

COMMUNICATIONS TECHNIQUES TECHNICAL PAPERS

Le comportement des faisceaux découplés The behaviour of spacerless bundles

Surintensités provoquant le contact et courant de séparation Attraction and release values arising from high load currents

par/by
P.H. LEPPERS
Ingénieur en chef à la PLEM (Pays-Bas)
&
Chief engineer, PLEM (Netherlands)

J.L. LILIEN
Assistant du Professeur Mean
à l'Université de Liège (Belgique)
&
Assistant to Professor Mean,
University of Liège (Belgium)

NOTE LIMINAIRE DUE A
M.M. DIENNE (*) ET MEAN

PREFACE BY
MESSRS. DIENNE (*) AND MEAN

We are pleased to present a study undertaken as follows. Working Group CORECH, has been formed by the "Comité de Coordination de la Recherche" Unipède to study the phenomenon of galloping. In this context, Mr. Leppers, Chief Engineer at PLEM, led an experimental study on the attraction values of unspaced bundle subconductors, as used on several networks in Europe to prevent galloping problems.

Through Mr. Dienne's mediation, Laborelec requested et Distribution de l'Energie Electrique, at the University of Liège. The latter has undertaken the theoretical approach of these phenomena, in connection with the experiments carried out by PLEM at KEMA and Ma- de ces phénomènes. Ce sont essentiellement les résultats de cette étude qui sont présentés ici. Dans une seconde partie, une confrontation des résultats expérimentaux et théoriques sera publiée dans cette même revue.

CONTENTS

1. Introduction
2. General considerations
3. Bundling practice
4. Effect of the conductor supports currents
5. Basic formulae to calculate the attraction and release
6. Conclusions
7. References
8. Appendix

(*) M. Dienne, Chairman of Working Group, CORECH, is Manager at Laborelec (Belgium).

TABLE DES MATIERES

1. Introduction
2. Considérations d'ordre général
3. La pratique de la mise en faisceau
4. Effets des supports des conducteurs
5. Formules de base pour le calcul du courant de contact et de séparation des conducteurs
6. Conclusions
7. Références
8. Annexes

(*) M. Dienne, président du Groupe de Travail CORECH est directeur à Laborelec (Belgique).

1. INTRODUCTION

On high voltage transmission lines with conductors of $\phi \leq 25$ mm, unsparcing of the sub-conductors of the bundle overcomes the problem of large amplitude oscillations caused by ice or snow accretions and wind; a phenomenon known as "galloping";

In Western Europe approximately 360 km system length of spacerless bundle conductors are in service. In the course of 15 years experience it has been shown that uncoupling of bundles in the vertical or diagonal arrangement gives an adequate remedy against phase-to-phase faults caused by galloping.

Nevertheless, electromagnetic attraction may cause the subconductors to "clash" and this phenomenon may present a problem.

2. GENERAL CONSIDERATIONS

An unsparced twin bundle may produce side effects at load current conditions, such as a reduction in sub-conductor spacing or collapse, with subsequent consequences of an increase in the strength of the electric field, increase in impedance and considerable audible noise at contact (100 Hz).

The CORECH Working Group on galloping, initiated by the Comité de la Recherche of Unipede decided to perform a study into the phenomenon of collapsing which may occur in unsparced bundles.

At the request of Laborelec, the University of Liège has carried out analytical studies and has drawn up basic formulae to determine the attraction values acting between sub-conductors at load current conditions

3. BUNDLING PRACTICE

Transmission line engineers generally use spacers on bundle conductors to maintain the design spacing between sub-conductors. The design spacing should be maintained under such environmental conditions as high winds and icing, as well as during normal loading of the line.

In the event of short-circuit currents however spacers are not able to maintain the normal bundle separation and the sub-conductors will collapse and severe spacer stress may occur.

Spacers should be able to withstand this electro-mechanical force and to restore the sub-conductors to the design spacing when the fault is cleared and the normal load current is restored.

