

ENERGY AND TECHNOLOGY

Montreux - June 1979

Editor: M. H. HAMZA

The International Association of Science and Technology
for Development (IASTED)

ACTA PRESS
ANAHEIM * CALGARY * ZURICH

Proceedings of the International Symposia

Energy and Technology

June 19-21, 1979

Montreux, Switzerland

PROGRAM COMMITTEE

S. Abdul-Majid	Saudi Arabia
M. B. Carver	Canada
L. Eisenberg	U. S. A.
C. Foulard	France.
H. Glavitsch	Switzerland
M. H. Hamza	Canada
E. Handschin	F. R. G.
L. Morrison	U. S. A.
R. S. Pindyck	U. S. A.
H. S. Schmid	Switzerland
N. C. Sher	U. S. A.
R. Subbayan	India

EDITOR: M. H. Hamza

ACTA PRESS
P. O. Box 2481
Anaheim, California 92804
U.S.A.

ACTA PRESS
P. O. Box 3243 Station B
Calgary, Alberta
Canada

ACTA PRESS
P. O. Box 354
8053 Zurich
Switzerland

EFFORTS ELECTRODYNAMIQUES DANS LES POSTES
A HAUTE TENSION LORS DE DEFAUTS POLYPHASES

J.L. LILIE

Université de Liège

Institut d'Electricité Montefiore

Belgique

Résumé

On reprend les expressions des forces électromagnétiques en jeu.

Suit la mise en équation du phénomène et un aperçu de la discrétisation de ces équations par la méthode des éléments finis.

On étudie 3 applications (2 linéaires dont une avec résonance, et une non-linéaire) et on compare le modèle à la réalité.

Introduction

Le développement accéléré du programme de l'industrie de production de l'énergie électrique au cours de ces dernières années a entraîné une augmentation prévisible importante des courants de court-circuit susceptibles d'apparaître sur les ouvrages du réseau de transport à H.T., en particulier dans les postes.

La construction de postes capables de supporter des courants de court-circuit pouvant aller jusqu'à 40 kA (en Belgique) et au-delà (63kA en France, 100 kA en Allemagne) pose des problèmes technologiques nouveaux, par suite des efforts électrodynamiques importants qu'ont à supporter les conducteurs et les charpentes.

D'où la nécessité de modèles mathématiques permettant de prévoir les contraintes mécaniques susceptibles d'apparaître.

De nombreuses publications existent sur le sujet et nous en proposons une liste non exhaustive [1] à [22]. La plupart reprennent les cas linéaires et relatent des expériences qui ont permis de tester la validité des modèles. Nous avons étudié le problème par la méthode des éléments finis et avons mis en évidence les dangers de résonance mécanique (et numérique!). Le cas non linéaire a également été envisagé par la même formulation mais en se servant cette fois d'une description lagrangienne du principe de Hamilton.

1. Expression de la force électromagnétique qui apparaît lors de court-circuits.

Un conducteur parcouru par du courant et plongé dans un champ électromagnétique est soumis à deux types de force.

La force de Coulomb : $d\vec{F} = dq \cdot \vec{E} = \lambda dl \cdot \vec{E}$

La force de Laplace : $d\vec{F} = idl \wedge \vec{B}$

En cas de courant de court-circuit élevé la force de Laplace est prépondérante, c'est à elle seule que nous nous référerons dans la suite de l'exposé.

L'expression de la force de Laplace agissant sur un élément de conducteur est donnée par

$$d^2F = \frac{\mu_0}{4\pi} i_1 \cdot i_2 \frac{ds_2 \wedge (ds_1 \wedge \vec{r})}{r^3} \quad (\text{Fig.1})$$

si on néglige le rayon des conducteurs par rapport à r.

\vec{ds}_1 \vec{ds}_2 orientés dans le sens des courants

\vec{r} de \vec{ds}_1 vers \vec{ds}_2

i_1 i_2 valeurs instantanées des courants

$\mu_0 = 4 \pi \cdot 10^{-7}$ H/m.

Nous envisagerons uniquement les défauts isolés (c'est-à-dire sans mode homopolaire) et

le défaut sera supposé simultané sur les phases touchées.

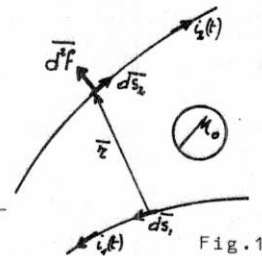


Fig.1

1.1. Etude temporelle de l'évolution du courant de court-circuit.

En pratique, l'évolution du courant est fixée par la connaissance de 3 valeurs :

- la valeur du courant efficace de court-circuit permanent,
- la constante de temps équivalente du réseau à l'endroit du court-circuit (il faut la déterminer par une étude appropriée),
- la valeur de première crête du courant de court-circuit, ce qui fixe le degré d'asymétrie (on se place en sécurité en considérant l'asymétrie maximale).

