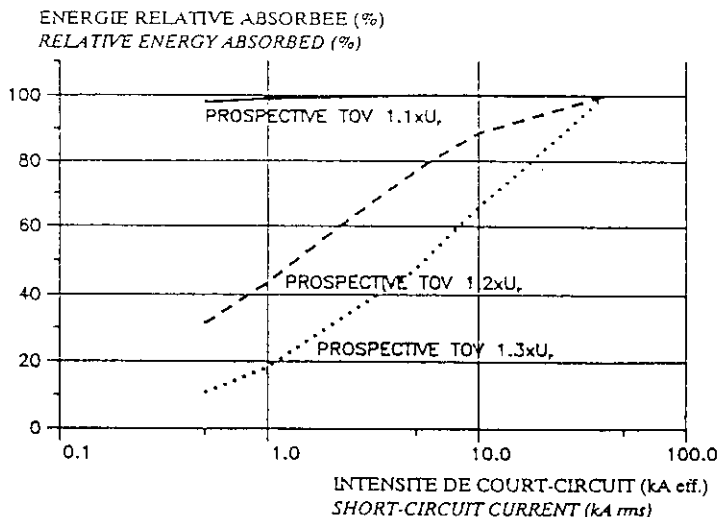


Figure 4. Effet de l'impédance de court-circuit de la source (Fréquence 50 Hz) sur l'énergie dissipée du parafoudre.

Figure 4. Effect of the short-circuit impedance of the source (Frequency 50 Hz) on arrester dissipated energy.

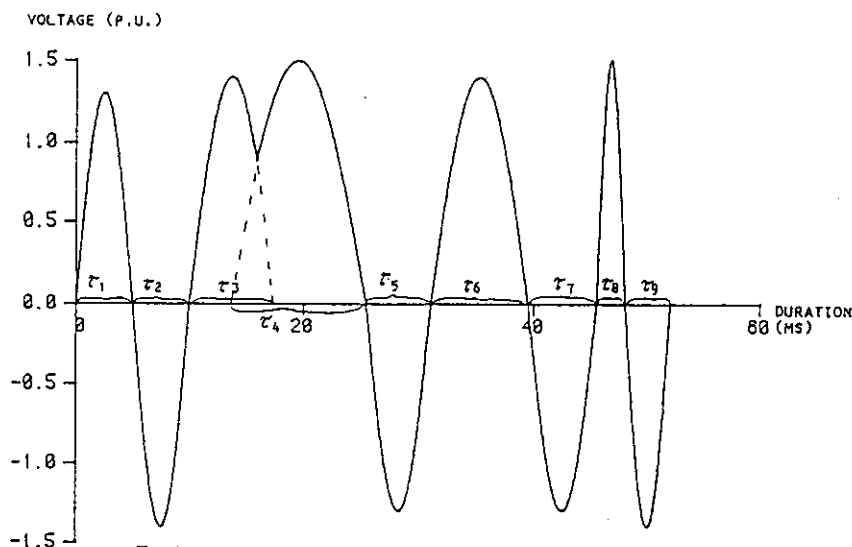


Figure 5. Exemple de TOV comprenant plusieurs fréquences différentes de la fréquence industrielle. La TOV ne doit pas être prise comme réaliste et n'est utilisée que comme exemple pour la procédure.

Figure 5. Example of TOV comprising several frequencies different from power frequency. The TOV shall not be seen as realistic and is only used to exemplify the procedure.

However, when conditions for resonance exist, the equivalent scheme for the source impedance usually is much more complex than can be modelled by a simple inductive source. This is discussed in detail in Part 4.

4. SELECTION OF THE NOMINAL DISCHARGE CURRENT

The same recommendations as for the old type of arresters with gaps are valid i.e.:

For systems with $U_m \leq 52$ kV use a nominal discharge current, $I_n = 5-10$ kA

For systems with $U_m \leq 300$ kV use $I_n = 10$ kA

For systems with $U_m > 300$ kV use $I_n = 10-20$ kA

5. INSULATION CO-ORDINATION-SELECTION OF PROTECTION LEVEL

An insulation co-ordination has to be carried out. The most important

SPECIFIC ENERGY kJ/kV (U_r)

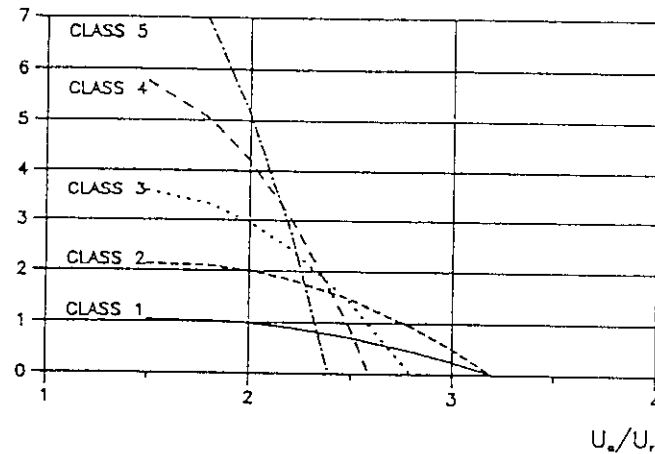


Figure 6. Energie spécifique en kJ/ U_r en fonction du rapport de la tension résiduelle du choc de manœuvre, U_a , sur U_r . Paramètre : classe d'amorçage de ligne.

Figure 6. Specific energy in kJ/ U_r dependent on the ratio switching impulse residual voltage, U_a , to U_r . Parameter: Line discharge class.

valente à celle de la Figure 4, mais du fait de la fréquence plus élevée, l'effet de l'impédance de source serait encore plus prononcé. Dans des conditions de résonance, le schéma équivalent pour l'impédance de source est cependant généralement beaucoup plus complexe que celui pouvant être modélisé par une simple source d'induction. Cela est abordé en détail dans la 4^e Partie.

4. SÉLECTION DU COURANT DE DÉCHARGE NOMINALE

Les mêmes recommandations que pour les anciens types de parafoudres avec éclateurs sont valables, c'est-à-dire :

Pour des systèmes avec $U_m \leq 52$ kV, utiliser un courant de décharge nominale $I_n = 5-10$ kA

Pour des systèmes avec $U_m \leq 300$ kV, utiliser $I_n = 10$ kA

Pour des systèmes avec $U_m > 300$ kV, utiliser $I_n = 10-20$ kA

5. COORDINATION-SÉLECTION D'ISOLEMENT DU NIVEAU DE PROTECTION

Une coordination d'isolement a été réalisée. Les paramètres les plus importants impliqués dans ce processus sont les suivants :

- L'amplitude présumée et la raideur du front de la surtension

- La distance entre le parafoudre et les objets protégés
- Le niveau d'isolement, l'impédance caractéristique et/ou la capacité de l'objet protégé
- La marge de sécurité de conception pour l'isolement du matériel et de la station (généralement 20 %, conformément aux indications du document de la CEI 71-1976),
- Un risque acceptable en fonction de l'importance de la station
- Le nombre et l'emplacement des parafoudres.

Pour toutes autres informations, se reporter à la 5^e Partie "Performances de protection des parafoudres à oxyde métallique" et aux documents de la CEI 71-1, 71-2 et 71-3.

6. SÉLECTION DE LA CAPACITÉ ÉNERGÉTIQUE

6.1 Energies associées aux essais standard

Conformément à la future norme de la CEI ainsi qu'à la norme ANSI/IEEE pour les parafoudres à oxyde métallique, les parafoudres ou sections de parafoudres doivent être soumis à un certain nombre d'essais, y compris des chocs de courant allant de quelques microsecondes à plusieurs millisecondes avec des amplitudes allant de 100 kA à quelques centaines d'ampères en fonction du type de parafoudre. Les énergies absorbées dans ces essais dépendent considérablement du niveau de protection du parafoudre.

Les Figures 6 à 9 indiquent les énergies spécifiques absorbées dans la plupart des essais standard courants. Les énergies sont données en kJ/ U_r en fonction du niveau de protection du parafoudre en kV/ U_r .

La Figure 6 est tirée du document Référence [1] et donne les énergies associées aux classes d'amorçage de ligne, conformément aux indications de la CEI.