1. INTRODUCTION

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

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

Néanmoins, la force d'attraction électromagnétique peut engendrer un rapprochement des sous-conducteurs et ce phénomène peut poser un problème à l'avenir.

2. CONSIDERATIONS D'ORDRE GENERAL

L'utilisation des faisceaux découplés peut avoir des effets secondaires dans des conditions normales de charge tels que la réduction de l'écartement ou le contact avec pour conséquences l'accroissement du gradient de potentiel, l'augmentation de l'impédance et l'apparition d'une gêne acoustique considérable au contact (100 Hz).

Le Groupe de Travail CORECH s'occupant de galop fut créé à l'initiative du Comité de la Coordination de la Recherche de l'Unipede et a décidé de mener une étude sur le phénomène de contact pouvant affecter des faisceaux sans entre-toises, ces derniers étant largement utilisés en Europe afin de prévenir le galop.

L'Université de Liège a, à la demande de Laborelec, effectué des études analytiques et a élaboré des formules fondamentales afin de déterminer l'attraction entre sous-conducteurs dans des conditions de courant de charge.

3. LA PRACTIQUE DE LA MISE EN FAISCEAU

Les ingénieurs responsables de lignes de transport utilisent généralement des entre-toises sur des faisceaux de conducteurs, afin de maintenir l'écartement prévu entre les sous-conducteurs, et ce aussi bien dans des conditions météorologiques telles que les vents forts et du gel, que pour une charge normale de ligne.

Mais en cas de courants de court-circuit, les entre-toises sont incapables de maintenir l'écartement normal; du fait des forces électromagnétiques ainsi engendrées, les sous-conducteurs entrent en contact et une tension importante se manifestera sur l'entretoise.

Les entretoises doivent pouvoir résister à cette contrainte électromécanique et ramener les sous-conducteurs à l'écart normal aussitôt que le défaut est éliminé et que le courant de charge normal passe.

Dans des conditions de charge d'urgence, l'entretoise est incapable de maintenir l'espacement, mais elle devrait au moins assurer un retour à l'écart initial entre les sous-conducteurs.

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 problèmes de boulons lâches, de vibrations, d'usures de joints, de fatigue, etc., ce qui permettra évidemment une économie.

Dans un certain nombre de pays d'Europe Occidentale où les conditions hivernales sont susceptibles d'engendrer des défauts de phase imputables au galop des faisceaux de conducteurs, les faisceaux découplés constituent un excellent remède à ce problème pour les conducteurs de dimension moyenne, dans des contrées à climat tempéré.

A l'heure actuelle sur le réseau européen il y a environ 360 km de faisceaux sans entretoises en disposition verticale et oblique, (voir Fig. 1) et en l'espace de 15 ans on n'a pas encore observé de défauts dus aux effets secondaires du galop.

Dans les zones à fortes gelées, les faisceaux verticaux sans entretoises peuvent subir des effets secondaires liés au fait que le gel est nettement plus important sur le conducteur supérieur que sur le conducteur inférieur. Ceci engendrera des entrecroisements, alors que la disposition en diagonale ou oblique avait précédemment pour but d'éviter de tels contacts. Dans le cas de faisceaux dépourvus d'entretoises, le coup de fouet dû à la chute brutale de la glace engendre des mouvements dans le plan vertical seul, ce qui peut être un avantage en matière de prévention de défauts de phase.

4. EFFETS DES SUPPORTS DES CONDUCTEURS

Les conducteurs des lignes aériennes de transport sont, aux pylônes d'arrêt, reliés et maintenus séparés par une fixation à un palonnier triangulaire tandis qu'aux pylônes de suspension on rencontre des ancrages avec palonnier simple ou double au bout de la chaîne comme indiqué dans la figure ci-dessous (Fig. 1). Les courants de charge dans les faisceaux verticaux et obliques provoquent un déplacement de ces systèmes de fixation résultant de l'accroissement de la tension dans le conducteur supérieur et de sa décroissance 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.

Under high load or emergency load conditions the spacer is not able to maintain the spacing, but it should at least ensure a return to the original sub-conductor distance.

