

Chapitre 7

FAISCEAUX DECOUPLES

7.1. POSITION DU PROBLEME [193, 195 à 199, 202]

Sur les lignes de transmission haute tension équipées de conducteurs de dimensions moyennes (diamètre inférieur à 25 mm) le montage de faisceaux sans entretoise permet de surmonter le problème des oscillations de grande amplitude engendrées par la glace et les vents transversaux, problème connu sous le nom de "galop".

En Europe Occidentale, environ 360 km de réseau sont actuellement exploités avec des faisceaux sans entretoise et ce depuis 15 ans déjà. L'expérience a fait apparaître que le découplage des faisceaux en disposition verticale ou oblique, constitue un remède approprié contre les défauts entre phases causés par le galop.

Par ailleurs, dans certains pays comme les Etats-Unis et l'Afrique du Sud, on utilise, avec succès, les faisceaux verticaux à deux conducteurs sans entretoise, afin d'éviter des dégâts aux entretoises et certains autres problèmes tels que boulons lâchés, vibrations, usure de joints, fatigue, etc..., ce qui permet évidemment une économie substantielle.

L'utilisation de faisceaux découplés, par suite de la force d'attraction électromagnétique, peut avoir des effets secondaires dans des conditions normales de charges, tels que la réduction de l'espacement ou le contact, avec pour conséquences l'accroissement du gradient de potentiel, l'augmentation de la réactance et l'apparition d'une gêne acoustique importante, d'origine mécanique, centrée sur la fréquence de 100 Hz.

7.1.1. Effets des supports des conducteurs

Les conducteurs des lignes aériennes de transmission sont, aux pylônes d'angle et d'arrêt, reliés et maintenus séparés par une fixation à un palonnier triangulaire, tandis qu'aux pylônes avec suspension on rencontre des ancrages avec palonnier simple ou double au bout de la chaîne, comme indiqué dans la figure ci-dessous (fig. 1).

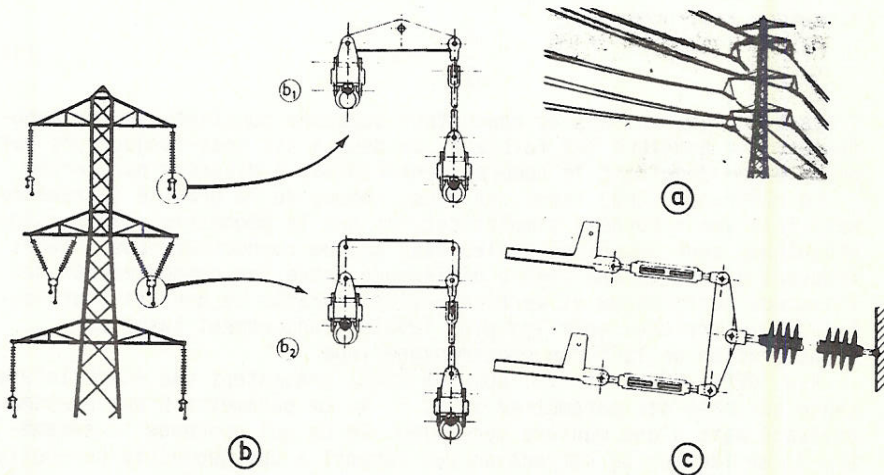


Figure 1

Lignes 150 et 220 kV avec faisceaux découplés verticaux et obliques de 2 conducteurs

a) semi-ancrage

b) suspension
(palonnier simple et double)

c) ancrage

Les courants de charge dans les faisceaux verticaux et obliques provoquent un déplacement de ces systèmes de fixation avec comme résultat un accroissement de la tension dans le conducteur supérieur et une réduction dans le conducteur inférieur. Dès lors, la rotation du palonnier et la déviation de la fixation suspendue entre portées adjacentes influencent la valeur des courants de contact d'une manière importante comme on tentera de l'expliquer dans le texte de manière plus détaillée.

7.1.2. Etat de la question [191, 194, 197, 199 à 203]

Plusieurs études ont été publiées sur le sujet. Les hypothèses de travail adoptées diffèrent assez sensiblement d'une à l'autre. Nous reprenons ci-dessous les principaux paramètres qui influencent le comportement des faisceaux découplés :

1. les forces électromagnétiques au sein du faisceau (attraction)
2. les forces électrostatiques (répulsion)
3. la gravité
4. les forces élastiques liées à l'extensibilité du câble qui se comporte comme un ressort dont la force de rappel varie de manière non linéaire avec la flèche.
5. le comportement des ancrages et des fixations des conducteurs
 - a) le pylône
 - b) la fixation des sous-conducteurs (palonnier ou entretoise) sur la chaîne d'isolateurs
6. l'échauffement du câble d'où résulte une certaine élongation
7. la forme géométrique prise par le câble sous l'action des diverses forces en présence
8. la rigidité en flexion du câble.

CAHEN et PELISSIER [191] en 1948 déjà présentaient une étude remarquable en ce qui concerne les faisceaux horizontaux. Ils tenaient compte des paramètres 1, 2, 3 et supposaient la forme parabolique (paramètre 7) ce qui permettait une formulation simple mais réaliste dans le cas envisagé. De nombreuses expériences étayaient les calculs. En guise de conclusion, la présence d'entretoises était inévitable (deux sur 500 m de portée pour un écartement de 0,4 m).

Les japonais [197] et [200] quant à eux tiennent uniquement compte du premier paramètre mais ne font pas d'hypothèse simplificatrice sur la forme géométrique qui est alors déduite de l'équation différentielle classique (approchée)

$$T \frac{d^2y}{dx^2} = k \frac{I^2}{y} \quad (1)$$

T étant la tension dans le conducteur supposée constante vu les hypothèses. Ils étudient les faisceaux de deux à six sous-conducteurs par phase et en déduisent le nombre d'entretoises à disposer par portée.

La référence [203] tient, en plus, compte de la gravité (paramètre 3) mais fait une hypothèse simplificatrice sur la géométrie. Les tensions mécaniques sont supposées égales dans chaque conducteur. Les auteurs trouvent néanmoins une légère différence entre les comportements des faisceaux horizontaux et verticaux (les courants de contact pour les faisceaux verticaux sont les plus faibles) uniquement basée sur l'intégration de la force électromagnétique.

R.J. OWENS [201] et R.M. ROLLINS [202] présentent une étude intéressante sur base des paramètres 1, 2, 3, 4. Le paramètre 6 est également envisagé mais d'une manière découplée. En ce qui concerne le paramètre 7, un facteur de correction par rapport à une géométrie parabolique est appliqué sur base d'une analogie électrique. Les faisceaux verticaux sont étudiés en supposant les ancrages rigides, c'est-à-dire que les tensions mécaniques dans les deux conducteurs sont indépendantes.

La formule proposée indique une variation du courant de contact décroissante quand la tension de pose augmente.

D.G. HAVARD [194] prend en compte les paramètres 1 et 3; la forme géométrique est approchée partiellement par l'équation de la chaînette (partie gravitationnelle), on en déduit l'équation différentielle régissant la figure d'équilibre.

Un développement en série permet la détermination du courant de contact. Les tensions mécaniques sont supposées identiques dans les sous-conducteurs ce qui signifie une hypothèse sur le type d'ancrage qui doit permettre cette égalité.

Cette étude conduit à l'opposé de [201] et [202] à une variation du courant de contact croissante quand la tension de pose augmente et l'on conclut que ces courbes sont valables quelle que soit la position du faisceau (horizontal, vertical, oblique).

7.2. CHOIX D'UN MODELE MATHEMATIQUE

Nous proposons un modèle simple qui permet de prendre en compte les paramètres 1, 2, 3, 4, 5, 6 sur base d'une géométrie parabolique (paramètre 7). Ce modèle nous mène à une formule simplifiée qui permet le calcul du courant de contact et de séparation quelle que soit l'orientation du faisceau.

Nous démontrons l'impact très sensible des forces électrostatiques dont les auteurs de [191] et [201] faisaient état mais qui étaient négligées dans les autres publications.

L'introduction du paramètre 5 permettra d'expliquer l'apparente incohérence entre les résultats de [202] et [194].

Nous négligerons l'influence des autres phases et le modèle sera statique c'est-à-dire qu'il ne prend pas en compte les effets inertiels, ceci est licite compte tenu des intensités de courant envisagées (les forces électromagnétiques, au contact, sont à peine de l'ordre de 20% de la gravité et dès lors, les accélérations sont faibles). Ce fait explique la différence fondamentale avec un modèle qui étudierait le comportement au court-circuit (ayant pour objectif l'étude de la compression des entretoises, de l'accroissement de tension dans les conducteurs...). Ce dernier pourrait négliger l'hypothèse 2 mais obligerait un calcul dynamique transitoire tenant compte également de la présence des autres phases et d'autres paramètres, telle l'allure du courant, etc...

7.2.1. Equations de base et formule simplifiée [199]

En annexe 4 les notations sont explicitées et aideront à la compréhension.

La portée S est supposée de niveau (voir correctif en annexe 4) et la forme du câble, supposée parabolique, se meut dans un plan pivotant autour de la droite joignant les ancrages, cette droite jouant le rôle d'une charnière.

La flèche est définie comme la déflexion à mi-portée, elle est évidemment variable en fonction de la tension dans le câble et de l'échauffement.

Dans ces conditions, comme on l'a décrit au chapitre 5, on peut simuler un câble par un pendule dont le bras vaut $2/3$ de la flèche (position du centre de gravité) et l'on peut concentrer les forces agissantes au bout de ce bras dont la rigidité sera fonction de la tension mécanique dans le câble.

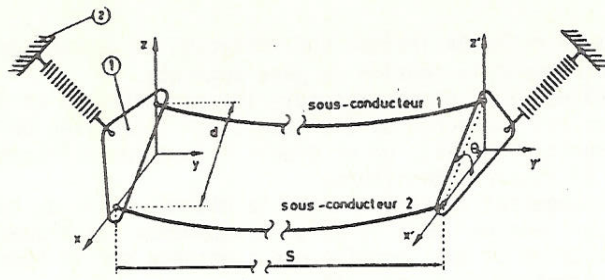


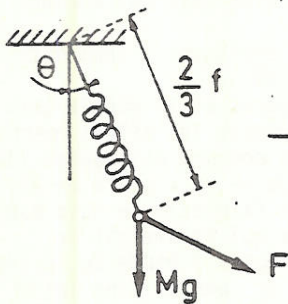
Figure 2 Portée de faisceaux de conducteurs suspendus au même niveau

- 1) palonnier avec ancrage
- 2) pylône de raideur K (N/m)
- 3) chaîne de suspension et ancrage suspendu

$\theta_s = 0$ pour un faisceau horizontal;

$\theta_s = \frac{\pi}{2}$ pour un faisceau vertical

→ Figure 3. Le modèle pendule



M = masse totale d'un sous-conducteur (kg)

Mg = poids total d'un sous-conducteur (N)

F = forces appliquées (N)
(électromagnétiques, électrostatiques, vent, etc...)

Son orientation dépend de la configuration du faisceau.

La "force de rappel" du bras est, compte tenu des hypothèses, égale à $\frac{8fT}{S}$ (N) où f est la flèche (valeur initiale $f_0 = \frac{MgS}{8T_0}$) (m), $T_{1,2}$ la tension dans le conducteur 1,2 (N), et S la portée (m)

La force électromagnétique pour un faisceau de 2 conducteurs peut se mettre sous la forme :

$$F = k_0 \frac{0,2 \cdot I^2 \cdot 10^{-6}}{e} \cdot S \quad (2)$$

où e est la distance entre sous-conducteurs à mi-portée (m)

I l'intensité du courant dans un sous-conducteur supposée concentrée sur l'axe du conducteur

k_0 un coefficient tenant compte de l'allure parabolique, il s'obtient par intégration de la force et vaut si $e < d$:

$$k_0 = \frac{\text{artg}\left[\sqrt{\frac{d}{e}} - 1\right]}{\sqrt{\frac{d}{e}} - 1} \quad (3)$$

où d est l'écartement aux ancrages.