SPECIFIC ENERGY kJ/kV (U_r)

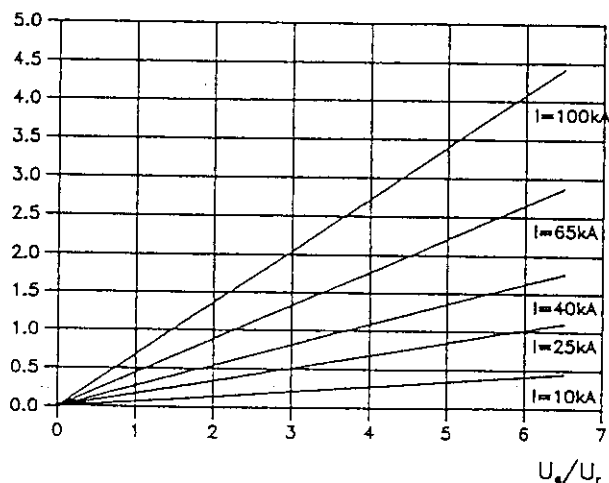


Figure 7. Energie spécifique en kJ/ U_r en fonction du niveau de protection en kV/ U_r pour des chocs de courant de 4/10 μ s. Remarque : le niveau de protection est valable à l'amplitude réelle du courant et non à un courant nominal.

Figure 7. Specific energy in kJ/ U_r dependent on the protective level in kV/ U_r for 4/10 μ s current impulses. Note: The protective level is valid at the actual current amplitude not at a nominal current.

parameters involved in this process are:

- Prospective amplitude and steepness of overvoltage
- Distance between the arrester and protected objects
- Insulation level, surge impedance and/or capacitance of protected object
- Design safety margin for station and equipment insulation (typically 20% as given by IEC 71-1976).
- Acceptable risk *i.e.* the importance of the station
- Number and positioning of arresters

Further information is obtained in Part 5 "Protection performance of metal oxide surge arresters" and from IEC 71-1, 71-2 and 71-3.

6. SELECTION OF ENERGY CAPABILITY

6.1 Energies associated with standard tests

According to the coming IEC standard as well as the ANSI/IEEE standard for MO arresters the arresters or arrester sections shall be subjected to a number of tests including current impulses from a few microseconds to milliseconds with amplitudes from 100 kA to a few hundreds of amperes depending on arrester type. The energies absorbed in these tests are considerably dependent on the protective level of the arrester.

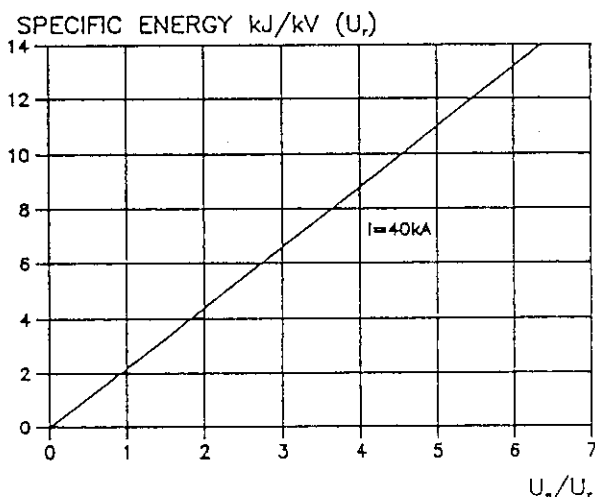


Figure 9. Energie spécifique en kJ/ U_r , en fonction du niveau de protection en kV/ U_r , pour des chocs de courant de 30/80 μ s. Remarque : le niveau de protection est pris à 40 kA.

Figure 9. Specific energy in kJ/ U_r , dependent on the protective level in kV/ U_r , for 30/80 μ s current impulses. Note: The protective level is taken at 40 kA.

SPECIFIC ENERGY kJ/kV (U_r)

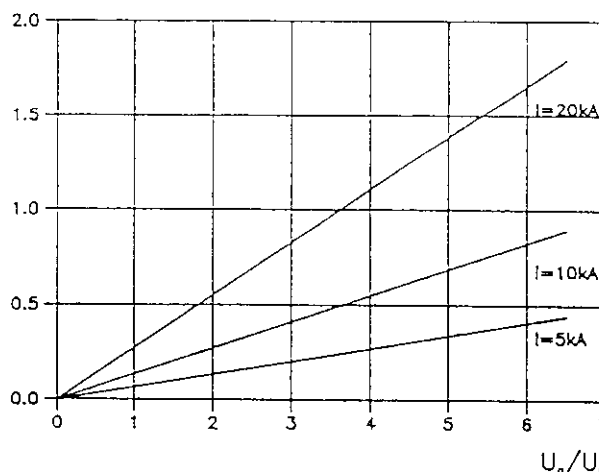


Figure 8. Energie spécifique en kJ/ U_r , en fonction du niveau de protection en kV/ U_r , pour des chocs de courant de 8/20 μ s. Paramètre : amplitude du courant. Remarque : le niveau de protection est valable au courant réel et non à un courant nominal.

Figure 8. Specific energy in kJ/ U_r , dependent on the protective level in kV/ U_r for 8/20 μ s current impulses. Parameter: Current amplitude. Note: the protective level is valid at actual current not at a nominal current.

In Figures 6 to 9 specific energies absorbed in the most common standard tests are shown. The energies are given in kJ/ U_r , as a function of the arrester protective level in kV/ U_r .

Figure 6 is taken from Ref [1] and gives the energies associated with the line discharge classes as per IEC.

Figures 7 to 9 are representative for the standard current tests with impulses of 4/10 μ s, 8/20 μ s and 30/80 μ s respectively.

The energies have for all cases been calculated by assuming the voltage to be constant during the discharge and the current is taken as a pure sine wave with a minimum time to half value on the tail according to given tolerances in the standard.

6.2 Arrester energies resulting from switching of transmission lines

Switching-in against a trapped charge on a transmission line is generally considered to be the decisive case for an arrester installed at the open far end of the line. Calculated arrester energies should preferably be compared with the energies absorbed in the line discharge test.

An energy selection procedure firstly assumes that the decisive energy stress as a function of arrester protective level is calculated or estimated by any suitable method. (In Ref [3] typically figures are found) secondly a preliminary choice of arrester rated voltage, protective level as well as current and line discharge class is made and the relative protective level in kV per kV arrester rated voltage is determined.

Thirdly the energy is compared with energies absorbed in the line discharge classes according to Figure 6 and a suitable class is chosen which meets the requirements. Protective level

Les Figures 7 à 9 représentent les essais de courant standard avec des impulsions de respectivement 4/10 μs , 8/20 μs et 30/80 μs .

Les énergies ont dans tous les cas été calculées en supposant une tension constante pendant l'amorçage et un courant sous forme d'onde sinusoïdale pure impliquant un temps minimal pour réduire la valeur de moitié sur la queue d'onde conformément aux tolérances données dans la norme.

6.2 Énergies du parafoudre résultant de la commutation de ligne de transmission

Une commutation en regard d'une charge piégée sur une ligne de transmission est généralement considérée comme étant décisive pour un parafoudre installé à l'extrémité circuit ouvert la plus éloignée de la ligne. Les énergies calculées du parafoudre doivent être comparées de préférence aux énergies absorbées lors du test d'amorçage de ligne.

Une méthode de sélection d'énergie suppose tout d'abord que la contrainte énergétique décisive en fonction du niveau de protection du parafoudre soit calculée ou estimée par une méthode appropriée quelle qu'elle soit. (On trouvera des chiffres typiques dans le document Référence [3]). Il est ensuite procédé à un choix préliminaire de la tension nominale du parafoudre, du niveau de protection et de la classe d'amorçage de ligne et de courant, et le niveau de protection en kV pour la tension nominale du parafoudre en kV est ainsi déterminé.

L'énergie est enfin comparée aux énergies absorbées suivant les classes d'amorçage de ligne conformément à la Figure 6, et une classe appropriée répondant aux conditions requises est choisie. Le niveau de pro-

tection et/ou la tension nominale peuvent être reconsidérés.

6.2.1 Méthode complète

Plusieurs fabricants ont présenté des courbes qui montrent que les possibilités énergétiques des blocs à oxyde métallique sont fonction de l'amplitude du courant et de la durée de l'impulsion, c'est-à-dire que la capacité énergétique du parafoudre augmente à mesure que le temps d'injection d'énergie augmente.

La méthode de sélection peut donc être affinée si la durée de décharge réelle et la forme d'onde du courant sont prises en compte, ce qui suppose bien évidemment une très bonne connaissance des contraintes réelles.