In some countries, such as the U.S.A. and South Africa, spacerless vertical twin bundles are used to save cost and have been successfully used to prevent spacer damage and associated problems, e.g. loose bolts, vibration, joint wear, fatigue, etc.

In a number of countries in Western Europe, where winter conditions are likely to initiate phase faults due to galloping of bundle conductors, uncoupled bundles are an adequate means to overcome this problem for medium-size conductors in a temperate climate.

At present, about 360 km circuit length of uncoupled bundles (see Fig. 1) in vertical and diagonal configuration are installed in existing and new transmission lines in Europe. Over a period of 15 years no faults due to galloping or side effects have been observed on these lines.

In areas subject to icing conditions, uncoupled vertical bundles can undergo side effects caused by heavy icing of the upper, compared with the lower conductor resulting in contact of the sub-conductors. The diagonal or oblique arrangement was designed to avoid this problem. With uncoupled bundles, "jumping" due to sudden ice unloading results in motions mainly in the vertical plane; uncoupling can be an advantage in these circumstances regarding prevention of phase faults.

4. EFFECT OF THE CONDUCTOR SUPPORTS

Transmission line conductors at angle and terminal towers are connected and spaced by strainclamps to a triangular yokeplate and at suspension towers to suspension clamps fixed on swinging links as indicated in Figure 1.

Loading currents of vertical and diagonal arranged bundles cause deflections of those fixings resulting in increasing of the tension of upper and decreasing of the tension of lower conductor.

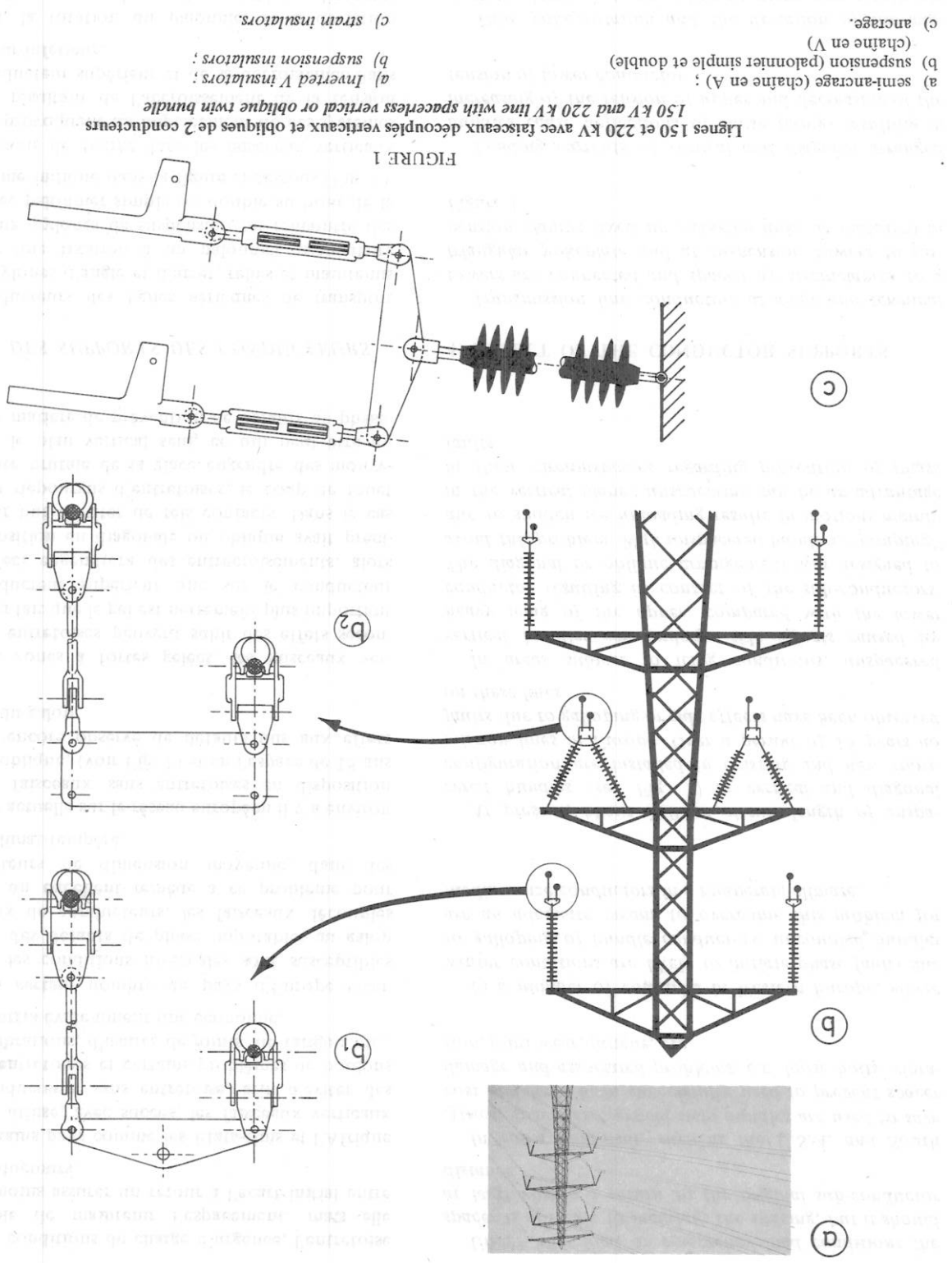
Thus yoke rotation and the deviation of the supporting clamps between adjacent spans very sensitively influence the collapsing current as we will try to explain in the text in more detail.