Ces considérations nous amène à l'équation suivante :

$$i(t) = \sqrt{2} I_{eff} (\sin(\omega t + \vartheta) - e^{-\frac{t}{\tau}} \sin \vartheta)$$

avec $\omega = 2 \pi f$ et ϑ qui est fonction de l'asymétrie. La valeur efficace du courant et τ sont supposés constants dans cette étude.

Dans un cas triphasé nous aurons :

$$i_1 = i(\vartheta), \quad i_2 = i(\vartheta - \frac{2\pi}{3}), \quad i_3 = i(\vartheta + \frac{2\pi}{3})$$

et dans un cas biphasé: $i_1 = i_2 = i(\vartheta)$

Une même situation géographique du défaut implique :

$$I_{eff\ bi} = \frac{\sqrt{3}}{2} I_{eff\ tri}$$

Connaissant l'allure des courants, nous pouvons en déduire les cas les plus contraignants pour un défaut donné.

A défaut donné (valeur efficace et situation du défaut, c'est-à-dire τ connu) seule l'asymétrie peut jouer sur l'importance des premières crêtes. Un calcul élémentaire conduit à obtenir l'asymétrie maximale pour $\vartheta = -\text{arctg } \omega\tau$ (encastement au zéro de la tension). Cette valeur correspond grosso modo à $\vartheta \approx -\frac{\pi}{2}$ ce qui conduit à un facteur maximum d'asymétrie de 2.

1.2. Etude temporelle de l'évolution de la force électromagnétique.

Sur base de ces données, nous pouvons tenter d'approcher l'évolution de la force correspondante. Nous nous limiterons à l'étude qualitative de défauts entre jeux de barres parallèles, supposés infiniment longs, et nous supposons négligeable l'effet des déplacements des barres sous l'action des forces pour le calcul de celles-ci, en d'autres termes nous supposons $d = \text{cte}$.

1.2.1. Cas biphasé isolé

La force agissant sur les deux phases est la même, soit p.u. de longueur

$$f = \frac{\mu_0 i^2}{2\pi d}$$

si nous appelons I_2 le courant de court-circuit biphasé efficace, on peut écrire : (si $\varnothing = -\frac{\pi}{2}$)

$$f_{bi} = \frac{1,6 I_2^2}{d} \times \frac{1}{8} \left\{ 1 + \cos 2\omega t - 4e^{-\frac{t}{\tau}} \cos \omega t + 2e^{-\frac{2t}{\tau}} \right\} \text{N/m}$$

On distingue une composante continue, une composante pseudo-continue (amortie) et on voit apparaître la fréquence $\frac{\omega}{2\pi}$ du réseau et son premier harmonique $\frac{\omega}{\pi}$ soit 50 et 100 Hz en Europe.

1.2.2. Cas triphasé

Les forces sont différentes sur la phase centrale et sur les autres phases, les conditions de maxima sur les forces sont différentes de celles sur les courants et nous devons dériver les expressions des forces. Après calculs on trouve l'apparition des maxima (à 50 Hz) de [9]:

R : F_1 (o rd) pour $\varnothing = 75^\circ$ et 255°

S : $F_2(-\frac{2\pi}{3})$ pour $\varnothing = -15^\circ, 75^\circ, 165^\circ, 255^\circ$

T : $F_3(+\frac{2\pi}{3})$ pour $\varnothing = -15^\circ$ et 165° .

On obtient l'expression suivante de F_2 pour

$$\varnothing = \frac{5\pi}{12} (= 75^\circ), I \text{ en kA}$$

$$F_2 = \frac{1,6 I_2^2}{d} \cdot \frac{\sqrt{3}}{8} \left(-\cos 2\omega t + 2e^{-\frac{t}{\tau}} \cos \omega t - e^{-\frac{2t}{\tau}} \right) \text{N/m}$$

tandis que F_1 nous conduit, pour la même valeur de \varnothing à

$$F_1 = \frac{1,6 I_2^2}{d} \cdot \frac{\sqrt{3}}{16} \left\{ \frac{\sqrt{3}}{2} + \cos 2\omega t - e^{-\frac{t}{\tau}} \cos \omega t (2 + \sqrt{3}) + \frac{1}{2} \cdot e^{-\frac{2t}{\tau}} \cdot (2 + \sqrt{3}) \right\} \text{N/m}$$

soit une expression similaire au cas biphasé.