Le test d'amorçage de ligne de la CEI comprend en outre des décharges répétées, et la stabilité thermique du parafoudre doit être vérifiée pour deux décharges consécutives séparées de 50 à 60 secondes. Pour des opérations simples, un parafoudre peut généralement supporter une énergie plus élevée que celle déterminée par un amorçage de ligne comme à la Figure 6. Cette "capacité énergétique simple" est normalement indiquée par le fabricant avec des limites différentes pour des fabricants différents en ce qui concerne la durée d'impulsion et/ou l'amplitude de courant. Comme il est également fort peu probable qu'une fermeture de disjoncteur se produise deux fois en une minute au moment le plus défavorable en ce qui concerne l'énergie du parafoudre, il peut s'avérer trop prudent de faire des prévisions pour deux décharges consécutives.

Le courant réel du parafoudre résultant de la commutation de la ligne de transmission ne ressemble pas à une onde carrée comme dans les essais standard. La durée de la décharge peut également différer de celle prescrite (tableau III).

De façon à faire une comparaison avec les essais standard, les contraintes réelles peuvent être recalculées par rapport aux contraintes obtenues au cours des essais standard.

Si l'on ne dispose pas d'informations émanant d'un fabricant, on peut supposer que la capacité énergétique suit une équation de la forme :

$$W = W_0 \times \left(\frac{T}{T_0}\right)^n \quad (1)$$

où :

W_0 = la capacité énergétique pour une onde de courant carré de durée T_0

W = la capacité énergétique pour une onde de courant carré de durée T .

L'exposant n peut être différent pour des fabricants différents. Les essais de la norme actuelle de la CEI ou d'autres normes ne permettent pas d'établir avec précision une valeur prudente de n . Dans la mesure où l'influence du temps T sur la capacité énergétique n'est pas négligeable, des procédures et des essais de vérification sont nécessaires pour l'avenir. Un exposant pouvant être utilisé sur la base des essais existants peut être déterminé à partir de l'essai de choc de courant élevé et de la classe d'amorçage de ligne du parafoudre. Le choc de courant 8/20 μs donne, conformément à la Figure 8, une énergie généralement inférieure et n'est donc pas utilisé.

Dans la mesure où l'équation (1) repose sur des ondes de courant carrées, le choc de courant élevé avec une forme d'onde 4/10 μs est tout d'abord recalculé par rapport à une onde de courant carrée équivalente, comme indiqué à la Figure 10.

Pour un parafoudre répondant à la classe d'amorçage de ligne 4 passant le test de courant élevé à 100 kA, et absorbant respectivement les énergies 4,2 kJ/kV et 2,2 kJ/kV, n est déterminé comme :

$$n = \frac{\ln(W/W_0)}{\ln(T/T_0)} = \frac{\ln(2,2/4,2)}{\ln(6,9/2800)} = 0,11$$

La procédure n'est pas assez précise dans la mesure où un niveau de protection plus élevé donne des énergies plus élevées dans le test de courant élevé. Même si l'inverse est vrai, un parafoudre supportant une énergie,

TABLEAU III. Types d'amorçages de ligne et durée virtuelle du choc de courant (onde rectangulaire) conformément à la CEI.

TABLE III. Line discharge classes and virtual duration of current impulse (rectangular current) as per IEC.

Line discharge class as per IEC	Virtual duration of peak (μs)
1	2000
2	2000
3	2400
4	2800
5	3200

and/or rated voltage may be reconsidered.

6.2.1 Complete procedure

Several manufacturer have presented curves that show that the energy capability of the MO blocks is a function of current amplitude and duration of the impulse *i.e.* the arrester energy capability increases with increasing energy injection time.

The selection procedure may therefore be refined if the actual discharge duration and waveshape of current are taken into account which of course assumes a very good knowledge of actual stresses.

Furthermore the IEC line discharge test comprises repeated discharges and the thermal stability of the arrester has to be verified for two consecutive discharges with 50 to 60 seconds between them. For single operations usually an arrester can withstand a higher energy than determined by one line discharge as per Figure 6. This "single energy capability" is normally given by the manufacturer with different limits for different manufacturers regarding impulse duration and/or current amplitude. As the probability also is very low that breaker closing occurs at maximum unfavourable instant regarding arrester energy twice within one minute, it may be too conservative to design for two consecutive discharges.

The actual arrester current resulting from transmission line switching does not look like a square wave as in the standard tests. The duration of the discharge may also differ from what is prescribed (Table III).

In order to compare with the standard tests, actual stresses can be recalculated to stresses obtained in standard tests.

If no information is available from a manufacturer it can be assumed that the energy capability follows an equation of the form:

$$W = W_0 \times \left(\frac{T}{T_0} \right)^n \quad (1)$$

Where

W_0 = energy capability for a square current wave of duration T_0

W = energy capability for a square current wave of duration T

The exponent n may be different for different manufacturers. The tests in

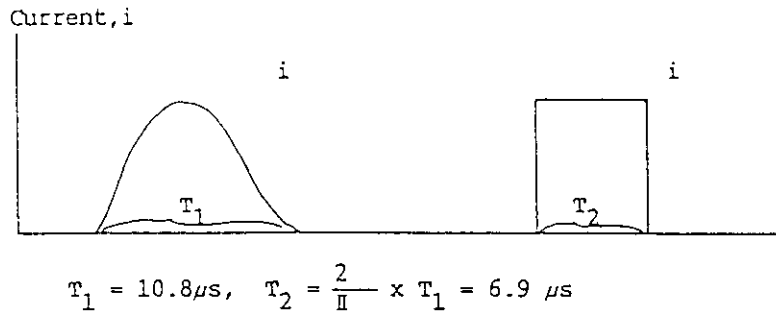


Figure 10. Recalcul d'une onde sinusoïdale 4/10 μ s par rapport à une onde de courant carrée équivalente. (On part de l'hypothèse d'un temps minimal pour réduire la valeur de moitié conformément aux tolérances figurant dans la norme).

Figure 10. Recalculation of a sine wave 4/10 μ s to an equivalent square current wave. (A minimum time to half-value according to given tolerances in the standard is assumed).

present IEC or other standards do not permit the accurately establishment of a conservative value of n . As the influence of the time T on the energy capability is not negligible, procedures and verifying tests are necessary for the future. An exponent, which can be used based on existing tests can be determined from arrester line discharge class and high current impulse test. The 8/20 μ s current impulse gives, according to Figure 8, usually less energy and therefore is not used.

As the equation (1) is based on square current waves the high current impulse with waveshape 4/10 μ s is first recalculated to an equivalent square current as shown by Figure 10.

For an arrester fulfilling line discharge class 4 and passing the high current test at 100 kA absorbing the energies 4.2 kJ/kV and 2.2 kJ/kV respectively n is determined as:

$$n = \frac{\ln(W/W_0)}{\ln(T/T_0)} = \frac{\ln(2,2 / 4,2)}{\ln(6,9 / 2800)} = 0,11$$

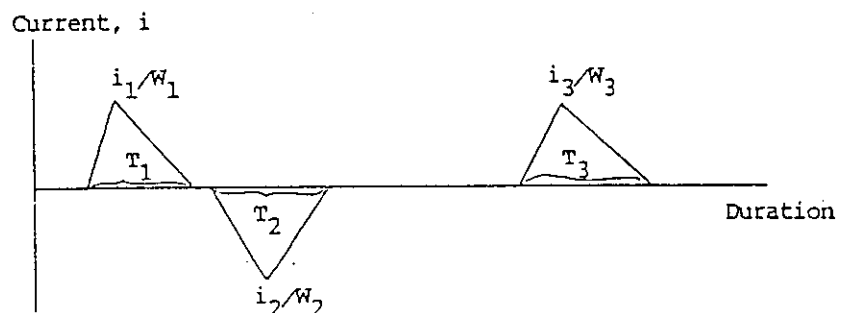


Figure 11. Exemple de cycle de surtensions de manœuvre calculé (forme d'onde de courant triangulaire).

Figure 11. Example of calculated switching surge duty (triangular current wave shape).

plus élevée qu'un autre type dans le test de décharge de ligne semble donc supporter une énergie moins importante dans le test de courant élevé. Par ailleurs, le test d'amorçage de ligne inclut 18 décharges, mais le test de courant élevé se limite seulement à deux chocs. Le point décisif a donc de très faibles chances de se produire.