La longueur de la parabole peut s'exprimer par :

$$\ell = S + \frac{8}{3} \cdot \frac{f^2}{S} - \frac{(T_1 + T_2)}{K} \quad (4)$$

(le dernier terme tient compte de la rigidité équivalente des ancrages, il est négligeable dans le cas traité).

Dès lors, l'expression de variation de la tension mécanique peut s'exprimer :

$$T = T_0 - C EA \Delta\theta_T + EA \cdot \frac{(\ell - \ell_0)}{\ell_0} \quad (5)$$

avec :

- E : le module de Young (module d'élasticité) N/m^2
- A : la section droite d'un sous-conducteur m^2
- C : le coefficient de dilatation thermique linéaire $^{\circ}\text{C}^{-1}$
- $\Delta\theta_T$: l'échauffement du câble $^{\circ}\text{C}$
- $\frac{\ell - \ell_0}{\ell_0}$: la déformation relative

Le dernier terme de cette expression tient compte de l'élasticité du câble. T varie comme $(f^2 - f_0^2)$.

On voit de suite l'impact que peuvent avoir les deux derniers termes de l'expression de T.

La projection des forces agissant sur l'ensemble du faisceau, sur deux axes, conduit à l'établissement d'un système d'équations non linéaires (voir annexe 4).

Pour tenir compte du système de fixation (palonnier ou autre) on introduit une contrainte supplémentaire

$$T_1 = T_2 + J \cdot \Delta\Psi \quad (6)$$

où J(N/rad) est la raideur d'équilibre autour de l'axe de fixation à l'ancrage, cette rigidité n'a d'effet que si le faisceau n'est pas horizontal

$\Delta\Psi(\text{rad})$ est l'accroissement de l'angle d'inclinaison du palonnier ou du dispositif de fixation des conducteurs.

Si J = 0, on a rigoureusement $T_1 = T_2$

Si J = ∞ , T_1 est indépendant de T_2 ($J \cdot \Delta\Psi$ tend vers une valeur finie)

Les valeurs de J dépendent fortement du type d'ancrage et de la présence de portées adjacentes.

Ainsi, les 3 types présentés à la figure 1 présentent des valeurs de J très différentes.

Nous donnons au paragraphe 7.4 quelques informations à ce propos.

Le type de contrainte entre les tensions des conducteurs d'un même faisceau peut prendre également une autre allure par exemple $T_1 = a \cdot T_2$ où a est un coefficient dépendant du type d'ancrage, un palonnier asymétrique par exemple (voir annexe 4).

La résolution du système d'équations donné en annexe 4 permet le calcul exact du courant conduisant à un écartement e donné, dans les hypothèses admises.

Néanmoins, moyennant quelques simplifications (i), l'équation liant un rapprochement donné des conducteurs à mi-portée à l'intensité du courant correspondante est donnée par la formule (7)

(i) L'approximation est excellente dans les cas horizontaux et verticaux, elle donne une valeur par défaut dans le cas oblique si J \neq 0.

$$\frac{I}{nd} = \sqrt{\left(\frac{I_{nat}}{nd}\right)^2 + \left(\beta \cdot \frac{44.70}{S} \sqrt{\frac{1}{k_0} \frac{e}{d} \left(1 - \frac{e}{d}\right)} \left(T_0 + \frac{16 EA \cdot (f_0 \sin \theta_s)^2}{3 S^2 (1 + \frac{2EA d}{SJ})}\right)\right)^2} \quad (7)$$

La valeur de β permet de généraliser la formule aux faisceaux de n conducteurs. L'annexe 4 donne les valeurs de β en fonction du type de faisceau (par exemple $\beta = 1$ pour les faisceaux de 2 conducteurs).

On peut aisément tenir compte de l'échauffement $\Delta\theta_T$ du câble en remplaçant simplement T_0 et f_0 par les valeurs qui correspondent à cette température.

Il est intéressant de constater que l'allure de $\frac{I}{d}$ en fonction de $\frac{e}{d}$ présente un maximum vers $e \approx 0,4 d$. (fig. 4).

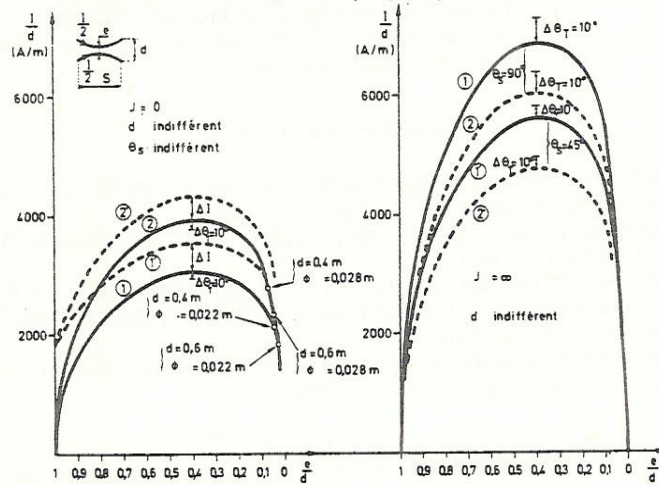


Figure 4

Rapprochement à mi-portée e en fonction du courant I parcourant le faisceau

portée : 189 m

faisceau de 2 conducteurs inclinés d'un angle θ_s

phase R : diamètre 0,028 m

phase S : diamètre 0,022 m

4 a) 1 et 1' $T_0=12500$ N/cond

2 et 2' $T_0=21000$ N/cond

1 et 2 $I_{nat}=0$; d indifférent

1'et 2' $I_{nat}=720$ A; $d=0,4$ m

4 b) 1 et 1' phase R, $T_0=21000$ N/cond

2 et 2' phase S, $T_0=12500$ N/cond

1 et 2 $\theta_s = \frac{\pi}{2}$ rad (faisceau vertical)

1'et 2'' $\theta_s = \frac{\pi}{4}$ rad (faisceau diagonal)

La valeur de I correspondant à la tangente horizontale (donc pour $\frac{e}{d} \approx 0,4$) est le courant de contact. En effet dès que cette valeur est atteinte un phénomène de réaction en chaîne apparaît lié à la force électromagnétique qui est inversement proportionnelle à e ; la variation de e est alors suffisante pour provoquer le collage des conducteurs.

L'augmentation de la force électromagnétique entre cette distance critique et le contact justifie physiquement l'écart entre la valeur qui conduit au contact et la valeur de séparation des conducteurs qui devra, pour ce faire, compenser cet effet de déplacement par une diminution de l'intensité du courant ayant le même effet sur la force électromagnétique.

La partie de la courbe pour laquelle les valeurs de e sont inférieures à celles correspondant à la tangente horizontale est donc instable, sauf le point particulier correspondant à e égal au diamètre extérieur d'un sous-conducteur (ϕ).

Le point pour lequel l'écartement est égal au diamètre extérieur donne la valeur de séparation des deux conducteurs, qui est une grandeur capitale pour l'ingénieur d'exploitation. Si l'intensité de courant descend en-deçà de cette valeur les conducteurs se séparent et leur écartement sera fixé par la partie de la courbe stable. Néanmoins, il faut tenir compte pour le calcul de cette valeur que les conducteurs sont en contact non pas en un point mais sur une bonne partie de la portée; il faut dès lors modifier la valeur de la force dans les équations pour le calcul du courant de séparation.

En première approximation, on peut établir que cette longueur de contact, pour une valeur de courant qui correspondrait au contact vaut environ :

$$l_{\text{contact}} \approx S \cdot \frac{1}{\ln \frac{0,4d}{d_{\text{ext}}}} \quad (\text{conservation de l'énergie (8) électromagnétique})$$

ce qui correspond à un remplacement de k_0 par :

$$k_0 \cdot \left\{ 1 + \frac{1}{\ln \frac{0,4d}{d_{\text{ext}}}} \cdot \left[\frac{1}{k_0} - 1 \right] \right\} \approx 2 \cdot k_0 \quad (9)$$

Il faut également tenir compte de l'effet de proximité qui modifie la répartition du courant et des charges. Les courants et charges sont repoussés à la périphérie et la distance à faire intervenir dans le calcul des forces augmente d'un facteur compris entre 1 et 2. On peut en tenir compte en modifiant la valeur de k . En résumé, on peut tenir compte du contact et de l'effet de proximité en remplaçant k par environ $1,2 k$.

En général, on peut dire que la valeur du courant de séparation est de l'ordre de 60 à 70% de la valeur de contact. Il n'est pas exclu également qu'un phénomène dynamique puisse modifier cette valeur de manière non négligeable.

7.3. ETUDE PARAMETRIQUE [199]

7.3.1. Influence de la tension de pose (T_0) ou de la flèche ($f_0 = \frac{MgS}{8T_0}$) (fig. 4, 5, 6)

Son influence dépend fortement de l'inclinaison du faisceau (θ_s) et du système de fixation des conducteurs (J).

Si le faisceau est horizontal ou si $J = 0$, le courant critique augmente avec T_0 .

Pour une autre orientation, si $J \neq 0$, le courant critique diminue avec T_0 vu l'ordre de grandeur des différents termes. De plus, les valeurs sont beaucoup plus élevées, par rapport au cas $J = 0$, jusqu'à un facteur 2. Cette différence de comportement explique l'apparente incohérence entre les conclusions des auteurs de [202] et [194].

On notera toutefois qu'au-delà d'une certaine valeur la variation en fonction de T_0 s'inverse et l'on se rapproche du comportement $J = 0$.

L'explication physique de la décroissance de l'intensité du courant, donc de la force, quand T_0 augmente est liée à la sensibilité, croissante avec la tension, de la variation de la flèche à une variation de tension; dès lors à tension initiale plus élevée correspond une sensibilité plus grande d'où nécessité d'une force moindre pour

un même déplacement.

Cette remarque n'a de sens que s'il y a un effet différentiel entre les 2 câbles, c'est-à-dire quand $J \neq 0$.

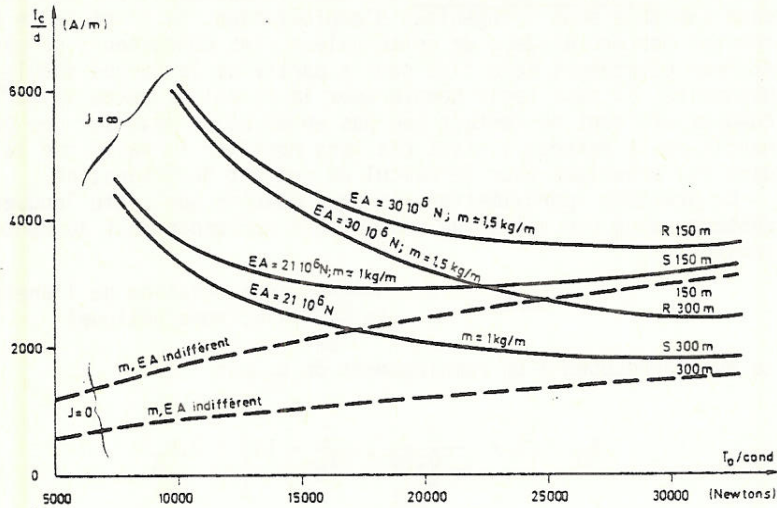


Figure 5

Intensité de contact I en fonction de la tension de pose pour différentes caractéristiques de conducteur et les deux valeurs limites de J

- faisceau vertical de 2 conducteurs : $\theta_s = \frac{\pi}{2}$ rad

- données relatives aux conducteurs indiquées sur la fig. 6

A partir d'une certaine valeur de T_0 cet effet disparaît car la rigidité aux déplacements devient trop grande, à la limite les câbles ne peuvent plus bouger.