Remarquons :

- en $t = 0,01$ s (maxima) c'est-à-dire $\omega t = \pi$ (à 50 Hz),

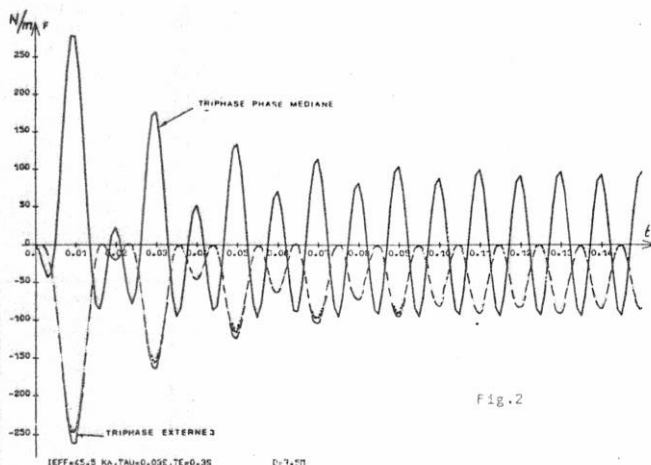


Fig.2

nous avons pour un défaut situé au même endroit du réseau

$$F_{2\text{Max}} > F_{1\text{Max}} > f_{bi\text{Max}} \text{ et } \frac{F_{2\text{Max}}}{f_{bi\text{Max}}} = \frac{2}{\sqrt{3}}$$

ce que l'on peut voir sur la figure 2.

- l'allure de F_1 est distincte vu qu'elle ne comporte pas de composante continue (ce qui aura un effet direct sur les contraintes de la structure excitée).

1.3. Les résonances possibles

Les forces étant pulsatoires nous devons étudier un problème dynamique et dès lors les résonances sont à craindre.

D'un point de vue mécanique, la structure, formée par le jeu de barres et sa suspension, est caractérisée, en sollicitation dynamique, par ses fréquences et modes propres de vibration, un mode propre déterminé correspondant à la déformée de la structure lorsque celle-ci oscille naturellement à la fréquence propre correspondante.

Si l'une des fréquences propres de la structure vaut 50 ou 100 Hz, la condition de résonance mécanique est atteinte, et l'amplitude du mouvement de vibration n'est limitée que par l'amortissement interne de la structure. D'où le risque de ruine de l'ouvrage.

La force étant supérieure dans le premier quart de période transitoire, on comprend d'autant mieux le danger de résonance à 50 Hz.

1.4. Les fréquences rencontrées dans les structures de postes H.T.

Les fréquences naturelles d'une poutre dont les conditions aux limites sont bien spécifiées,

sont proportionnelles au facteur $\sqrt{\frac{EI}{ml^4}}$ où EI représente la rigidité flexionnelle de la poutre, m, sa masse répartie par unité de longueur, et l, sa longueur. La constante de proportionnalité est fonction des conditions aux limites et de l'ordre du mode considéré.

En ce qui concerne le premier mode propre de chaque constituant, on observe des fréquences propres de l'ordre de quelques Hz pour les barres, mais la fondamentale peut atteindre quelques dizaines de Hz pour les isolateurs.

La résonance éventuelle d'un mode propre dont la fréquence avoisine 50 ou 100 Hz est d'autant plus dangereuse que son ordre est faible, car la participation d'un mode à la force d'excitation croît avec son nombre d'ondes. Dès lors, la résonance la plus dangereuse est celle des isolateurs, surtout pour les postes BT et MT.

2. La mise en équation et la discrétisation par éléments finis.

2.1. Les jeux de barres rigides

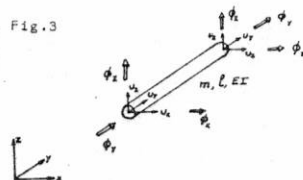
L'étude a été réalisée en utilisant le logiciel SAMCEF de calcul des structures par éléments finis développé par le Laboratoire d'Aéronautique de l'Université de Liège [23].

Nous ne rentrerons pas dans le détail de la modélisation du problème. Retenons simplement que les structures formées par les jeux de barres et leurs isolateurs supports sont discrétisées par un ensemble d'éléments finis de poutre de caractéristiques mécaniques à définir : l'assemblage de ceux-ci fournit un modèle numérique discret de la structure étudiée qui admet la forme d'un système d'équations différentielles linéaires, à coefficients constants, du second ordre :

$$Kx + C\dot{x} + M\ddot{x} = f(t)$$

où M est la matrice des masses de la structure, K la matrice des raideurs, C la matrice des amortissements, x la matrice-colonne des degrés de liberté de la discrétisation. Ses composantes sont des déplacements et des rotations en certains points de la structure, f(t) la matrice-colonne des forces extérieures, provient de la discrétisation des forces d'origine électromagnétiques.