5. FORMULES DE BASE POUR LE CALCUL DU COURANT DE CONTACT ET DE SEPARATION DES CONDUCTEURS

5. BASIC FORMULAE TO CALCULATE THE ATTRACTION AND RELEASE CURRENT

5.1. Etat de la question
 Plusieurs études ont été publiées sur le sujet. Les hypothèses de travail adoptées y diffèrent assez l'une de l'autre. Nous repreneons ci-dessous les principaux

5.1. State-of-the-art review
 In the numerous previous investigations on this subject, the adopted working assumptions have been rather different. The essential parameters affecting



paramètres qui influent sur le comportement des faisceaux découplés de conducteurs :

behaviour of the uncoupled conductor bundles are stated below :

- 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 non linéairement avec la flèche, qui est liée directement aux param. 5 à 8

- 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'isolateur (voir Fig. 2)

6) l'échauffement du câble qui conduit à une certaine élongation

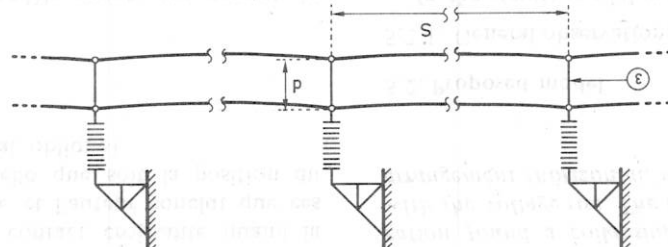
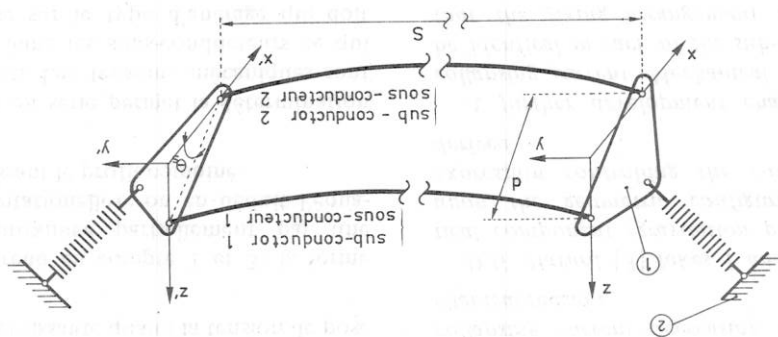
- 7) la forme géométrique prise par le câble sous l'action des diverses forces en présence
- 8) la rigidité en flexion du câble.