7.3.2. Influence des caractéristiques du conducteur (rigidité et masse) (fig. 4, 5 et 6)

Sans influence directe si $\theta_s = 0$ ou si $J = 0$ car $\sqrt{\frac{T_0}{S}}$ dans ce cas le terme d'origine électromagnétique varie comme $\sqrt{\frac{T_0}{S}}$

Sinon ($\theta_s \neq 0$ et $J \neq 0$) ces caractéristiques sont fondamentales, les valeurs critiques croissent avec la rigidité extensionnelle (EA) et la masse du conducteur.

7.3.3. Influence de l'écart entre sous-conducteurs (d) (fig. 4, 5 et 6)

A d constant le long de la portée, la courbe $\frac{I}{d} = f\left[\frac{e}{d}\right]$ est très sensiblement indépendante de d en l'absence de forces électrostatiques.

Comme $\frac{e}{d} \approx 0,4$ pour le calcul du courant de contact, le courant de contact augmente quasi linéairement avec d .

Si d varie entre l'ancrage et la mi-portée, la formule proposée doit être modifiée (voir annexe 4). Le courant de contact augmentera encore linéairement avec l'écart à mi-portée.

7.3.4. Influence de la raideur d'équilibre du système de fixation des conducteurs (J) (fig. 4, 5 et 6).

Si J est infiniment grand, les tensions dans les deux conducteurs sont indépendantes et le courant décroît quand la tension initiale augmente dans les zones habituelles. Les valeurs de contact peuvent être environ 2 fois plus grandes que si $J = 0$.

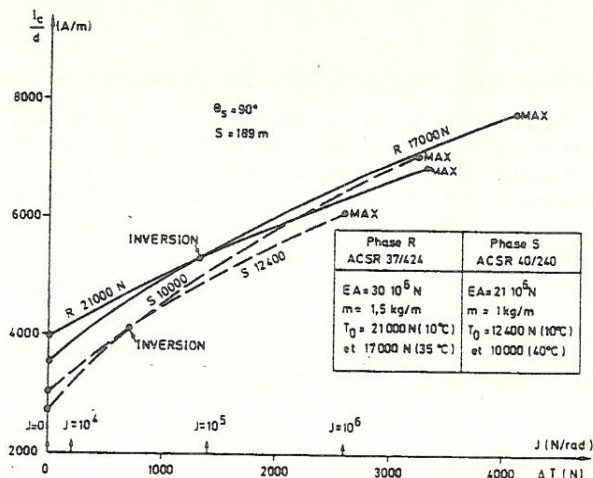


Figure 6

Relation entre ΔT , J et I_c pour une portée courte, avec ancrages aux extrémités.
A la distance de contact ($e=0,4 d$):

T_1 = tension dans le conducteur supérieur (N)
 T_2 = tension dans le conducteur inférieur (N)

$$\Delta T = \frac{16EA}{3S^2} \cdot \left[\frac{(d-e) \cdot f_0}{1 + \frac{2EA \cdot d}{S \cdot J}} \right]_{e=0,4 d} = T_1 - T_2$$

$\Delta T = 0$ correspond à $J = 0$

$\Delta T = \text{MAX}$ correspond à $J = \infty$

Décroissance de I_c en fonction de T ("inversion") au-delà de :

$$J = 10^5 \text{ N/rad} \quad \text{Phase R}$$

$$J = 3 \cdot 10^4 \text{ N/rad} \quad \text{Phase S}$$

Si $J = 0$ le courant de contact croît avec la tension initiale et la formule est indépendante de l'orientation du faisceau et des caractéristiques des conducteurs. Physiquement, ce fait est lié à la disparition de l'effet différentiel des forces élastiques lorsque les tensions sont égales dans les deux conducteurs. La présence de J se manifeste par l'apparition d'une variation de tension entre les conducteurs de faisceau (fig. 5).

7.3.5. Influence des forces électrostatiques (fig. 4).

Une démonstration rigoureuse a été établie par CALVAER [192] de l'égalité des forces électromagnétiques et électrostatiques pour un transit de puissance correspondant à la puissance naturelle de la ligne.

Dès lors, elles sont caractérisées par $\frac{I_{\text{nat}}}{nd}$ où I_{nat} est le courant naturel de ligne ($= \frac{V}{Z_c}$ où V est la tension entre phase et neutre et

Z_c l'impédance caractéristique). Ce terme est négligeable pour des tensions ≤ 150 kV, il est d'importance croissante au-delà et déjà considérable à 400 kV. (A ce niveau, $I_{\text{nat}} = 720$ A pour un écartement de 0,4 m). Les valeurs ΔI de la figure 4 montrent l'accroissement de la valeur de contact pour un courant naturel de 720 A, soit un gain d'environ 20% dans le cas traité. Notons que pour une portée de 500 m, à every-day-stress constant, le gain atteindrait 40%.

On peut tenir compte de la modification de Z_c suite à la variation de la géométrie du faisceau, comme l'ont fait CAHEN et PELISSIER [191].

7.3.6. Influence de l'échauffement des conducteurs.

Entre l'apparition de la surcharge et l'instant du contact, ce facteur peut être considérable pour les faibles sections ou pour une séparation importante entre conducteur (0,6 m e.g.). Son effet se matérialise physiquement par son impact sur la tension mécanique dans le conducteur. Les valeurs $\Delta\theta$ de la figure 4 montrent son impact sur la valeur de contact.

7.3.7. Influence de la raideur des structures d'ancrage (K)

La présence de la raideur K joue très peu car d'une part son effet n'est pas différentiel et d'autre part les variations de tensions sont faibles par rapport aux valeurs initiales ($T_1 + T_2$ est peu différent de $2 T_0$).

7.3.8. Influence de la longueur de la portée (S) (fig. 5).

Si $J = 0$ ou si $\theta_s = 0$ (faisceau horizontal), le courant varie d'une manière inversement proportionnelle à S si on oublie le terme électrostatique.

Si $J \rightarrow \infty$ et si $\theta_s \neq 0$, le courant de contact est pratiquement indépendant de la longueur de la portée pour de faibles tensions mécaniques.

7.4. COMPARAISONS EXPERIMENTALES

Nous reprenons dans ce paragraphe les divers essais effectués à la KEMA (Arnhem) et à la PLEM (Maastricht) sur le phénomène de contact dans les faisceaux découplés parcourus par des intensités de courant de surcharge.

La valeur de la raideur d'équilibre [définie à l'équation 6] des dispositifs d'ancrage est certainement la grandeur la plus difficile à évaluer en pratique mais elle reste cependant indispensable au calcul.

Théoriquement, elle peut se déduire d'un essai réalisé pour une intensité inférieure à celle conduisant au contact, essai pour lequel seraient mesurées avec précision la rotation du système d'ancrage (quelques degrés) et la différence de tension entre les sous-conducteurs (quelques centaines de Newton). Encore faudrait-il ajuster cette valeur selon que les ancrages sont, ou non, de même type aux extrémités de la portée...

Pratiquement, nous proposons le tableau suivant qui donne la valeur de J en fonction de la longueur de la portée et pour trois types différents de suspension. (Ces valeurs sont empiriques, déduites des nombreux essais auxquels nous avons participé).

Ces valeurs correspondent à des situations habituelles (flèche de l'ordre de 3% de la portée) et supposent un écartement constant entre sous-conducteurs au long de la portée (soit les valeurs J_1 , T_{01} et d).

Si ce n'est pas le cas, on effectuera la correction :

$$J_2 = \left(\frac{T_0}{T_{01}}\right)^2 \cdot \left(\frac{e}{d}\right) \cdot J_1 \quad (10)$$

où T_0 est la tension mécanique dans le faisceau et e l'écartement à mi-portée. (la formule 10 sera justifiée plus loin).

VALEURS de J(N/rad)				
Longueur de la portée (m) Types d'ancrages	100	200	300	400
Portée entre ancrages (un palonnier à chaque extrémité)	5 10 ³	10 10 ³	17 10 ³	25 10 ³
Portée entre suspensions (avec portées adjacentes)	100 10 ³	50 10 ³	30 10 ³	25 10 ³
Portée entre ancrage et suspension (un palonnier et une portée adjacente)	40 10 ³	30 10 ³	25 10 ³	25 10 ³

TABLEAU 1. Valeur de la raideur d'équilibre

C'est sur base de ces valeurs que nous avons effectué les calculs repris ci-dessous.

7.4.1. Première comparaison (vraies grandeurs)

Essais effectués à la KEMA (Octobre 1981)

Ces essais ont été effectués sur une portée de 189 m entre ancrages (un palonnier à chaque extrémité).

Les caractéristiques des conducteurs sont reprises au tableau 2.


Type de conducteur	Phase R ACSR 37/424	Phase S ACSR 40/240	Phase T ACSR 32/185
configuration	2 conducteurs	2 conducteurs	3 conducteurs 
rigidité extensionnelle EA (N)	30.10 ⁶	21.10 ⁶	16,7 10 ⁶
masse p.u. longueur m (Kg)	1,5	1.	0,757
diamètre extérieur φ (m)	0,028	0,022	0,019

TABLEAU 2. Caractéristiques des conducteurs lors des essais effectués à la KEMA

Remarques : Phase T, seule la disposition verticale (d=30cm) représentée a été expérimentée. Les phases R et S ont été expérimentées en disposition horizontale (d=40cm), verticale (d=40cm) et oblique à 45° (d=60cm).

La confrontation des calculs (formule simplifiée) et des essais expérimentaux est reprise dans le tableau 3

N° du test	Phase	Tension initiale (kN/cond.)	disposition et écartement (m)	Valeurs expérimentales intensités/conducteur		Valeurs calculées intensités/conducteur	
				contact (A)	séparation (A)	contact (A)	séparation (A)
4003	R	21.0	vert. 0,4	825	575	820	560
4003	T	10.0	vert. 0,3	515	370	510	350
4004	R	17.5	vert. 0,4	900	550	800	540
4004	S	12.5	vert. 0,4	675	335	690	410
4006	R	21.0	diag. 0,6	1125	700	1110	715
4006	S	12.5	diag. 0,6	800	500	820	470
4011	R	20.5	horiz. 0,4	750	500	750	505
4011	S	12.0	horiz. 0,4	600	400	570	370

TABEAU 3. Comparaison calculs-expériences

Les calculs ont été effectués avec une valeur de J de 10000 N/rad. conformément au tableau 1.

Nous avons pris en compte un échauffement de 10°C pour tous les cas sauf le 4006 (phase S) pour lequel nous avons pris 30°C conformément à l'enregistrement pris lors des essais.

La concordance est remarquable (5% d'écart au maximum) sauf pour l'essai 4004 (phase R) pour la valeur de contact (800 au lieu de 900) et 4004 (phase S) pour la valeur de séparation (410 au lieu de 335).

Nous n'avons plus jamais rencontré une valeur aussi faible du rapport entre l'intensité de séparation et l'intensité de contact.

Aussi nous attribuerons cet écart à une mise en oeuvre trop rapide de l'essai lors de la phase de réduction de l'intensité du courant. Pour l'autre cas divergent c'est probablement l'inverse (montée trop rapide en courant).

On remarquera que l'intensité du courant de séparation est de l'ordre de 65% du courant de contact sur la phase R et 60% sur la phase S.