L'élément de poutre utilisé pour la discrétisation des jeux de barres et des isolateurs est l'élément classique de poutre en flexion sans déformation à l'effort tranchant (Fig.3).



En général, les caractéristiques des tubes en aluminium utilisés pour les conducteurs sont bien connues.

Par contre, la caractéristique mécanique des isolateurs est plus complexe. L'hypothèse qui consiste à assimiler leur comportement à celui d'une poutre uniforme en flexion a jusqu'ici fourni de bons résultats, à condition d'adopter des valeurs de la rigidité flexionnelle et de la masse répartie obtenues à partir de mesures.

En ce qui concerne l'amortissement interne à la structure (dans les cas envisagés) les taux d'amortissement en jeu (décroissement logarithmique de 3 à 4 %) et la période d'observation très courte (en effet la contrainte maximale apparaît en général lors de la première crête du déplacement transitoire, soit environ 0,1 s après le défaut) justifient l'approximation de les négliger.

Enfin, pour calculer la réponse du système transitoire, on a opté pour la méthode de superposition modale, qui consiste à décomposer la réponse en série des modes propres du système conservatif associé $Kx + MX = 0$. La qualité de la solution numérique dépend alors de deux facteurs [13].

- le nombre de modes propres en termes desquels la réponse est décomposée. La base des modes propres utilisés doit être déterminée non seulement en fonction du domaine de fréquence à prendre en compte, mais aussi en fonction de la participation de chacun des modes à la charge appliquée,
- dans une moindre mesure, le pas de temps d'intégration dans le temps. Dans le cas présent, on est amené à adopter un pas de temps de 0,005 s de manière à représenter correctement la force d'excitation.

2.2. Les jeux de barres en câbles

Le comportement d'un câble est fondamentalement différent de celui des conducteurs rigides.

En effet, un câble reprend principalement les efforts en traction et pratiquement rien en flexion. Dès lors la rigidité des câbles est principalement extensionnelle alors que celle des connexions rigides était flexionnelle.

Un câble soumis à des efforts électromagnétiques sera soumis à des grands déplacements, ce qui introduit une non-linéarité dans les équations. De plus, nous ne pouvons plus négliger la variation de la distance entre conducteurs pour le calcul de la force, deuxième non-linéarité et nous devons tenir compte de l'échauffement du câble qui produit un allongement non négligeable. Nous n'entrerons pas ici dans le détail de la mise en équation qui est bien explicitée en [21].

Signalons que le modèle actuel ne tient compte ni de la flexibilité du câble, ni de l'amortissement. La formulation variationnelle est utilisée car elle est la plus apte à la discrétisation par éléments finis. Cette formulation est obtenue par une description Lagrangienne du principe de Hamilton et conduit à une équation du type :

$$\frac{\partial}{\partial S_0} \left(\sigma \frac{\partial (x_i + u_i)}{\partial S_0} \right) + f_i - \rho_0 A_0 \ddot{u}_i = 0$$

où x_i les coordonnées spatiales d'un point matériel
 u_i, \ddot{u}_i ses déplacements et accélérations par rapport à la position de référence, les coordonnées courantes le long du câble,
 S_0 la masse volumique et la section du câble,
 ρ_0, A_0 les charges extérieures conservatives (gravité, vent, forces électromagnétiques)

$$\sigma = EA_0 \{ \gamma - \alpha(\theta - \theta_0) \}$$

avec E le module de Young du câble,
 α le coefficient de dilatation linéaire,
 $\theta - \theta_0$ l'accroissement de la température
 γ la déformation de Green définie par :

$$\gamma = \frac{1}{2} \frac{ds^2 - ds_0^2}{ds_0^2}$$

c'est-à-dire fonction des déplacements.

La discrétisation a été effectuée avec des éléments finis isoparamétriques du 1er, 2ème et 3ème degré.

L'intégration temporelle de la réponse transitoire a été effectuée par 3 méthodes classiques détaillées en [21] : les méthodes explicite, implicite et "predictor-corrector".

3. Applications

3.1. Jeux de barres rigides

A titre d'application, nous avons procédé à l'analyse de deux structures de jeux de barres ayant fait l'objet d'études comparatives dans le cadre de la CIGRE, et pour lesquelles de nombreux résultats analytiques et expérimentaux sont disponibles [10] [11].