Les valeurs de n rapportées pour une comparaison aux capacités de résistance énergétique avec le même nombre de chocs appliqués à des durées d'impulsions différentes sont de l'ordre de 0,2 à 0,4.

En outre, il vaut mieux utiliser l'exposant obtenu sur la base des tests de la norme existante qu'une valeur de zéro.

Connaissant le coefficient et les constantes de l'équation (1), un choc quel qu'il soit peut être recalculé par rapport à une onde de courant carré équivalente de durée connue.

Supposons par exemple qu'une estimation d'énergie préliminaire ait indiqué la nécessité d'un parafoudre de la classe 3. Un calcul plus détaillé révèle un cycle de surtensions de manœuvre conforme à la Figure 11.

La commutation a ainsi entraîné trois chocs de courant d'une forme à peu près triangulaire au niveau du parafoudre avec une teneur en énergie et une durée de respectivement W_1 à W_3 et T_1 à T_3 .

Si l'on utilise l'équation (1), la contrainte énergétique imposée au parafoudre peut être recalculée pour un test d'amorçage de ligne de classe 3 avec une durée virtuelle de 2400 μ s et des conditions d'énergie W'

$$W' = W_1 \times \left(\frac{2400}{T_1 \times 0,5} \right)^n + W_2 \times \left(\frac{2400}{T_2 \times 0,5} \right)^n + W_3 \times \left(\frac{2400}{T_3 \times 0,5} \right)^n$$

qui est à comparer aux énergies indiquées à la Figure 6 pour la classe d'amorçage de ligne 3.

(La procédure est assez précise lorsqu'on recalcule un choc unique. En ajoutant l'énergie de plusieurs chocs comme dans cet exemple, la valeur obtenue peut être considérée comme prudente).

Si l'énergie W' est plus élevée que celle indiquée par la Figure 6 pour le niveau de protection choisi, la tension nominale et/ou le niveau de protection peuvent être reconsidérés, ou la com-

paraison peut être répétée pour la classe d'amorçage de ligne immédiatement supérieure.

6.3 Énergies du parafoudre provoquées par la foudre

Connaissant la contrainte énergétique en fonction du niveau de protection (Référence [3]), et avec un choix préliminaire de la tension nominale et du niveau de protection, la contrainte peut être comparée aux énergies absorbées dans les essais standard indiqués aux Figures 6 à 9.

Un paramètre qu'il convient de ne pas oublier lorsqu'on choisit la capacité énergétique est l'expérience avec des parafoudres SiC. Pour la foudre, il n'y a pas de différence essentielle entre les contraintes attendues provoquées par la foudre pour les parafoudres SiC et les parafoudres à oxyde métallique. L'expérience avec un parafoudre SiC pour un certain type de courant peut donc être une bonne base pour sélectionner le même type de courant pour un parafoudre à oxyde métallique.

6.3.1 Procédure complète

Les amplitudes de courant et les formes d'onde réelles diffèrent généralement considérablement de ce qui peut être obtenu dans les essais standard (Référence [1]).

Des énergies décisives dues à la foudre peuvent être attendues avec une durée des chocs beaucoup plus longue que celle indiquée par les chocs de courant standard 4/10 μ s et 8/20 μ s.

Si les énergies attendues dans de tels cas dépassent les valeurs indiquées aux Figures 6 à 9, la même méthode que celle décrite à la Clause 6.1 peut être utilisée pour recalculer en fonction d'une contrainte équivalente à un type de décharge de ligne donné ou aux tests de courant élevé.

6.4 Commutation de condensateur (procédure complète)

La commutation de batteries de condensateur peut imposer aux parafoudres des conditions de service très difficiles, tout particulièrement si l'aspect décisif tient compte des réamorçages monophasés ou biphasés du disjoncteur.

Conformément aux Paragraphes 6.2 et 6.3 (procédure complète) un guide de sélection du parafoudre

approprié peut être obtenu en appliquant la méthode de recalcul de la contrainte d'énergie par rapport à une contrainte équivalente pour une procédure d'essai standard donnée.

La Figure 12 montre un circuit de principe permettant d'estimer les contraintes d'un parafoudre dues à la commutation de condensateurs.

L'inductance et la capacité de la Figure 12 représentent soit une situation en biphasé soit une situation en monophasé, et le "parafoudre" est formé soit de deux parafoudres en série entre phase et terre, soit d'un seul parafoudre entre phase et terre. Il est procédé à un choix préliminaire du niveau de protection et de la tension nominale ainsi que de la classe d'amorçage de ligne et de la capacité de tenue à un courant élevé.

L'énergie W_1 du parafoudre est alors estimée ou calculée suivant la méthode appropriée.

La durée T_1 du courant dans le parafoudre est déterminée par L et C pour avoir à peu près $T_1 = \pi \sqrt{L \times C}$.

Recalculée sur une onde de courant carrée équivalente avec une durée T_2 , cela donne $T_2 = 2/\pi \times T_1$, et comparée à une classe d'amorçage de ligne avec une durée virtuelle T_0 , la capacité énergétique requise W' sera :

$$W' = W_1 \times (T_0/T_2)^n \\ = W_1 \times (T_0/(T_1 \times 2/\pi))^n$$

ce qui doit être comparé aux énergies données pour les différents types de décharge de ligne de la Figure 6.

Le cas échéant, le choix préliminaire du niveau de protection, de la tension nominale du parafoudre et de la capacité d'énergie peut être reconsidéré.

6.5 Résumé de la sélection de la capacité énergétique (procédure complète)

La procédure de sélection d'un parafoudre à oxyde métallique en fonction des contraintes énergétiques estimées et des données d'essais standard est résumée à la Figure 13.

7. POLLUTION (PROCÉDURE COMPLÈTE)

Les effets possibles de la pollution sur les parafoudres à oxyde métallique sont énumérés et traités dans la 2ème Partie "Performances des parafoudres

As an example assume that a preliminary energy estimation has indicated the need for a class 3 arrester. A more detailed calculation has revealed a switching surge duty according to Figure 11.

The switching event thus has resulted in three current impulses of approximately triangular shape through the arrester with energy content and duration of W_1 to W_3 and T_1 to T_3 respectively.

By using equation 1, the energy stress imposed on the arrester can be recalculated to a class 3 line discharge test with a virtual duration of 2400 μ s and energy requirement W'

$W' =$

$$W_1 \times \left(\frac{2400}{T_1 \times 0,5} \right)^n + W_2 \times \left(\frac{2400}{T_2 \times 0,5} \right)^n + W_3 \times \left(\frac{2400}{T_3 \times 0,5} \right)^n$$

to be compared with energies shown in Figure 6 for line discharge class 3. (The procedure is quite accurate when recalculating one single impulse. By adding the energy from several impulses like in this example a conservative value is obtained) If the energy W' is higher than given by Figure 6 for the chosen protective level the rated voltage and/or protective level may be reconsidered or the comparison repeated for the next higher line discharge class.

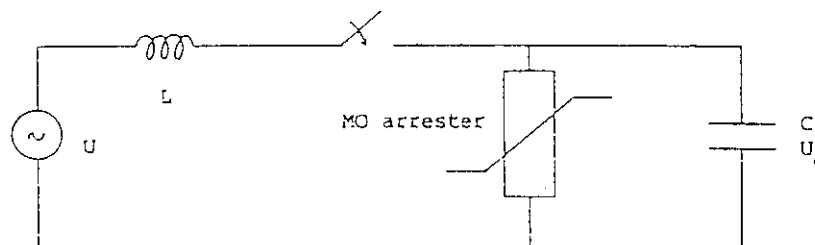
6.3 Arrester energies caused by lightning

Knowing the energy stress as a function of protective level (Ref [3]) and with a preliminary choice of rated voltage and protective level the stress can be compared with absorbed energies in standard tests given in Figures 6 to 9.

A parameter which not has to be forgotten when selecting the energy capability is the experience from SiC arresters. For lightning there is no major difference between expected stresses caused by lightning for SiC arresters and MO arresters. Experience with a certain current class SiC arrester therefore can be a good base for selecting the same current class for a MO arrester.

6.3.1 Complete procedure

Actual current amplitudes and waveforms usually differ considerably from what are obtained in standard tests (Ref [1]).