Nous n'avons pas tenu compte dans les calculs de la présence des forces électrostatiques par ailleurs également absentes lors des essais (problème de puissance de la station d'essai). Un cas réel, au niveau 400 kV par exemple, pour une même configuration donnerait les corrections suivantes (résultats numériques) :

[Phase R, $T_0 = 21$ kN, faisceau vertical, 2 conducteurs, $d = 0,4$ m]

	Intensités de courant/conduct.	
	contact	séparat.
Sans effort électrostatique (idem au tableau 3)	820	560
Avec effort électrostatique ($I_{nat} = 720$ A)	900	660

TABEAU 4. Influence de l'effort électrostatique

Soit un gain considérable, notamment sur la valeur de l'intensité conduisant à la séparation des conducteurs (18%). Par ailleurs on remarquera que la valeur du courant de séparation peut être très petite; dès lors si les conducteurs viennent en contact suite à des conditions anormales d'exploitation ils risquent d'être maintenus collés après élimination de la cause qui était à l'origine de cette situation.

Par contre, le contact des conducteurs n'est pas à craindre d'un effet direct à ce niveau de tension sauf pour des surcharges particulièrement importantes (1500 à 2000 A/phase). Ces conclusions ne sont évidemment valables que pour les zones étudiées (masse des conducteurs ≈ 1 à $1,5$ Kg/m, portée de l'ordre de 200 m en ACSR). En général, les portées croissent avec le niveau de tension et le risque augmente même si on augmente le nombre des sous-conducteurs.

7.4.2. Deuxième comparaison (vraies grandeurs)

Essais effectués à la PLEM (1982)

Des essais ont été effectués sur un canton de pose d'une ligne 150 kV en faisceau découplé (Terwinselen - Limmel près de Maastricht). Le tableau 5 reprend les caractéristiques et résultats des essais [conducteurs Alac 23/259 de module d'élasticité $6,6 \cdot 10^{10}$ N/m² de diamètre : 0,022 m et de masse : 0,9 Kg/m - la tension initiale est d'environ 10500 N par conducteur (les écartements sont repris au tableau)].

Essais sur faisceaux découplés - séries C2 et C3

Les grandeurs reprises au tableau 5 sont les écartements entre sous-conducteurs aux niveaux des ancrages (A et C) et à mi-portée (B). Chaque séparation horizontale du tableau correspond à un pylone d'arrêt et indique donc la présence d'un palonnier de part et d'autre (pylône 1, 5, 11, 21 et 32)

- essais C2 - portées en contact (1500 A sur les phases externes, 1600 A sur la phase médiane)
- * essais C3 - portées en contact (1650 A sur les phases externes, 1780 A sur la phase médiane).

N° de portée	longueur de la portée	Ecartement entre conducteurs								
		Phase inférieure			Phase médiane			Phase supérieure		
		A	B	C	A	B	C	A	B	C
1-2	226 m	40	62	80	40	66	80	40	50	40
2-3	320 m	80	88	80	80	86	80	40	49	40
3-4	320 m	80	89	80	80	92	80	40	57	40
4-5	297 m	80	59*	40	80	61*	40	40	53	40
5-6	355 m	40	85	60	40	93	80	40	77	40
6-7	305 m	60	69	60	80	80	80	40	46*	40
7-8	317 m	60	82	60	80	107	80	40	66	40
8-9	317 m	60	86	60	80	110	80	40	60	40
9-10	317 m	60	88	60	80	105	80	40	73	40
10-11	316 m	60	57	40	80	69	40	40	63	40
21-22	335 m	40	44*	40	40	42*	40	40	57	40
22-23	256 m	40	53	40	40	58	40	40	65	40
23-24	307 m	40	49	40	40	48*	40	40	48	40
24-25	369 m	40	58	40	40	60	40	40	63	40
25-26	300 m	40	59	40	40	51	40	40	63	40
26-27	348 m	40	60	40	40	60	40	40	58	40
27-28	328 m	40	59	40	40	47*	40	40	50	40
28-29	318 m	40	61	40	40	52	40	40	56	40
29-30	348 m	40	64	40	40	67	40	40	58	40
30-31	354 m	40	66	40	40	56	40	40	60	40
31-32	341 m	40	75	40	40	67	40	40	69	40

TABLEAU 5. Essais TERWINSELEN-LIMMEL
Portées en contact et écartement au repos

Les résultats, d'apparence insolite, sont en fait très logiques. En effet, pour l'essai C2 on a uniquement le contact sur la portée 21-22, la plus longue avec suspension et ancrage et le plus faible écartement à mi-portée.

Concernant l'essai C3, on a évidemment contact sur la portée 21-22 (cf. test C2) et en plus les portées 23-24 et 27-28, qui ont le plus faible écartement à mi-portée pour le canton considéré et de même pour la portée 5-6.

On peut calculer les valeurs correspondantes par la formule proposée (à nouveau absence d'effet électrostatique, vu les essais)

- Essai C2 : portée 21-22 : 335 m entre ancrage et suspension
soit $J \approx 25000 \text{ N/rad}$ (Tableau 1)

On peut dès lors calculer (formule ajustée en annexe 4 vu la distance non constante entre les sous-conducteurs) :

Phase médiane 1490 A/Phase (42 cm à mi-portée)

Phase inférieure 1540 A/Phase (44 cm à mi/portée)

alors que l'on observait lors des tests

Phase médiane 1600 > 1490

Phase inférieure 1500 \approx 1540

- Essai C3 : portée 6-7 : 305 m entre suspensions

soit $J \approx 30000 \text{ N/rad}$ (Tableau 1)

L'intensité du courant de contact sur la phase supérieure est de 1660 A/Phase (46 cm à mi-portée) alors qu'il a été observé 1650 A lors des essais.

On peut calculer de même :

portée 23-24 calculé test
1710/Phase < 1780 A (48 cm à mi-portée)

portée 27-28 1695/Phase < 1780 A (47 cm à mi-portée)

On notera que les phases inférieures et supérieures de la portée 23-24 n'entrent pas en contact car l'intensité de courant y est plus faible suite à la dissymétrie géométrique du terme (1650 < 1780 A)

Cette deuxième comparaison nous a confronté à un nouvel aspect pratique; l'espacement à mi-portée est très souvent bien plus important qu'aux ancrages ce qui influence très favorablement le comportement du faisceau. Mais remarquons que les tolérances sur l'écartement sont beaucoup plus rigides à des niveaux supérieurs de tension (effet de couronne).

7.4.3. Troisième comparaison (vraies grandeurs).

Portée 33-34 de la même ligne

Il s'agit d'une portée de 362,4 m entre ancrages (1 palonnier de chaque côté). Les caractéristiques de conducteur sont identiques aux cas précédents et la tension initiale est proche de 10 500 N (10°C) par conducteur. Compte tenu de la portée nous choisissons $J = 20000 \text{ N/rad}$ (Tableau 1), valeur qui sera corrigée en fonction de l'écartement à mi-portée, comme signalé plus haut, il vient :

	écart. à mi-portée (10^{-2} m)	valeur de J N/rad	Int. du courant de contact		Int. du courant de séparation calculs (A)
			essais (A)	calculs (A)	
Phase sup.	60	30000	Pas de contact à 1950 A	2080	1185
Phase méd.	46	23000	1540 A*	1570	965
Phase inf.	42	21000	1490 A*	1435	935

TABLEAU 6. Comparaisons essais-calculs pour la portée 33-34

*On a tenu compte d'une chute de 8% de l'intensité de courant suite au contact des conducteurs. Ainsi la valeur du tableau correspond à 1,08 fois la valeur lue lors de l'essai.

On notera à nouveau l'excellente concordance, malgré l'imprécision sur la valeur initiale de la tension.

Lors des essais, les valeurs conduisant à la séparation n'ont pu être atteintes car il n'était pas possible de descendre en deçà de 1020 A et il n'y a pas eu contact sur la phase supérieure à la valeur maximale des essais.

7.4.4. Quatrième comparaison (modèle réduit)

Les comparaisons qui vont suivre font état des essais effectués sur modèles réduits à Maastricht (PLEM).

Pour rappel (chapitre 6) les facteurs d'échelle sont :

A = section	(m ²)	F = force	(N)
l = longueur	(m)	i = courant	(A)
ρ = masse spécifique	(Kg/m ³)	t = temps	(S)
C = chaleur spéc. max.	(J/Kg°C)	Ω = résistivité	(Ω×m)
E = module élast.	(N/m ²)		
θ = température	(°K)		
α = coef. exp. linéaire	°C ⁻¹		

$$F \propto \rho A l \quad i \propto \sqrt{\rho A l} \quad t \propto \sqrt{l} \quad E \propto \rho l \quad \theta \propto \frac{1}{\alpha} \quad A \propto \frac{\Omega}{C} \alpha l^{3/2}$$

$$(1) \quad (2) \quad (3) \quad (4) \quad (5) \quad (6)$$

Dans le cas étudié, le facteur (4) n'est pas pris en compte (les forces élastiques ne seront pas réduites dans le bon rapport, ceci n'a pas d'influence en position horizontale du faisceau), ni le facteur (6) (ce facteur tenait compte de l'élongation liée à l'échauffement, il est effectivement négligeable si on ne regarde que le comportement à des enclenchements rapides, ce qui était le cas). La section choisie était de 1,5 mm² de Cu. (masse : 0,013 kg/m). Les cas traités peuvent donc s'adapter à des cas réels moyennant les facteurs cités, avec la restriction sur le module de Young.

On remarquera que la raideur d'équilibre des ancrages (J) est réduite dans le même rapport que les forces à condition qu'on puisse modéliser à l'échelle les divers types d'ancrages.

Les essais ont été effectués en deux étapes : sur 3 portées en série et sur une portée entre ancrages.

Etudions d'abord le comportement du modèle réduit comportant 3 portées :

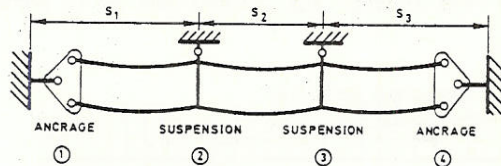


fig. 7

La distance entre sous-conducteurs était de 4 cm (facteur d'environ 10 sur les longueurs).

Plusieurs essais ont été effectués en faisant varier la tension mécanique du canton, la longueur des portées et le système de fixation (qui pouvait aisément être rigidifié).

Nous reprenons ci-dessous le résultat de quelques-uns des tests particulièrement significatifs quant à l'influence de la rigidité des systèmes d'ancrage (augmentation de la valeur de J).

Ces essais sont effectués en disposition verticale pour une tension de 19 N par conducteur (fort élevée par rapport à un cas réel puisque

conduisant pour les portées envisagées à un rapport $\frac{f_0}{S}$ d'environ 1,5% au lieu des 3% habituellement rencontrés). Les 3 portées sont respectivement de 18,7 m (S_1) et de deux fois 24,4 m (S_2 et S_3)

"libres" signifie : sans fixation particulière (fig. 8)

"fixe" signifie : pour les palonniers : on ne permet plus leur rotation (barrettes A et B) (fig. 9)

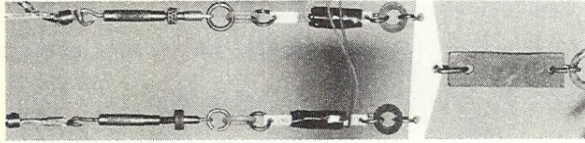


fig. 8

Figure 8. palonnier "libre"

Figure 9. palonnier "fixe"

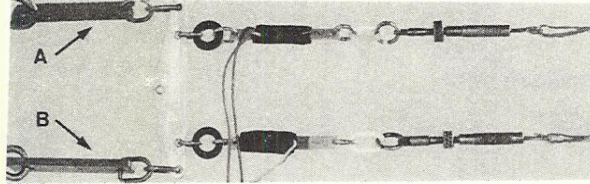


fig. 9

	ancr. 1	ancr. 2	ancr. 3	ancr. 4	courant de A /Phase contact		
					port.1	port.2	port.3
essai 1	libre	libre	libre	libre	59	66	55
essai 3	fixe	libre	libre	fixe	89	86	89
essai 5	libre	fixe	fixe	libre	62	85	54
essai 6	fixe	fixe	fixe	fixe	>93	>93	93

TABLEAU 7. Influence du type d'ancrage sur le courant de contact

On remarquera notamment l'accroissement considérable du courant de contact dans la portée centrale rien qu'en fixant les palonniers d'extrémité du canton sans toucher aux suspensions de la portée (86 A au lieu de 66 A).