3.1.1. Cas de la structure D [11].

La figure 4 représente la structure. Elle indique également les points de mesure du moment

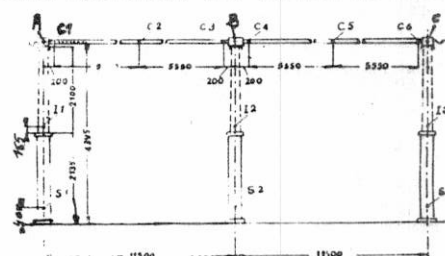


Fig. 4

de flexion dans les tubes, les isolateurs et les piliers d'acier. Le défaut à examiner consiste en un premier court-circuit biphasé suivi d'un réenclenchement, et est caractérisé par les valeurs suivantes :

Valeurs caractéristiques	premier court-circuit	réenclenchement
intervalle de temps	$0 < t < 0,135$ s	$0,580 < t < 0,885$ s
courant de court-circ. composante asymétrique maximale	41,0 kA	40,8 kA
courant de court-cir. composante harmonique	15,6 kA	15,6 kA
constante de temps $\frac{L}{R}$	0,066 s	0,062 s

On peut en déduire, en fonction du temps, l'évolution du courant et de force d'excitation (Fig.5).

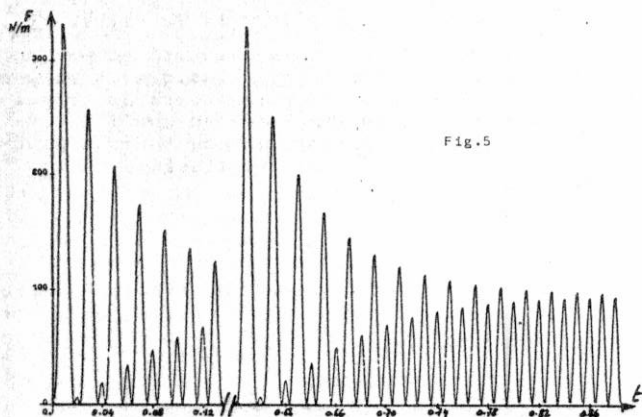


Fig.5

Les caractéristiques mécaniques sont reprises en [15].

Après une analyse modale, nous avons étudié le comportement transitoire de la structure.

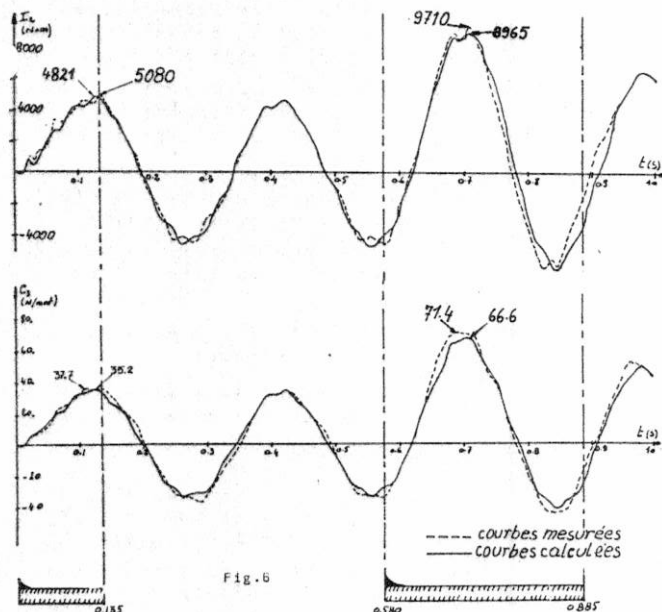


Fig.6

La figure 6 compare les contraintes de flexion calculées par superposition modale sur une période de 1 s à celles relevées expérimentalement : en tous les points de mesure envisagés, la corrélation s'avère excellente, puisque l'écart reste pratiquement toujours inférieur à 4%. Seul l'écart observé à la base de l'isolateur central atteint 8 %, avec un déphasage plus marqué entre les réponses calculées et mesurées : ce fait peut s'expliquer par la caractérisation imparfaite des isolateurs au point de vue structural.

3.1.2. Cas de la structure A [10], [13].

L'autre structure analysée, dénommée structure A dans les rapports CIGRE, est représentée par la figure 7. Les données se trouvent en [10]. La force d'excitation a la même allure que dans le premier cas mais sans réenclenchement.