$U =$ tension maximale entre phases ou entre phase et terre en fonction de la mise à la terre du neutre d'une batterie de condensateurs

$L =$ inductance du réseau d'alimentation soit pour une valeur monophasée soit pour deux phases en série

$C =$ Capacité entre phases ou entre phase et terre en fonction de la mise à la terre du neutre de la batterie de condensateurs

$U_0 =$ charge piégée dans le condensateur

$U =$ max phase-to-phase or phase-to-ground voltage depending on neutral grounding of capacitor bank

$L =$ inductance of supply network either for one-phase value or for two phases in series

$C =$ capacitance phase-to-phase or phase-to-ground depending on neutral grounding of capacitor bank

$U_0 =$ trapped charge in the capacitor

Figure 12. Circuit de principe prenant en considération les contraintes d'un parafoudre dues à la commutation de condensateurs.

Figure 12. Principle circuit to consider arrester stresses due to capacitor switching.

Decisive energies from lightning may be expected with much longer duration of the impulses than given by the standard 4/10 μ s and 8/20 μ s current impulses. If the expected energies in such cases exceed the values given in Figures 6 to 9 the same procedure as described in Clause 6.1 can be undertaken to recalculate to an equivalent stress at some line discharge class or at the high current test.

6.4 Capacitor Switching (complete procedure)

Switching of capacitor banks can impose heavy duties on surge arresters especially if the decisive case takes into account single or two-phase restrikes of the breaker.

In accordance with Clauses 6.2 and 6.3 (complete procedure) a guidance to select a suitable arrester can be obtained by applying the method of recalculating the energy stress to an equivalent stress at some standard test procedure.

Figure 12 shows a principle circuit to estimate arrester stresses due to capacitor switching.

The inductance and capacitance in Figure 12 represent either a two-phase or a single-phase situation and the "arrester" consists of either two phase-to-ground arresters in series or one single phase-to-ground arrester.

A preliminary choice of protective level and rated voltage as well as line discharge class and high current withstand capability is made.

The arrester energy W_1 is then estimated or calculated by any suitable method.

The duration T_1 of the current through the arrester is determined by L and C to approximately $T_1 = \pi \sqrt{L \times C}$.

Recalculated to an equivalent square current wave with duration T_2 this gives $T_2 = 2/\pi \times T_1$ and compared with a line discharge class with virtual duration T_2 to the required energy capability W' will be:

$$W' = W_1 \times (T_0/T_2)^n$$

$$= W_1 \times (T_0/(T_1 \times 2/\pi))^n$$

which should be compared with the energies given for different line discharge classes in Figure 6.

If necessary the preliminary selection of protective level, arrester rated voltage and energy capability is reconsidered.

6.5 Summary of selection of energy capability (complete procedure)

The procedure of selecting a MO arrester based on estimated energy stresses and standard test data is summarized in Figure 13.

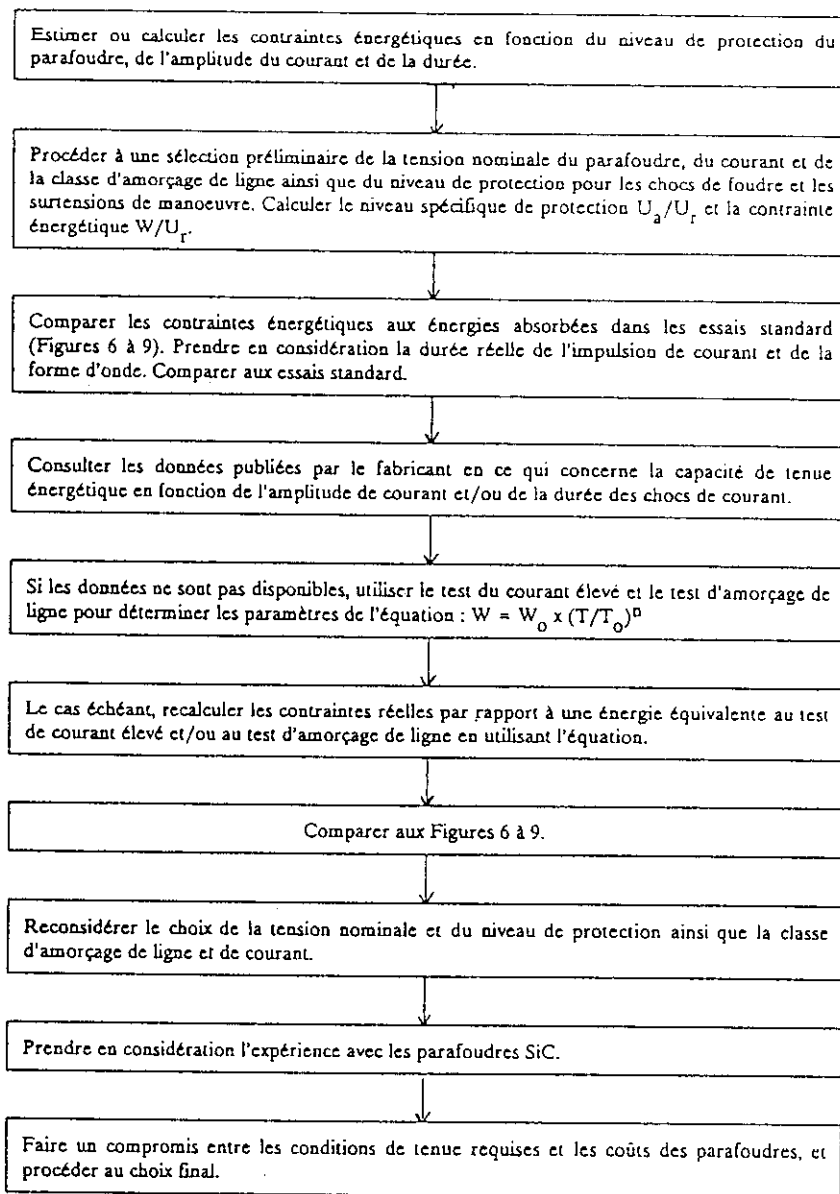


Figure 13. Procédure de sélection, capacité énergétique.

à oxyde métallique sous tension de service".

Le chauffage des blocs à oxyde métallique qui peut se produire dans des conditions de pollution extérieure et qui est mentionné dans la 2^e Partie est dû à la répartition non-linéaire transitoire du parafoudre par la surface conductrice polluée. Pour un niveau de pollution donné, les performances du parafoudre seront donc meilleures si le parafoudre est à même de supporter un degré plus élevé et/ou une plus longue durée de répartition de tension non uniforme. Cela peut être pris en considération dans la procédure de sélection en choisissant une capacité TOV plus élevée pour U_{ca} elle-même, c'est-à-dire une tension nominale plus élevée. De meilleures performances

en ce qui concerne la pollution peuvent également être obtenues par une capacité énergétique plus élevée dans la mesure où cela signifie généralement un volume de blocs plus important et donc une plus faible augmentation de température pour la même énergie absorbée.

Tous les essais en service conformément à la norme commencent par un préchauffage des sections testées à 60°C, ce qui correspond à une moyenne pondérée donnée couvrant l'influence de la température ambiante, le rayonnement solaire et dans une certaine mesure la pollution.

Si la température moyenne des blocs à oxyde métallique pendant un essai de pollution, qui s'avère approprié par des essais comparatifs sur le ter-

rain, augmente au-delà de 60° C, cela donne une situation plus difficile pour le parafoudre que lorsqu'on suit la norme si, pendant les conditions de pollution, le parafoudre est également appelé à dissiper un maximum d'énergie et à supporter une TOV décisive. Le fabricant doit alors contrôler si le parafoudre peut supporter un essai en service avec un préchauffage plus important. Une tension nominale plus élevée pour le même type de parafoudre peut être nécessaire. Cela peut réduire la température atteinte pendant des conditions en service polluées, et la capacité à supporter une TOV associée à la dissipation d'énergie à une température élevée s'en trouvera améliorée.

D'autres paramètres dépendant de la conception et qui améliorent les performances en matière de pollution pour un niveau de pollution donné sont par exemple :

- Des courants de fuite moindres sur la surface extérieure, c'est-à-dire pour des boîtiers de porcelaine.
- Une distance d'amorçage plus longue.
- Un meilleur transfert de chaleur.
- De moindres pertes en ligne au niveau de U_{ca} .

8. SÉLECTION FINALE

Lorsque la procédure de sélection simplifiée entraîne l'obtention de certaines combinaisons de tension nominale de parafoudre, de niveau de protection et de capacité énergétique, il est conseillé de reconsidérer la sélection ou de passer au schéma plus complet.