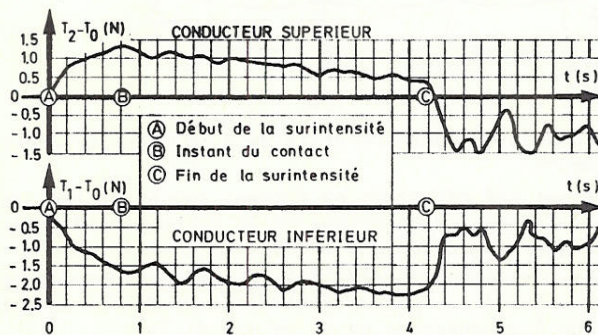


Figure 10

oscillogrammes de tensions mécaniques dans les conducteurs en fonction du temps

L'oscillogramme (fig. 10) montre l'évolution de la tension dans le conducteur inférieur et supérieur pour le test n°5. La variation de la composante continue est liée à l'échauffement du câble (mesure au palonnier à l'ancrage 4).

Sur le plan du calcul et compte tenu des valeurs de J qui correspondraient aux résultats expérimentaux l'on trouve :

	Portée 1	Portée 2	Portée 3
essai 1	30	60	30
essai 3	180	150	170
essai 5	40	150	30
essai 6	>180	>150	200

TABLEAU 8. Valeurs de J(N/rad) correspondants aux essais 1, 3, 5 et 6

Le facteur d'échelle sur J étant de l'ordre de 1000, celui sur les portées de l'ordre de 10 et celui sur les sections de l'ordre de 200 (par rapport à un cas réel) on constate que l'essai 1 donne des valeurs proches des valeurs proposées au tableau 1 de ce chapitre.

Les autres ne correspondent pas à des cas existant en ligne mais ils montrent bien l'évolution de J avec la rigidité des ancrages.

On a également examiné l'influence de la portée autour de l'essai 3. Ainsi, pour des portées médianes respectivement de 24,4 m; 29,4m et 34,4m le courant de contact variait de 86 à 76 puis à 72 A ce qui correspond, au niveau des calculs à un J de 150 puis 95 et 75 N/rad soit une décroissance notable (les valeurs à l'échelle près, sont environ 3 fois plus importantes que dans le tableau 1,

ce fait est lié à la fixation des palonniers en bout de canton).

Enfin, l'influence de la tension mécanique a été vérifiée sur le même cas et l'on obtenait pour la portée 1 (18,7 m), pour des tensions respectivement de 14 N, 19 N puis 24 N, des courants de contact identiques pour les 3 cas, de 89 A, ce qui correspondrait à une variation de J respectivement de 97 à 180 puis 280 N/rad.

Il faut donc y voir une sensibilité de J vis-à-vis de la tension mécanique (proportionnelle à T_0^2).

7.4.5. Cinquième comparaison (modèle réduit)

Ces derniers essais ont été effectués sur le modèle réduit de la portée entre ancrages du paragraphe 7.4.3.

On y a examiné l'influence de la distance à mi-portée (à écart fixé aux ancrages), l'influence de la tension de pose, de la portée et de la fixation du palonnier.

Compte tenu des facteurs d'échelle (20 sur les longueurs, 188 sur les sections, 1342 sur les forces et 36,6 sur les courants) la portée était réduite à 18,1 m et l'écart entre conducteurs à 2 cm tandis que la tension horizontale était de 7,8 N par conducteur pour une section cuivre de 1,5 mm².

La figure 11 reprend les résultats d'essais donnant l'influence de l'écartement à mi-portée. Les calculs donnent des résultats identiques pour autant que l'on fasse varier J linéairement avec l'écartement (J = 6,5 N/rad pour l'écart de 2 cm et J = 7,5 N/rad pour un écartement de 3 cm).

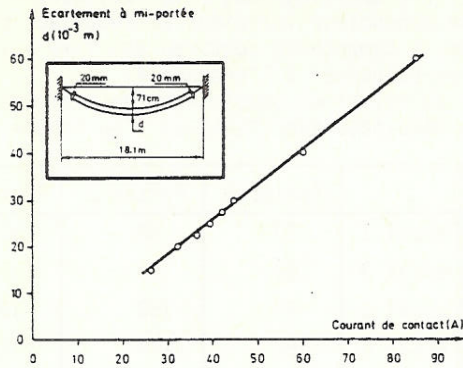


Figure 11

évolution du courant de contact en fonction de l'écartement à mi-portée

Le tableau ci-dessous reprend la variation du courant de contact avec la tension de pose (écartement constant de 2 cm).

T_0 (N)	I contact (A)
5	33,5
7,8	32,25
10	33,5

TABLEAU 9. Influence de la tension de pose sur le courant de contact

Les calculs conduiraient à des valeurs identiques pour autant que J varie comme le carré de T_0 (idem au paragraphe 7.4.4).

L'influence de la portée est visualisée à la fig. 12. On constate un phénomène de saturation pour les longues portées. Les valeurs de J passent de 0 (portée de 6 m) à 3,25 (portée de 12 m) et 6,5 (portée de 18,1 m et au-delà).

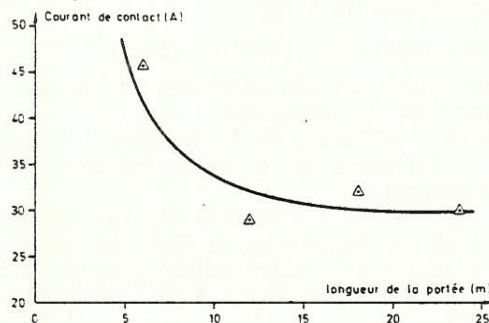


Figure 12

évolution du courant de contact en fonction de la portée

Enfin la fixation d'un des ancrages puis des deux ancrages fait passer respectivement le courant de contact de

32,25 A à 42 A puis à 53 A
 ($J = 6,5$ N/rad) ($J = 12,75$ N/rad) ($J = 22,1$ N/rad)
 2 palonniers libres 1 palonnier fixé 2 palonniers fixés

Ce qui caractérise bien l'accroissement considérable de l'intensité de courant de contact liée à l'augmentation de J.

Il est intéressant de comparer les valeurs du modèle réduit et de l'essai en vraies grandeurs, en multipliant par le facteur d'échelle du courant; on obtient pour la phase médiane :

essai en vraies grandeurs	essai en modèle réduit
1540 A	$\approx 37 \times 36,6 = 1350$ A

Soit une différence d'environ 12% liée au non respect des forces élastiques dans le modèle.

7.5. CONCLUSIONS

Le comportement des faisceaux découplés parcourus par des surintensités passagères conduisant au contact des conducteurs, est un problème complexe compte tenu des nombreux paramètres qui influencent le phénomène (indépendamment des forces électromagnétiques et électrostatiques, il faut tenir compte de la gravité, de l'élasticité des conducteurs, de la longueur des portées, de l'échauffement, du comportement des ancrages, de la fixation des conducteurs, etc ...). Sur base d'un modèle mécanique simple (pendule), la mise en équation du problème statique est aisée si l'on suppose une géométrie parabolique des conducteurs évoluant dans un plan pivotant autour de la droite joignant les ancrages.

On peut ainsi établir la formule suivante : (notations explicitées en annexe 4)

$$\frac{I}{nd} = \sqrt{\left(\frac{I_{nat}}{nd}\right)^2 + \left(\beta \frac{4470}{S} \sqrt{\frac{1}{k_0} \frac{e}{d} \left(1 - \frac{e}{d}\right) \left(T_0 + \frac{16EA \cdot (f_0 \sin \theta_s)^2}{3S^2 \left(1 + \frac{2EA d}{SJ}\right)}\right)}\right)^2} \quad (11)$$

L'allure de la courbe du courant I en fonction de l'écartement à

mi-portée présente une valeur maximale quand $\frac{e}{d} \approx 0,4$ (fig. 4) (40% de la valeur initiale) : cette distance critique correspond à la valeur du courant critique provoquant le rapprochement brutal des conducteurs et le contact sur environ une demi-portée.

Le courant de séparation des conducteurs s'obtient pour un écartement e égal au diamètre extérieur (à condition de remplacer k_0 par $1,2 k_0$ pour tenir compte notamment de l'effet de proximité). L'intensité du courant de séparation est de l'ordre de 60 à 70% du courant de contact.

La formule proposée peut également être transformée de manière à exprimer, pour un courant de contact donné, la portée ou la tension de pose critique.

On peut appliquer la formule pour des faisceaux avec entretoises, on remplacera dans ce cas S par la longueur de la sous-portée.

Nous pouvons dégager, suite à notre étude, les points suivants :

1) Le comportement de la fixation des conducteurs (caractérisée par J) est fondamental pour le calcul des intensités critiques. Ainsi une fixation rigide, c'est-à-dire laissant indépendantes les tensions mécaniques dans chaque sous-conducteur, peut donner des valeurs nettement plus élevées que dans le cas contraire (J = 0 c'est-à-dire égalité des tensions) (fig. 4, 5 et 6).

Notons que la rigidité peut venir de portées adajacentes maintenant la chaîne de suspension, et le système d'attache des conducteurs, fixe par raison de symétrie.

Cette remarque n'est valable que pour les faisceaux obliques et verticaux.

2) En général, le courant de contact décroît quand la portée augmente, mais il faut tenir compte de la remarque du point 1. Ainsi, pour les pylônes avec ancrages, la fixation des conducteurs (par palonniers) conduit à de faibles valeurs critiques (éventuellement inférieures à celles de portées intermédiaires plus longues) d'où l'intérêt apparent des courtes portées près des pylônes d'ancrage, à moins que l'on ne puisse rigidifier le système de fixation ...

3) L'influence des forces électrostatiques, proportionnelles au carré de la tension, devient sensible au-delà de 150 kV. Son effet global augmente avec la portée et diminue avec l'écartement initial entre conducteurs et avec la valeur de J. L'effet est plus ou moins doublé pour le courant de séparation. Ainsi, à 400 kV (courant naturel de 720 A), il majore le courant de contact de 25% et celui de séparation de 50% pour une portée de 500 m et un écartement de 0,4 m entre conducteurs (J = 0). Ces gains tombent respectivement à 15% et 30% si J = ∞, mais agissent sur des valeurs de courants plus élevées.

4) On a évidemment intérêt à augmenter la distance entre conducteurs puisqu'elle influence favorablement le terme d'origine électromagnétique. Bien sûr, on prendra garde aux effets secondaires tel l'effet de couronne qui augmente rapidement avec cet écartement.

5) Les faisceaux verticaux et obliques donnent des valeurs de contact plus élevées que dans le cas horizontal uniquement si les fixations possèdent une certaine rigidité J. Si J = 0, les valeurs critiques sont indépendantes de l'orientation du faisceau et des caractéristiques du conducteur et l'on peut écrire :

$$\frac{I_c}{nd} = \sqrt{\left(\frac{I_{nat}}{nd}\right)^2 + \left(2600 \frac{\sqrt{T_0}}{S}\right)^2} \quad (12)$$

6) La variation des courants critiques en fonction de la tension mécanique dans le câble est croissante si J = 0 et décroissante, dans les zones habituelles, si J = ∞ (fig. 5). L'influence de l'échauffement du câble jouera donc également en sens opposé selon la raideur de la fixation (fig. 4). (On tient compte de l'échauffement en remplaçant, dans la formule proposée, T₀ et f₀ par leur valeur à la température qui correspond à l'intensité critique).