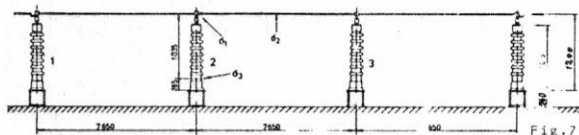


Fig.7

On a procédé à une première discrétisation par éléments finis qui a conduit à un premier schéma modal sur lequel on pouvait détecter la présence de deux modes symétriques aux alentours de 50 Hz [13].

On a ensuite procédé à une discrétisation plus fine des barres, qui montrent ([13] et Fig.8) que la résonance des oscillateurs est en fait accompagnée d'une vibration des barres avec un nombre d'ondes élevé.

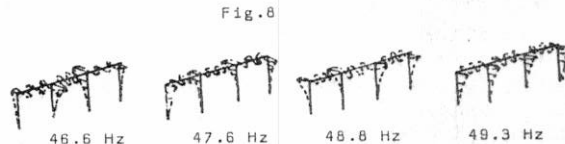


Fig.8

D'où la nécessité d'un maillage suffisamment fin des jeux de barres pour prendre en compte ce couplage qui, comme le montrent les résultats du calcul, amortit dynamiquement la résonance des isolateurs.

La figure 9 montre les contraintes dans les barres obtenues à partir des deux discrétisations

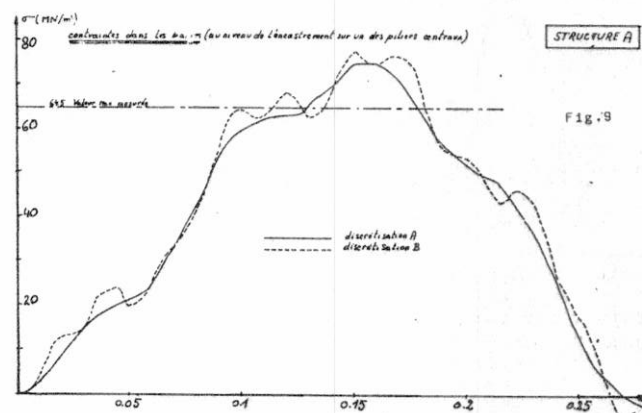


Fig.9

Il en résulte une très bonne concordance entre les deux analyses, qui fournissent une contrainte maximale 17 % plus élevée que celle mesurée !

La figure 10 montre l'évolution du moment de flexion à la base de l'isolateur central.

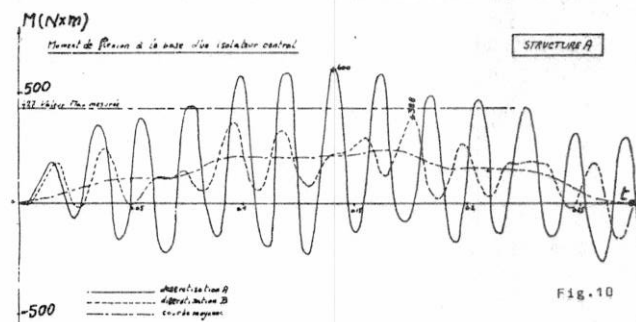
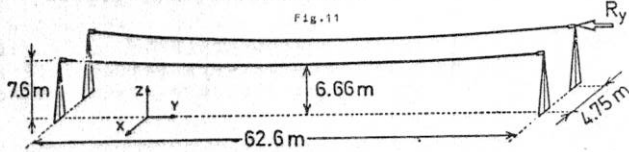


Fig.10

On est surpris dans ce cas d'observer que si dans les deux analyses, le moment fléchissant oscille autour d'une même valeur moyenne, la discrétisation la plus grossière donne lieu à une pointe de tension qui n'est pas confirmée par l'expérience. Le fait d'inclure dans le modèle des fréquences plus élevées des barres a pour conséquence d'amortir la réponse des isolateurs selon la courbe pointillée. Cette fois, la comparaison avec l'expérience est très satisfaisante. Sur le plan des contraintes dans les barres l'écart de la valeur maximale calculée par rapport à la valeur mesurée ne peut s'expliquer aisément.

Sans doute l'encaissement des barres dans les raccords n'est-il pas assimilable à un encastrement. Le manque de données supplémentaires à ce sujet nous empêche d'affiner le modèle.