Par exemple, lorsque la combinaison obtenue exige une tension nominale relativement élevée avec un niveau de protection relativement bas par rapport à la tension nominale, et avec une demande énergétique faible, un meilleur choix de parafoudre sera fait en procédant à un contrôle plus soigné de la TOV et de la capacité de surtensions du parafoudre.

En outre, si les conditions de TOV entraînent une tension nominale relativement faible pour laquelle des niveaux de protection "élevés" sont suffisants mais pour laquelle les conditions énergétiques requises sont élevées, une sélection de tension nominale plus élevée peut conduire à la possibilité d'utilisation d'un parafoudre moins qualifié et donc meilleur marché.

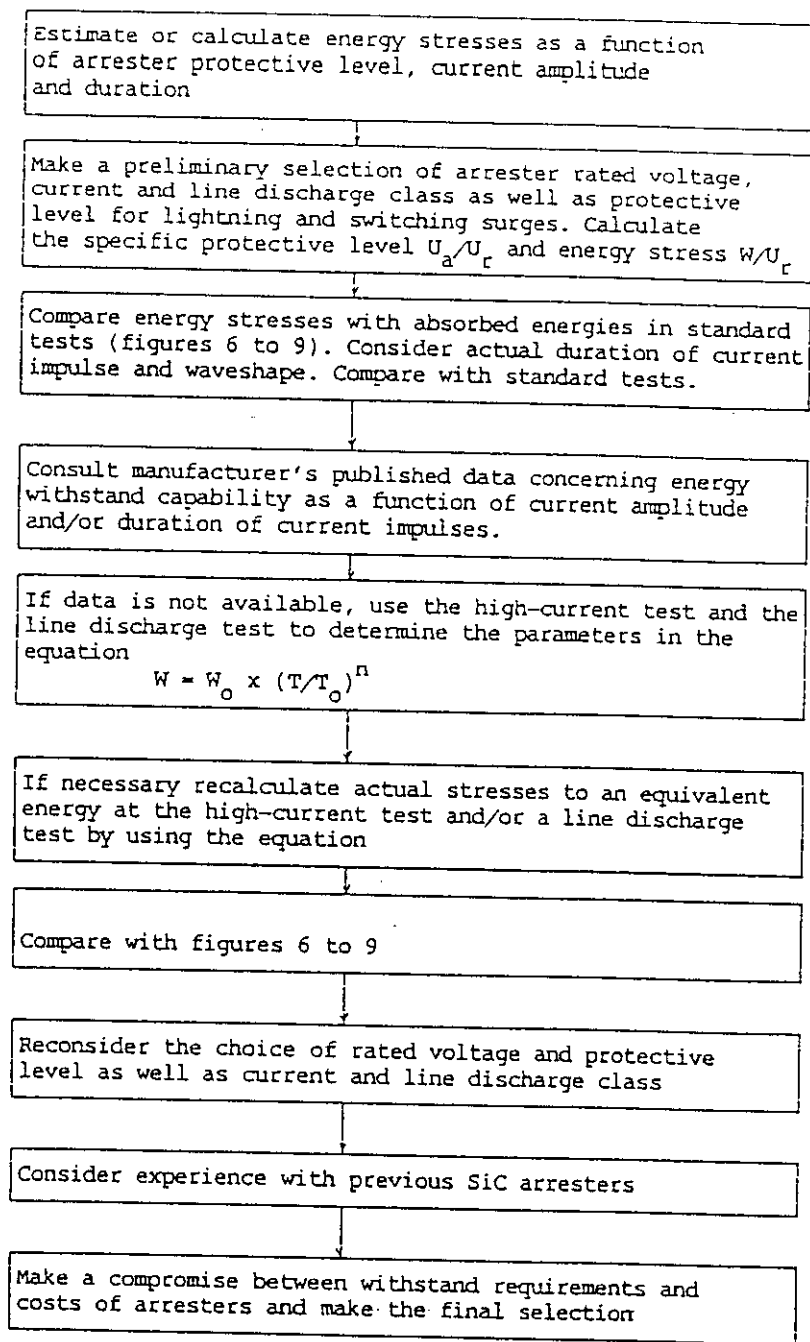


Figure 13. Selection procedure, energy capability.

7. POLLUTION (COMPLETE PROCEDURE)

The possible effects on MO arresters caused by pollution are listed and dealt with in Part 2 "Performance of metal oxide surge arresters under operating voltage".

The heating of the MO blocks which may occur under conditions of external pollution and is mentioned in Part 2 is due to the transient nonlinear grading of the arrester by the polluted conductive surface. For a given pollution level

the performance of the arrester will thus be improved if the arrester is able to withstand a higher degree and/or longer duration of nonuniform voltage distribution. This can be considered in the selection procedure by selecting higher TOV capability for the same U_{ca} i.e. higher rated voltage. Also an improved pollution performance may be obtained by a higher energy capability since this usually means bigger block volume and thus a lower temperature increase for the same energy absorbed.

All operating duty tests according to the standard start with a preheating of the test sections to 60°C which is some weighted average that shall cover the influence of ambient temperature, solar radiation and to some extent pollution.

If the mean temperature of the MO blocks during a pollution test, which by comparative field tests is found to be relevant, increases above 60°C this gives a more severe situation for the arrester than according to the standard if during polluted conditions also the arrester is expected to dissipate maximum energy followed by the decisive TOV. It must then be checked by the manufacturer if the arrester can withstand an operating duty test with increased preheating. A higher rated voltage, for the same arrester type, may be necessary. This may reduce the temperature reached during polluted service conditions and the ability to withstand TOV combined with energy dissipation at elevated temperature will be improved.

Other design dependent parameters which improve the pollution performance for a given pollution level are e.g.:

- Lower leakage currents on the external surface i.e. for porcelain housings longer creepage distance
- Better heat transfer
- Lower power losses at U_{ca} .

8. FINAL SELECTION

When the simplified selection procedure results in certain combinations of arrester rated voltage, protective level and energy capability, it is recommended to reconsider the selection or to go to the more complete scheme.

For instance when a combination is obtained which requires a relatively high rated voltage with a relatively low protective level in ratios of the rated voltage and the energy demand is low a more optimum choice of arrester may be found if the TOV and arrester overvoltage capability are more carefully checked.

Furthermore, if the TOV requirements result in a relatively low rated voltage for which "high" protective levels are sufficient but the energy requirements are high a selection of a higher rated voltage may lead to that a less qualified and thus cheaper arrester can be used.

Fabricant
(fournitures)

Utilisateur
(besoins)