7) Dans le cas d'une portée en contact suite à l'apparition d'un court-circuit, on peut craindre que les conducteurs ne restent ou ne reviennent en contact après l'élimination réussie du défaut. Nous proposons, dans cette éventualité, de raisonner comme suit :

- a) ou bien le courant de défaut est éliminé pendant un laps de temps. Les conducteurs reviendront en contact pour autant qu'on atteigne ensuite la valeur du courant critique (pour $\frac{e}{d} \approx 0,4$) correspondant à l'échauffement créé par le court-circuit.
- b) ou bien le courant de ligne est ramené à une valeur plus faible suite à l'élimination du court-circuit sur une autre ligne. C'est alors la valeurs de l'intensité de séparation, correspondant à un écartement égal au diamètre d'un conducteur, qu'il faut évaluer avec le même échauffement.

8) Les nombreux essais expérimentaux et la confrontation aux calculs ont prouvé une excellente concordance. Il convient de choisir les valeurs de la raideur d'équilibre selon le tableau ci-dessous :

VALEURS DE J(N/rad)				
Longueur de la portée (m)	100	200	300	400
Types d'ancrages				
Portée entre ancrages (un palonnier à chaque extrémité)	$5 \cdot 10^3$	$\dots 10 \cdot 10^3$	$\dots 17 \cdot 10^3$	$\dots 25 \cdot 10^3$
Portée entre suspensions (avec portées adjacentes)	$100 \cdot 10^3$	$\dots 50 \cdot 10^3$	$\dots 30 \cdot 10^3$	$\dots 25 \cdot 10^3$
Portée entre ancrage et suspension (un palonnier et une portée adjacente)	10^3	$\dots 30 \cdot 10^3$	$\dots 25 \cdot 10^3$	$\dots 25 \cdot 10^3$

Ces valeurs sont valables pour des ordres de grandeurs habituels ($f_0 \approx 2,5$ à 3% de la portée) et pour un écartement constant entre conducteurs. Si tel n'est pas le cas, il convient d'ajuster la valeur du tableau proportionnellement à l'écartement à mi-portée et au carré de la tension mécanique.

9) Trois solutions sont susceptibles de limiter le rapprochement des conducteurs :

- soit augmenter l'écartement à mi-portée par une détente du sous-conducteur inférieur
- soit augmenter la valeur de J (rigidification des ancrages)

- soit augmenter le poids du sous-conducteur inférieur.

A la conception, il convient de choisir un écartement maximal aux ancrages, et ne pas opter pour de longues portées entre ancrages (palonnier).

Chapitre 8

RESULTATS PRATIQUES ET CONCLUSIONS

8.1. VALIDITE DES HYPOTHESES UTILISEES

L'influence de la rigidité en flexion est négligeable pour le comportement d'un conducteur unique par phases, d'une section de l'ordre de 325 mm² (cuivre) sur une portée de 40 m et a fortiori pour des portées plus importantes, ou une section plus faible ou un matériau moins "raide" (aluminium par exemple). Les expériences menées à Laborelec en comparaison avec les calculs permettent de s'en convaincre et même d'extrapoler à des sections plus importantes. En effet, l'intensité de courant du court-circuit était relativement modeste (30 kA) et dès lors pour des valeurs plus élevées, les forces élastiques qui auraient correspondu à la flexion auraient été d'autant plus négligeables par rapport aux autres forces en présence.

L'analyse expérimentale menée par LABORELEC montre aussi que l'influence des amortissements est négligeable en basse fréquence. Cependant, cette influence peut devenir sensible quand le paramètre $\frac{F_{elm}}{Mg}$ (défini au chapitre 5) augmente (par exemple quand la section diminue ou quand l'intensité de court-circuit augmente). L'expérience menée à Laborelec sur un câble d'une section de 105 mm² le prouve. Cet effet est lié à l'accroissement de la vitesse du câble (amortissement "externe") et à celui de la vitesse de déformation du câble (amortissement interne). Nous avons vu que l'introduction artificielle d'un amortissement permettait d'inclure l'amortissement de hautes fréquences et un plus faible amortissement en basse fréquence. Ce dernier est contrôlable par le choix approprié des paramètres d'intégration numérique temporelle. On peut très bien limiter l'amortissement aux hautes fréquences seules ce qui permettrait d'obtenir des valeurs surestimées d'un maximum d'environ 20% pour les contraintes mécaniques maximales (elles apparaissent presque toujours pendant les 2 premières secondes du défaut). Cette méthode artificielle pour introduire l'amortissement nous paraît tout aussi valable que l'introduction d'une matrice d'amortissement du système car, dans les problèmes étudiés, les amortissements réels sont très mal définis, notamment ceux liés à la friction des brins de conducteurs les uns sur les autres qui sont fonction de données généralement non disponibles ("passé" du conducteur, corrosion, etc...). Il faut toutefois remarquer qu'il nous est impossible, par cette méthode, d'utiliser le schéma explicite. En effet, ces schémas n'introduisent pas d'amortissement numérique et la propagation des erreurs d'arrondis liées aux hautes fréquences, peut dénaturer rapidement la réponse.

L'influence des chocs entre conducteurs ne doit être envisagée que dans le cas des faisceaux de conducteurs, ce qui n'était pas le but de notre étude. Cette hypothèse a été discutée au chapitre 2. Rappelons que même en cas de choc l'allure de l'ensemble du faisceau reste quasi identique à celle d'un conducteur de masse et de section doublée.

8.2. OUTIL DE CALCUL DISPONIBLE

Le logiciel mis au point (module "CABLE" du SAMCEF) permet d'étudier le comportement non-linéaire des câbles tendus soumis à de grands déplacements, dans le cadre des hypothèses rappelées plus haut. La structure peut également comprendre des câbles très faiblement tendus (dérivation, etc...) et les câbles peuvent être supposés extensibles

ou non. Les structures d'ancrage peuvent être incluses dans le modèle sous forme condensée ("super élément") ou non. On peut évidemment tenir compte des chaînes d'isolateur et des armements. L'effet de l'échauffement des câbles peut être pris en compte.

Le cas particulier de mise sous traction des câbles par un mécanisme à contrenoids a été également envisagé pour autant que la configuration corresponde à celle décrite au chapitre 2 (la longueur non déformée, entre points d'ancrage, reste constante).

Le logiciel est particulièrement adapté au calcul de la réponse transitoire (2 à 4 s.) des structures à haute tension (150 kV et plus) parcourues par des fortes intensités de court-circuit. Le calcul de la force électromagnétique reste valable quelle que soit la disposition relative des conducteurs les uns par rapport aux autres. Le modèle de la forme du courant est actuellement limité à une seule constante de temps mais il est évident que tout autre modèle pourrait être inclus dans le logiciel si les données correspondantes étaient disponibles.

Une méthode analogue du calcul des forces électromagnétiques a été mise au point pour des barres rigides ce qui permet d'étudier leur comportement pour une disposition quelconque des barres, notamment les croisements et les changements de direction, qu'ils proviennent du jeu de barres proprement dit (un parallèle barres par exemple) ou des sectionneurs barres.

L'entrée des données est réduite à un minimum d'informations qui sur base du générateur "PRELEC" fournit les données directement assimilables par SAMCEF; les données relatives aux calculs des forces électromagnétiques subissent un pré-traitement et une mise à forme propice à la rapidité d'exécution au sein du module CABLE.

Le traitement des résultats s'effectue totalement d'une manière graphique, d'abord sur listes d'ordinateur, les courbes étant cadrées sur les valeurs maximales (déplacements, tension mécanique dans le câble, réactions aux appuis et distance entre phases en fonction du temps, débattement d'un point du câble dans un plan parallèle aux plans du trièdre de référence). Des tracés plus précis et à l'échelle désirée peuvent être également obtenus sur table ou écran graphique grâce notamment aux modules POSTFAC et DESSIN de SAMCEF. On peut aussi obtenir une vue en perspective de l'ensemble de la structure à un instant donné.

8.3. QUELQUES "BONNES" STRATEGIES DE CALCUL

Les stratégies proposées conviennent principalement aux types de problèmes étudiés dans le cadre du travail.

8.3.1. Choix de la discrétisation spatiale.

La discrétisation spatiale revient à fixer le découpage de la structure en éléments finis (poutres, câbles, contraintes). Ce choix s'opère avant la génération de données par PRELEC. Il est fonction du cas à traiter.

Néanmoins, le choix peut se faire notamment selon les critères suivants :

- Les structures d'ancrage, si on doit les modéliser seront discrétisées sommairement car leur participation inertielle est faible. On utilisera éventuellement un "super élément". Exception doit être faite pour les ancrages soumis à des efforts impulsionsnels comme les isolateurs supports à la base des dérivations. Ces éléments ne seront pas discrétisés dans le calcul général. Il vaut mieux dans ces cas en faire une analyse en second stade après avoir relevé l'évolution de la force de réaction aux points d'ancrage du câble à ce support.

- Les dérivations vers les appareillages seront également sommairement discrétisées (deux éléments du second degré, par exemple) car c'est principalement le câble du jeu de barres qui guide le mouvement et les instants où la dérivation se tend sont davantage déterminés par sa longueur que par ses débattements propres.

- La discrétisation du jeu de barres fait intervenir le bon sens en se référant au degré d'approximation des champs de déplacements de l'élément choisi. Il faut savoir que seules les basses fréquences d'oscillation sont importantes. Un minimum de sept éléments (du second degré) par phase permet d'obtenir une allure réaliste de la réponse transitoire. Il faut évidemment ajouter un élément par chaîne d'isolateurs (premier ou second degré selon qu'elle est rigide ou non).

- Il faut se souvenir, lors de la numérotation des éléments, que la méthode de résolution est "frontale". On essaiera donc de numérotter les éléments à la suite l'un de l'autre et de se ramener le plus rapidement possible aux noeuds isolés (vu la géométrie unidimensionnelle).

La numérotation des noeuds quant à elle n'a aucune influence. Pour rappel le temps de calcul évolue grosso modo comme $N \cdot M^2$ où N est le nombre de degrés de liberté et M la largeur de front. Compte tenu de la géométrie unidimensionnelle des éléments M peut être réduit à quelques unités.

8.3.2. Schéma d'intégration et discrétisation temporelles

Dans le cadre des problèmes qui nous préoccupent le schéma qui donne le meilleur rendement (précision-temps de calcul) est celui de Hilber, Hughes et Taylor (H.H.T). Les distorsions en fréquences et l'amortissement peuvent s'extrapoler grosso modo à partir des caractéristiques en système linéaire (fig. 1 et 2 du chapitre 3). Le choix particulier du paramètre α dépend du taux d'amortissement désiré. Compte tenu des pas utilisés et des fréquences habituellement rencontrées, $\alpha = -0,1$ convient pour limiter l'amortissement aux hautes fréquences, ce qui est valable pour une valeur du paramètre $\frac{F_{elm}}{Mg}$ (défini au chapitre 5) inférieur à 2, au-delà on augmentera la valeur absolue de α jusqu'à $\alpha = -0,3$ pour $\frac{F_{elm}}{Mg}$ de l'ordre de 4. L'amortissement artificiel introduit compense les amortissements externe et interne qui ne sont pas introduits directement dans le modèle. Cette méthode est évidemment approximative mais compte tenu de ce que l'intérêt de la réponse transitoire est limité à environ deux ou trois périodes, l'impact de l'approximation est fortement atténué.

Avec ces choix, on peut espérer approcher les valeurs lors d'un défaut réel à environ 10% près par excès, sur les valeurs maximales, en général.

Le choix du pas de temps, grâce au schéma utilisé, peut se situer aux environs de 0,01 s. dans presque tous les cas. On est évidemment contraint avec ce choix de ne considérer pendant le court-circuit que la composante unidirectionnelle de la force et non ses composantes harmoniques. Nous avons vu que cette approche était très satisfaisante sauf si un maximum de tension mécanique apparaît très rapidement ($\leq 0,1$ s.) par suite de la disposition étudiée. On peut juger de visu de cet impact éventuel et opter dans ce cas pour un pas réduit à 2,5 millièmes de seconde pendant le court-circuit.