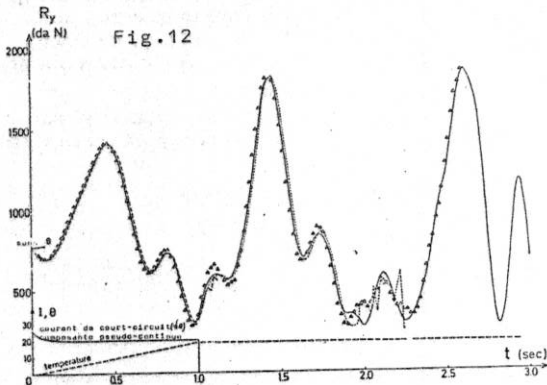
3.2. Jeux de barres en câbles



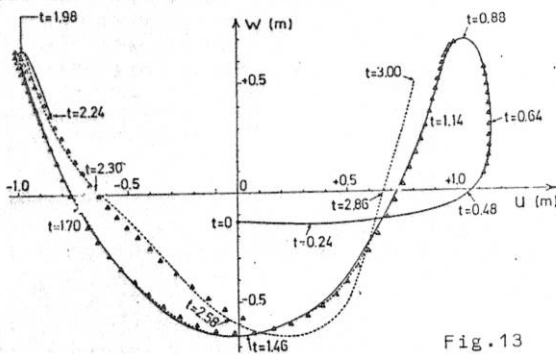
Nous avons considéré une disposition pratique comme on en rencontre dans les postes à HT.

On peut voir fig. 11 les deux câbles ancrés à des supports rigides par l'intermédiaire de chaînes d'isolateurs.

Nous étudierons le comportement des câbles



soumis à un court-circuit biphasé de 1 sec, l'évolution temporelle de la composante pseudo-continue du courant est représentée sur la fig. 12. La variation de température est reprise sur la même figure. Sur la figure 12 on relèvera également l'évolution de la réaction horizontale R_y au support tandis que la figure 13 reprend le mouvement transversal du câble à mi-portée.



Des résultats expérimentaux pour un problème similaire mais non identique permettent certaines comparaisons. La traction maximale dans le câble est de 1350 N à $t = 2,64$ s par expérience et 1840 N à $t = 2,62$ s par calcul. La distance entre câbles est réduite à un minimum de 2,9 m pour une valeur calculée de 2,7 m. L'écart maximum est de 6,4 m expérimentalement alors que la valeur calculée est de 7,1 m.

On peut constater sur bases de ces graphiques plusieurs choses :

- l'effet de la température provoque, au début de l'évolution de R_y une chute de tension alors que la force est déjà appliquée : l'inertie mécanique est plus importante que l'inertie thermique (dans notre cas nous avons une pente de 20°C/s) qui produit un allongement du câble donc une diminution de la tension,

- les efforts maxima appliqués aux structures supports apparaissent après l'élimination du court-circuit et au moment du "coup de fouet", lorsque le câble "tombe" comme on peut le voir sur la figure 12 ($t \approx 1,46$ s d'après la figure 13),
- l'entre-phase diminue d'une quantité au moins égale au double de la flèche statique et il y a danger de réenclencher aux alentours de ce passage (vers 2 s dans notre cas) vu que l'intervalle entre phase risque de ne pas tenir diélectriquement la tension de rétablissement.

Conclusions

La méthode des E.F. permet de traiter le problème abordé avec un certain automatisme et fournit des résultats fiables, comme on peut le constater dans les cas traités. La modélisation de la structure en éléments finis pourra s'effectuer sur les bases énumérées plus haut.

Dans un cas donné, se pose également le problème fondamental de définir quelle est l'excitation qui conduira aux contraintes maximales: peut-on en effet varier le type de court-circuit observé, sa durée et la présence éventuelle d'un réenclenchement sur défaut. On peut le faire sur base de la connaissance que l'on acquiert de la structure lors de l'analyse modale (dans le cas des jeux de barres rigides).

De plus, le court-circuit sera toujours envisagé de telle sorte que :

- l'asymétrie soit maximale,
- il soit triphasé symétrique, auquel cas c'est la phase extérieure la plus sollicitée.

L'expérimentateur averti pourra, en fonction de ces différents paramètres, définir le cas de sollicitation maximale.

Dans le cas de postes à conducteurs souples d'autres facteurs sont à considérer:

- L'effort maximum maximum a lieu lors du coup de fouet et est pratiquement indépendant de la durée du court-circuit pour autant que celui-ci soit suffisant pour le provoquer.
- Il faut tenir compte de la rigidité des portiques dans le calcul, afin de ne pas les surdimensionner (non discuté dans l'article).
- La longueur des dérivations vers l'appareillage doit tenir compte des déplacements du câble lors de court-circuit afin d'éviter un arrachement.
- La traction dans le câble peut atteindre 2 à 3 fois la tension de pose (au coup de fouet).
- L'écartement entre phases et la tension de pose doivent être choisis pour éviter un amorçage entre phase au moment du réenclenchement.