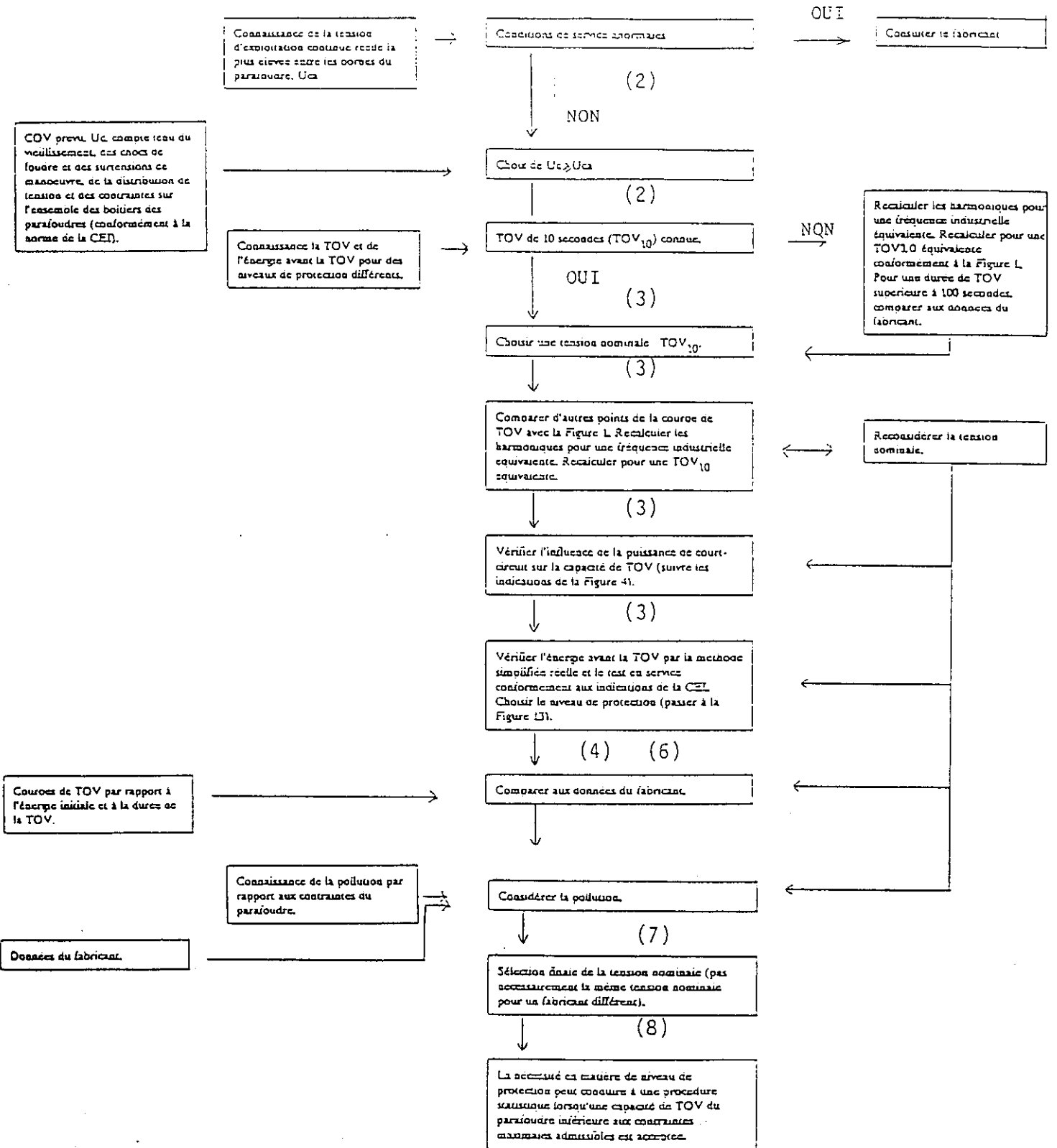


Figure 14. Procédure de sélection complète (les numéros font référence aux numéros des paragraphes correspondants du texte).

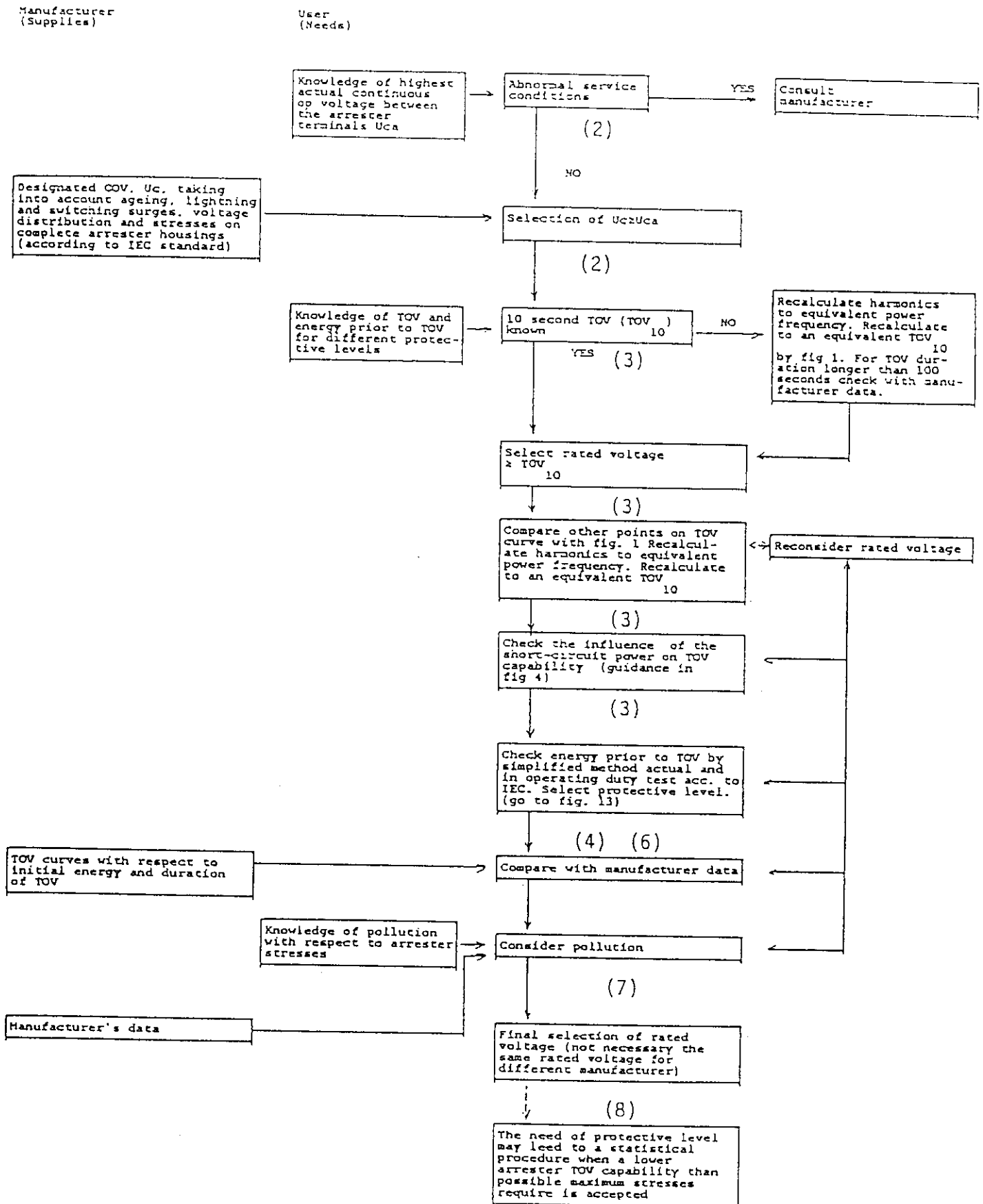


Figure 14. Complete selection procedure (Numbers refer to corresponding clause numbers in the text).