Il faut écarter définitivement, pour ce genre de calculs, et dans les hypothèses admises, le schéma explicite de Newmark ($\beta=0, \gamma=\frac{1}{2}$), ainsi que le schéma du trapèze ($\beta=\frac{1}{4}, \gamma=\frac{1}{2}$). En effet, la propagation des erreurs d'arrondies aux hautes fréquences non amorties, déstabilise

la réponse et multiplie le temps de calcul par un facteur qui peut atteindre 10.

8.3.3. Remise à jour de la matrice d'itération.

Compte tenu de la forte non-linéarité des problèmes étudiés la remise à jour de la matrice d'itération (schémas implicites) doit s'effectuer à l'intérieur même des pas de temps. La correction de type Newton-Raphson conduit évidemment à minimiser le nombre d'itérations par pas mais le coût de calcul est élevé. Il existe pour chaque cas une stratégie optimale mais il n'y a pas de règle générale.

La correction de type Quasi-Newton augmente le nombre moyen d'itérations par pas mais le gain sur le temps de calcul est important par mise à jour (environ 1/3 à 1/4 d'une remise à jour de type Newton-Raphson, dans les cas étudiés), et à peine plus élevé qu'une simple itération sans remise à jour.

La stratégie optimale à adopter est donc d'utiliser la remise à jour de type Quasi-Newton à chaque itération. L'initialisation du processus se fera par une itération de type Newton-Raphson. Dans les cas difficiles on prolongera Newton-Raphson jusqu'à abaisser le résidu des forces hors équilibre en-deçà de 0,1.

Dans les divers types de Quasi-Newton les méthodes de Davidon et de Broyden-Fletcher-Goldfarb-Shano (B.F.G.S.) semblent être les plus appropriées. La méthode de Broyden quant à elle doit être abandonnée dans le type particulier de problème étudié.

Une "bonne" stratégie conduira pour un pas de temps tel que ceux proposés à un nombre moyen d'itérations par pas en général supérieur à 3 et inférieur à 8, quel que soit le type de correction de la matrice d'itération.

8.3.4. Position de référence

La position de référence se détermine sur base des données générées par PRELEC et préparées par le préprocesseur DYNAM de SAMCEF. Elle doit être l'image la plus proche possible de la configuration réelle juste avant l'apparition du défaut.

Cette position correspond à l'équilibre statique sous les forces de gravité et éventuellement de vent, dans des conditions définies de température.

Deux possibilités permettent d'atteindre cet équilibre : un calcul statique itératif par correction progressive de la matrice de raideur ou un calcul dynamique amorti.

Nous n'avons jamais rencontré de cas non convergent par la méthode statique et les corrections de Newton-Raphson. Cependant, le nombre d'itérations a quelquefois dépassé la centaine avec une évolution quasi aléatoire du résidu. Le temps de calcul pouvait alors atteindre environ 15 minutes (IBM 370/158) avant de trouver la solution convergée.

La méthode dynamique avec un amortissement important permet de converger dans tous les cas d'une manière monotone vers la solution en équilibre. Cependant, d'une part, il faut parcourir plusieurs périodes d'oscillation avant d'obtenir un résidu suffisamment faible et d'autre part le pas de temps ne peut être choisi trop grand faute d'augmenter considérablement le nombre d'itérations par pas et donc le temps de calcul. En général, on choisira un pas proche de 0,1 à 0,2 fois la période d'oscillation du câble dans son plan (et non la période pendulaire) et l'on choisira le schéma H.H.T avec un paramètre α compris entre -2 et -4 pour obtenir un amortissement élevé. Une stratégie optimale semble être de n'effectuer qu'un seul pas selon la méthode indiquée et d'affiner ensuite la réponse de manière statique.

8.3.5. La technique du "line search"

Cette technique permet d'affiner la correction du déplacement à une itération en annulant la projection du résidu sur une direction. On calcule la nouvelle correction par interpolation linéaire ou quadratique de la courbe du résidu projeté en fonction des déplacements.

Il semble que la direction de projection doit être le déplacement. Les interpolations quadratiques sont nettement plus performantes que les linéaires et pour un coût plus faible à taux égal de réductions du résidu projeté (décroissance d'un facteur 10 en 2 recherches). Plutôt que de définir un facteur minimum à atteindre pour la réduction du résidu projeté (0,5 et 0,9 sont cités dans la littérature) on peut également arrêter les recherches lorsque le facteur de correction du déplacement approche l'unité.

L'inconvénient majeur de cette méthode réside dans le fait qu'elle ne peut pas inclure la modification de raideur liée à la nouvelle correction, faute de n'améliorer en rien le processus de Newton-Raphson. Dans tous les cas étudiés, cette recherche particulière n'a pu apporter aucune amélioration satisfaisante que ce soit lors d'une itération statique ou dynamique.

8.3.6. Evaluation a priori du temps de calcul

Si on tient compte des stratégies "optimales" reprises ci-avant, si la discrétisation est bien choisie (rappelons l'importance de la numérotation des éléments) on peut compter sur environ 0,15 s. par pas et par degré de liberté, pour un pas de 0,01 S. sur toute la période d'observation (calculs sur IBM 370/158 ou DECSYSTEM 2050). Si l'on divise le pas (5 ou 2,5 millièmes de seconde) on ne peut guère descendre en deçà de 0,10 s. par pas et par degré de liberté.

Ce temps de calcul important est lié notamment aux nombreuses manipulations de fichiers. Un traitement intégral en mémoire centrale permettrait assurément de diviser ce temps par un facteur important mais on perdrait une partie de la souplesse d'exécution et la mémoire requise se modifierait d'un facteur similaire mais dans l'autre sens, ce qui empêcherait de traiter des problèmes de taille plus conséquente (actuellement on peut étudier des problèmes d'environ 250 degrés de liberté avec une réservation mémoire de 256 kbytes).

8.4. METHODE SIMPLIFIEE

La méthode simplifiée du pendule à deux degrés de liberté présente un intérêt certain. Cette méthode permet d'approcher pour un coût dérisoire la réponse transitoire de la structure soumise à une contrainte électromagnétique. La prise en compte d'un grand nombre de paramètres permet d'en juger qualitativement l'importance et l'effet d'une modification de l'un d'entre eux sur la réponse globale. Ce modèle ne prend pas en compte les dérivations souvent présentés en poste pour l'aiguillage vers l'appareillage au sol (sectionneurs, disjoncteurs, transformateurs, etc...). La portée doit être de niveau, la forme du câble est supposée parabolique et tous les points de la déformée restent coplanaires. Ces hypothèses simplificatrices ne permettront pas de définir avec précision le dimensionnement du poste ou de la ligne sans autres calculs plus précis (SAMCEF) néanmoins on peut aisément s'en contenter pour approcher le problème. Il va de soi que ce modèle est encore plus performant en ligne aérienne (structure simple, pas de dérivations, influence limitée des chaînes d'ancrage, etc...).

8.5. MODELE REDUIT

La possibilité d'effectuer un modèle réduit prenant en compte l'ensemble des lois qui guide le phénomène semble difficile voire impossible à réaliser dans la généralité des cas. Il faudrait en effet pouvoir mettre à l'échelle le module d'élasticité tout en conservant les propriétés de conductivité électrique du matériau et surtout en évitant des phénomènes secondaires liés au passage du courant (contraction de ressort hélicoïdal, etc...). Si l'on néglige ce facteur d'échelle on obtient une réponse transitoire du modèle qui présente évidemment un comportement analogue à ceux que nous avons rencontrés tout au long du travail, mais il n'existe pas de facteur d'échelle qui permettrait d'en déduire les contraintes mécaniques de l'installation réelle.

Deux cas d'application restent cependant possibles : en passant d'un ensemble en aluminium au modèle en cuivre on peut approcher un facteur d'échelle de 1/2 sur les longueurs. Ce modèle permettrait par exemple d'étudier l'ensemble des portées des postes (en conducteur aluminium) sur une seule structure similaire à celle construite à Laborelec. Il faudra toutefois prendre garde aux structures d'ancrage.

Un autre cas d'application, valable à plus grande échelle, est le comportement aux surcharges des faisceaux découplés à 2 sous-conducteurs horizontaux auquel cas les forces élastiques ne jouent pas de rôle. Ce cas manque cependant d'intérêt pratique.

8.6. FAISCEAUX DECOUPLES

Le problème des faisceaux découplés parcourus par une surintensité (proche de deux fois l'intensité nominale) peut s'étudier d'une manière statique par la méthode simplifiée du pendule à deux degrés de liberté. Les sous-conducteurs viendront en contact pour une intensité de courant qui pourra les rapprocher à environ 40% de leur écartement initial à mi-portée. Cette intensité est proche de 1500 A par phase pour les grandeurs habituellement rencontrées en ligne. Cette intensité, pour une disposition verticale du faisceau diminue avec la portée et la masse des conducteurs. Elle diminue également quand la tension dans les conducteurs augmente pour les grandeurs habituelles en ligne. L'influence de la constitution des ancrages peut modifier l'intensité de contact d'un facteur proche de 2 pour des portées courtes (150m environ) : la rigidification de l'ancrage telle qu'expliquée au chapitre 7 permet d'obtenir le gain mentionné ci-avant.

L'intensité de courant permettant la séparation des conducteurs venus en contact est de l'ordre de 60% seulement de la valeur critique qui les mène au contact soit donc d'environ 900A par phase. L'influence des forces d'origine électrostatique est significative surtout à partir du niveau 400 kV; cet effet permet d'accroître la sécurité par rapport aux valeurs de contact et de séparation.

8.7. CONSEQUENCES DES CONTRAINTES ELECTROMAGNETIQUES - AIDE AU DIMENSIONNEMENT

Nous avons établi cinq paramètres qui semblent pouvoir donner à eux seuls, une idée des conséquences liées à un court-circuit sur des connexions tendues (chapitre 5)

$$\frac{t_{c-c}}{\sqrt{f_0}} ; \frac{Kf_0}{T_0} ; \frac{Kf_0}{S} ; \tau ; \frac{F_{elm}}{Mg}$$

f_0 est la flèche maximale, T_0 la tension horizontale de pose, S la portée, K la raideur des deux ancrages mis en série, t_{c-c} la durée du court-circuit, τ la constante de temps de la composante unidirec-

tionnelle du courant, Mg le poids total d'une phase et F_{elm} la force électromagnétique totale appliquée sur une phase exprimée à l'aide de la valeur efficace de l'intensité du courant de court-circuit.

Le premier paramètre $\left(\frac{t_{c-c}}{\sqrt{f_0}}\right)$ permet de définir une durée de court-circuit critique au-delà de laquelle les contraintes plafonnent à une intensité de court-circuit donnée. La valeur critique vaut environ 0,3. Cette valeur pourra toujours être atteinte en poste compte tenu des flèches habituellement rencontrées. Par contre en ligne aérienne on restera souvent en deçà. La valeur critique a été établie pour une disposition en nappe.

Les tensions mécaniques maximales augmentent avec la valeur du deuxième paramètre $\left(\frac{Kf_0}{T_0}\right)$. Le fait de considérer des ancrages infiniment rigides conduit à une surestimation importante des contraintes et déplace la zone d'influence du coup de fouet. On peut compenser une valeur élevée mais finie de la raideur en diminuant la tension de pose en conséquence, sans toutefois exagérer. Nous avons vu que la distance minimale entre phases est curieusement peu influencée par une modification de la tension de pose, a fortiori en présence de dérivations.