Il est donc logique de penser que l'avenir des postes HT non blindés se dirige vers les jeux de barres rigides compte tenu des nombreux problèmes qui se posent avec les connexions souples, néanmoins les anciennes constructions existent et il faut les vérifier. Ceci peut se faire grâce à un logiciel du type Samcef [23] qui a été mis au point par l'ULg.

De manière à réduire les coûts d'études il est utile de posséder un outil de calcul qui cerne la réalité d'aussi près que possible afin de quantifier avec sûreté les coefficients de sécurité.

REFERENCES

1. Response of bus bars on elastic supports subjected to a suddenly applied force
N.S. ATTRI, J.N. Edgar, IEEE Trans on PAS, vol. PAS-86, n°5. Mai 1967.
2. Forces électrodynamiques apparaissant dans les postes électriques lors des courts-circuits.
G. Shoeffler, Rev. Brown Boveri 6/7 - 1970.
3. The response of substation bus systems to short circuit conditions.
Part I : a comparison of design method
Part II : Measurements on the transverse vibration of selected station post and pin cap insulators.
Part III : a dynamic design analysis
Borhoug-Cambias-Davey-Thompson, IEEE PES 1971 pp.1698-1717.
4. Etude numérique des efforts électrodynamiques sur les jeux de barres dans les postes.
P. Roussel, Note EDF HI 750/02, 1972
5. Efforts électrodynamiques sur les jeux de barres. Comparaison entre résultats des mesures et des calculs.
Guillot, Roussel note EDF HM/072/2294/JG/PR/NGI 1973.
Calculation of the dynamic short-circuit stress in substations with stiff conductors and elastic supports.
Hosemann Koglin T.H.D. EE-Bericht P9-3E 1974.
7. Calculation of short circuit stresses in tubular busbar system with allowance for system eigenvalues.
A. W. van Hamel, H. Adami note CIGRE 23-75/WG02/17 IWD April 1975.
8. Test to measure the forces on rigid bus during faults.
Craig, Ontario Hydro, Research division report 1976.
9. Analyse dynamique des efforts dans les jeux de barres omnibus en condition de court-circuit.
Hardy, rapport IREQ n°1509, 1976.
10. Comportement de conducteurs rigides et leurs supports dans les conditions de court-circuit Comparaison entre valeurs calculées et mesurées. Palante CIGRE 1976. Rapport 23-10.
11. Calculated and Measured Values of Dynamic Short-circuit stress in a High Voltage Test Structure With and Without Reclosure.
Hoseman-Tsanakas Rapport CIGRE 23-77/WG02/03 IWD April 1977.
12. Efforts électrodynamiques dus aux courants de court-circuit dans les postes HT.
C. Destoquay-Geradin-Lilien, Revue AIM 1978.
13. Efforts électrodynamiques dans les postes HT avec jeu de barres rigides. Modélisation et comparaison de la mesure et du calcul.
J.L. Lilien Note interne D/1978/0480/10 ULg. Mai 1978.
14. The Response of strain bus to short-circuit currents. Craig-Ford IEEE PES Winter Meeting Février 1979 (paper F 79 200-7).
15. Static and dynamic finite deformations of cables using rate equations.
Lehner-Batterman Comp. Meth. in Appl. Mech. and Eng. Vol. 2, pp. 349-366, 1973.
16. Computational Methods in Non Linear Mechanics Felippa, Texas Institute for Computational Mech. 1974.
17. Finite element formulations for large displacement and large strain.
Bathe Ramm Wilson Int. Jnl. Num. Meth. Engng, Vol. 9, pp. 353-386, 1975.
18. Numerical solution of static and dynamic equations of cables. P. Roussel, Comp. Meth. in Appl. Mech. and eng., Vol. 9, pp.65-74, 1976.
19. Applications of Computer Methods in Engineering. Geradin-Sander-Nyssen U.S.C., Los Angeles. 1977.
20. Finite Elements in Non linear Mechanics Belytschko-Mullen TAPIR, Vol.2 Trondheim 1978.
21. Accuracy Versus computational efficiency in non linear dynamics. Sander-Geradin-Nyssen-Hogge. Int. Conf. FENOMECH 1978, Stuttgart Septembre 1978.
22. Mechanical effects of High Short-circuit current on overhead lines.
Dalle-Roussel IEEE PES paper A 79055-5, 1979.
23. SAMCEF Système d'analyse des milieux continus par éléments finis. Edité par L.T.A.S. (Laboratoire de Techniques Aéronautiques et Spatiales de l'ULg)-(Belgium).