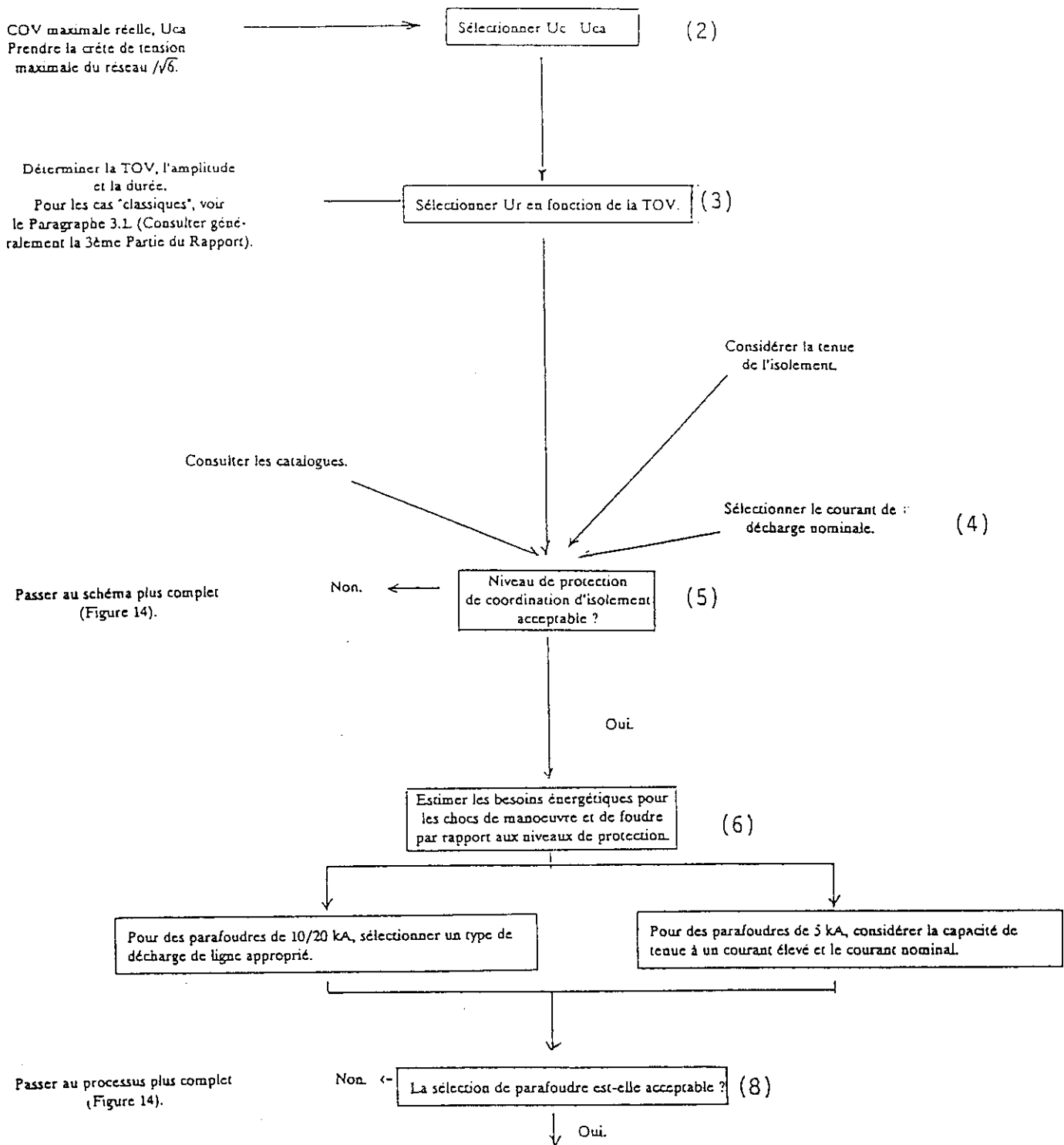


Figure 15. Procédure de sélection simplifiée (les numéros font référence aux numéros des paragraphes correspondants du texte).

REFERENCES

[1] K.H. Weck. Stresses on metal-oxide arresters by overvoltages. CIGRE 33-85 (SC) S 1.4 IWD. Colloquium 1985 in Budapest.

[2] A. Schei. Bases for stresses and test requirements on metal oxide surge arresters without gaps proposed by IEC TC 37 WG 4. CIGRE 33-85 (SC) S 1.1 IWD. Colloquium in Budapest.

[3] A. Schei and A. Ekström. Contraintes subies par les parafoudres à oxyde métallique dans les réseaux CAHT et CCHT du fait des surtensions temporaires et transitoires. Essais correspondants. CIGRE, rapport 33-13, 1986.

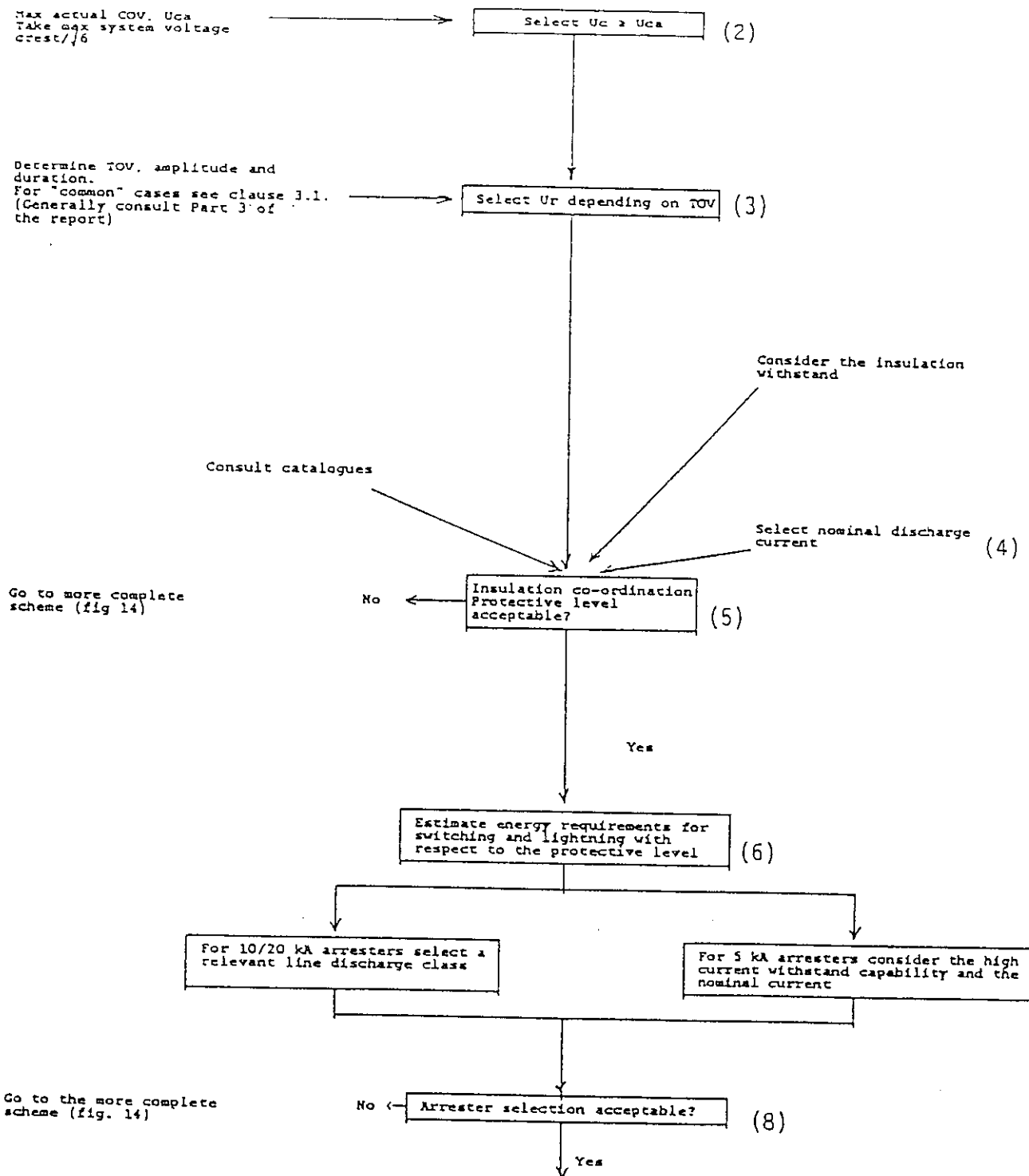


Figure 15. Simplified selection procedure (Numbers refer to corresponding clause numbers in the text).

REFERENCES

[1] K.H. Weck. Stresses on metal-oxide arresters by overvoltages CIGRE 33-85 (SC) S 1.4 IWD Colloquium 1985 in Budapest

[2] A. Schei. Bases for stresses and test requirements on metal oxide surge arresters without gaps proposed by IEC TC 37 WG 4 CIGRE 33-85 (SC) S 1.1 IWD Colloquium in Budapest

[3] A. Schei and A. Ekström. Stresses on metal oxide surge arresters in HVAC and HVDC systems by temporary and transient overvoltages and related tests. CIGRE paper 33-13, 1986

Le CIGRÉ a apporté le plus grand soin à la réalisation de cette brochure thématique numérique afin de vous fournir une information complète et fiable.

Cependant, le CIGRÉ ne pourra en aucun cas être tenu responsable des préjudices ou dommages de quelque nature que ce soit pouvant résulter d'une mauvaise utilisation des informations contenues dans cette brochure.

Publié par le CIGRÉ
21, rue d'Artois
FR-75 008 PARIS
Tél. : +33 1 53 89 12 90
Fax : +33 1 53 89 12 99

Copyright © 2000

Tous droits de diffusion, de traduction et de reproduction réservés pour tous pays.

Toute reproduction, même partielle, par quelque procédé que ce soit, est interdite sans autorisation préalable. Cette interdiction ne peut s'appliquer à l'utilisateur personne physique ayant acheté ce document pour l'impression dudit document à des fins strictement personnelles.

Pour toute utilisation collective, prière de nous contacter à sales-meetings@cigre.org

The greatest care has been taken by CIGRE to produce this digital technical brochure so as to provide you with full and reliable information.

However, CIGRE could in any case be held responsible for any damage resulting from any misuse of the information contained therein.

*Published by CIGRE
21, rue d'Artois
FR-75 008 PARIS
Tel : +33 1 53 89 12 90
Fax : +33 1 53 89 12 99*

Copyright © 2000

All rights of circulation, translation and reproduction reserved for all countries.

No part of this publication may be produced or transmitted, in any form or by any means, without prior permission of the publisher. This measure will not apply in the case of printing off of this document by any individual having purchased it for personal purposes.

For any collective use, please contact us at sales-meetings@cigre.org