A durée et intensité du courant de court-circuit fixées on a intérêt à augmenter la portée tout en conservant un même rapport $\frac{f_0}{S}$: les contraintes seront affaiblies (car le premier paramètre $\frac{t_{c-c}}{\sqrt{f_0}}$ diminue et le deuxième reste constant) et la distance minimale entre phases non affectées, a fortiori en présence de dérivations.

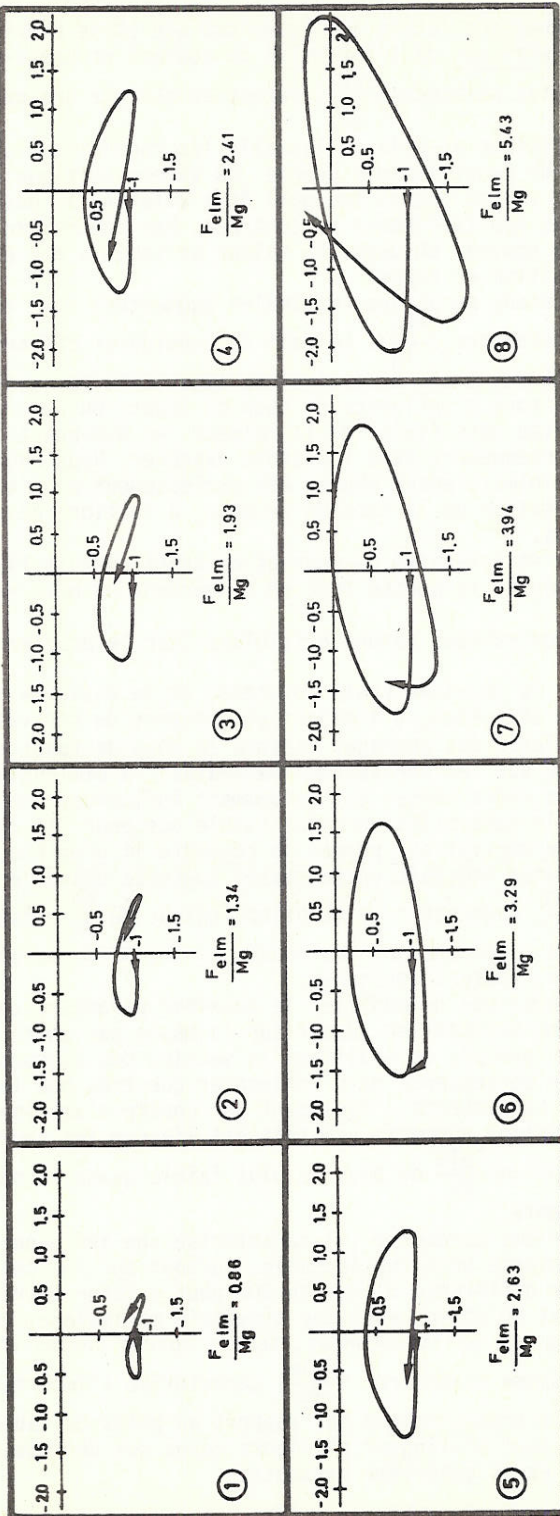
La souplesse des ancrages atténue le coup de fouet et permet un gain appréciable sur les contraintes maximales, la diminution de la distance d'isolement entre phases est évidemment influencée dans le mauvais sens mais la sensibilité est plus faible que pour les contraintes et la présence de dérivations permet de résoudre le problème.

La distance minimale entre phases augmente quand le troisième paramètre $\left(K\frac{f_0}{S}\right)$ augmente : le maintien logique de $\frac{f_0}{S}$ constant n'influence donc pas le rapprochement des phases si les autres paramètres, excepté le deuxième, restent constants.

Il est possible de modifier le deuxième paramètre tout en maintenant le troisième constant en jouant sur la masse par unité de longueur des câbles, par exemple en modifiant la section des conducteurs. Ceci aurait pour conséquence de n'influencer que très peu les contraintes maximales. La distance d'isolement par contre s'améliore nettement quand la section augmente (ce fait est lié sur les courbes du chapitre 5 à une abscisse $\frac{F_{elm}}{Mg}$ de plus en plus faible quand la masse des conducteurs augmente).

Le quatrième paramètre (τ) caractérise une influence très sensible de la composante unidirectionnelle, surtout sur les contraintes mécaniques. Une différence d'environ 60% peut exister entre un défaut sans asymétrie et un défaut avec une asymétrie maximale et une constante de temps de 150 milli-secondes, toutes autres choses étant égales.

Le cinquième paramètre $\left(\frac{F_{elm}}{Mg}\right)$ caractérise l'importance relative de la force électromagnétique par rapport au poids du câble. Selon sa valeur il faut distinguer plusieurs zones qui dépendent de la valeur du premier et du quatrième paramètres.



La figure ci-avant montre l'évolution du mouvement du câble en fonction de $\frac{F_{elm}}{Mg}$ pour $\tau=0$ et $\frac{t_{c-c}}{V_{f0}}=0,2$: le coup de fouet augmente en amplitude puis il s'efface (mouvement circulaire), il reprend ensuite mais avec une contrainte proche de celle du premier écart.

Les détails de l'étude paramétrique du chapitre 5 permettront de guider l'utilisateur vers tel ou tel choix. La méthode simplifiée lui permettra d'établir son propre réseau de courbes, le cas échéant.

Une fois que l'on se sera fixé grâce à cette étude préliminaire une structure complète, le calcul SAMCEF permettra d'en déduire avec précision (environ 10%), comme l'ont montré les diverses vérifications expérimentales, les contraintes mécaniques maximales et la distance minimale entre phases. La précision dépend bien sûr de celle des données qui seront fournies. Dans les contraintes maximales on relèvera les efforts impulsionsnels imposés aux éléments d'ancrage des dérivations. Dans les cas étudiés ces efforts ont atteint plus de 2000 daN en crête (défaut de 63 kA; 0,5 s.; portée de 87 m). Les efforts dans les jeux de barres quant à eux n'ont pas dépassé 3 fois la valeur initiale, conformément à l'étude paramétrique. Une exception importante concerne l'étude d'une portée fortement dénivelée et en disposition non horizontale des 3 phases, où l'on a atteint plus de 20 fois la valeur initiale, qui toutefois était faible. Cette amplification considérable est liée à la répulsion de la phase supérieure d'une disposition en drapeau; en effet, elle peut prendre une très grande amplitude compte tenu des flèches rencontrées en ligne aérienne, ce qui conduit à un coup de fouet conséquent. Par ailleurs le comportement des jeux de barres de postes avec mise sous tension mécanique par contrepoids est dangereux principalement pour le rapprochement des phases suite au "mou" donné aux câbles par la rotation du mécanisme.

Chapitre 9

CONCLUSIONS GENERALES

Un module d'analyse dynamique transitoire des structures en câbles a été mis au point. Ce logiciel, intégré dans le SAMCEF, est particulièrement adapté à l'étude du comportement des conducteurs souples soumis aux contraintes électromagnétiques.

Dans le cadre de ces problèmes, la précision atteinte par les calculs est très satisfaisante (10% par excès) comme il a été possible de le vérifier grâce aux résultats expérimentaux obtenus en vraies grandeurs. Ceci, bien entendu, pour autant que les données de la structure étudiée soient connues avec précision.

Diverses stratégies de calcul ont été comparées et nous en avons dégagé quelques conclusions originales dans le cadre des problèmes non-linéaires abordés. Ainsi, l'utilisation du schéma d'intégration proposé par Hilber-Hughes-Taylor (H.H.T) permet une approche optimale de la résolution des problèmes (précision-temps de calcul). La remise à jour de la matrice d'itération s'effectuera toujours grâce à des corrections de type Quasi-Newton après une initialisation utilisant la technique de Newton-Raphson. La technique du "line search" ne sera pas employée et le calcul de la position d'équilibre statique (dénommée position déformée ou de référence) pourra s'effectuer à l'aide d'un calcul dynamique amorti en vue d'assurer une convergence monotone vers l'équilibre recherché. Divers programmes ont été mis au point pour faciliter l'entrée des données et l'interprétation des calculs numériques. Parallèlement, quelques problèmes particuliers ont été développés.

1.- Un modèle simplifié basé sur la théorie du pendule à deux degrés de liberté a permis, après vérification des limites du modèle, d'envisager une étude paramétrique dont les conclusions ont permis de dégager quelques facteurs fondamentaux utiles dans le cadre du dimensionnement au court-circuit des installations électriques. Cette étude représente un apport personnel important à une meilleure connaissance du problème.

2.- Les perspectives d'utilisation d'un modèle réduit ont été développées et la définition originale d'un facteur d'échelle applicable aux sections, facteur pratiquement indépendant de celui des longueurs, augmente la liberté dans le choix de la constitution d'un modèle.

3.- Le comportement des faisceaux découplés peut être valablement étudié sur base du pendule à deux degrés de liberté. Une contribution originale a permis d'expliquer l'apparente incohérence existant dans la littérature, en comparaison avec certains essais expérimentaux. Cette contribution basée sur le comportement des ancrages des conducteurs a permis d'une part, de mieux cerner le problème et d'autre part, de prévoir des solutions pratiques au danger inhérent à l'utilisation des faisceaux découplés.

L'utilisation du logiciel dans quelques cas représentatifs des problèmes rencontrés dans la pratique a fait apparaître plusieurs conclusions qui constituent un apport nouveau au "know-how" dans le domaine étudié.

- en général dans les installations électriques, les contraintes mécaniques résultantes restent d'un ordre de grandeur acceptable pour ne pas adopter systématiquement une nouvelle technologie (barres rigides par exemple), tout au moins jusqu'au niveau 63 kA

- les impacts sur le dimensionnement d'un poste peuvent être considérablement améliorés.

- Les dérivations feront l'objet d'un examen particulier car d'une part elles limitent les mouvements des câbles mais d'autre part elles

subissent, ainsi que leurs ancrages, des efforts souvent élevés (2000 daN, par exemple).

- Le comportement des lignes aériennes, et notamment les portées de descente vers un poste, seront étudiées en vue de vérifier principalement le comportement des pylônes et portiques aux contraintes électromagnétiques.

Dans tous les cas, la méthode de calcul proposée, aidée par une approche simplifiée, permettra de donner à l'ingénieur de conception une assurance réaliste quant à la tenue des structures à ce type de contrainte.

DEVELOPPEMENTS ULTERIEURS

Le comportement des faisceaux de conducteurs devra être introduit dans le logiciel SAMCEF de manière à prévoir l'effort de pincement des entretoises en début de défaut. Tout au long du travail nous avons mentionné les raisons qui nous empêchaient de le faire avec le modèle actuel. Compte tenu du phénomène de choc, il faudra revoir les conclusions pour le début de la période d'observation du phénomène, qui sera probablement abordée par un schéma d'intégration temporelle explicite avec le calcul automatique du pas de temps.

Une matrice d'amortissement devrait alors être incluse dans le modèle. Il faudra également prévoir une stratégie spéciale pour séparer le calcul au sein du faisceau de l'ensemble de la phase, sinon les coûts de calcul deviendront prohibitifs.

Par ailleurs, il conviendrait d'étudier d'autres modèles de la forme transitoire du courant. Nous avons vu que l'influence de la composante unidirectionnelle était significative. On pourrait dès lors approcher le modèle en prenant en compte plusieurs constantes de temps qui sont effectivement présentes au début du phénomène, de manière à quantifier cet effet.

...

Il n'est plus guère possible de contester que les prêtres de l'Inde, de l'Egypte, que les Mages de la Perse et la Chaldée avaient en Chimie, en Physique, en Astronomie, en Médecine, des connaissances que sur certains points nous avons sans doute dépassées, mais que sur d'autres nous sommes peut-être fort loin d'avoir récupérées.

MAURICE MAETERLINCK, *Le Grand Secret*.

La Grèce anti-socratique, X.

ANNEXES