Cahen et Pélissier [1] en 1948 déjà présentait une

étude remarquable en ce qui concerne les faisceaux horizontaux. Ils tenaient compte des paramètres 1, 2, 3 et supposait la forme parabolique (par. 7) ce qui permettait une formulation simple mais fiable dans le cas envisagé. De nombreuses expériences étaient faites en guise de conclusion, la présence d'entretoises était inévitable (2 sur 500 m de portée pour un écartement de 0,4 m).

In 1948, Cahen and Pélissier [1] issued a remarkable study on horizontal bundles. The parameters 1, 2 and 3 were taken into account and the assumed parabolic configuration (par. 7) enabled a simple but reliable expression for the considered case. Numerous experiences corroborated the calculations. It was concluded that the presence of spacers is unavoidable (2 spacers on a 500 m span at a 0,4 m spacing).

- a) tower structure
- b) connection of the subconductors of the insulator string by means of yoke plate and swinging links (see Fig. 2).
- 6) temperature rise of the conductor which involves some lengthening
- 7) the conductor geometry due to the different influencing forces
- 8) the bending stiffness of the conductor.



Portée de faisceaux de conducteurs suspendus au même niveau

Bundle conductor span suspended at supports at the same level

- 1) yoke with anchor clamps,
- 2) tower structure with stiffness K (N/m),
- 3) swinging links with suspension clamps.

$\theta_s = 0$ for horizontal bundle ;

$\theta_s = \frac{2}{\pi}$ rd for vertical bundle.

$\theta_s = 0$ pour un faisceau horizontal ;

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

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

FIGURE 2

Les japonais [4] et [5] quant à eux tiennent unique-
ment compte de 1 mais ne font pas d'hypothèse simpli-
ficatrice sur la forme géométrique qui est alors déduite
de l'équation différentielle classique (approchée)

$$T \frac{d^2 y}{dx^2} = k \frac{y}{l^2}$$

T étant la tension dans le conducteur supposée constante
vu les hypothèses. Ils étudient les faisceaux de 2 à 6
sous-conducteurs par phase et en déduisent le nombre
d'entretoises à disposer par portée.

[7] tient, en plus, compte de la gravité (par. 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 hori-
zontaux et verticaux (courants de contact pour les
faisceaux verticaux les plus faibles) uniquement basés
sur l'intégration de la force électromagnétique.

Moreover [7] takes into account gravity (parameter 3)
but it made a simplified hypothesis on the geometry.
The mechanical tensions were supposed to be equal in
each sub-conductor. Nevertheless the authors found a
low difference between horizontal and vertical bundle
behaviour (vertical attractive currents are the lowest)
based only on the integration of the electromagnetic
force.

R.J. Owens [8] et R.M. Rollins [2] présentent une
étude intéressante sur base des paramètres 1, 2, 3, 4.
Le paramètre 6 est également envisagé mais d'une ma-
nière découpée. En ce qui concerne le paramètre 7 un
facteur de correction par rapport à une géométrie
parabolique est appliqué sur base d'une analogie élec-
trique. Les faisceaux verticaux sont étudiés en suppo-
sant les ancrages rigides c'est-à-dire que les tensions
mécaniques dans les deux conducteurs sont indépen-
dantes.

R.J. Owens [8] and R.M. Rollins [2] present a
interesting study which takes into account parameters
1, 2, 3, 4. Parameter 6 is treated separately. A correction
factor, referring to a parabolic shape, is applied to the
force in parameter 7 in an electrical analogy. The vertical
bundle had been studied supposing rigid anchors, that
means that the mechanical tension in each sub-conductor
is independent.

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

D.G. Havard [3] prend en compte 1 et 3; la forme
géométrique est approximée partiellement par une
chaînette (partie gravitationnelle); on en déduit l'équa-
tion différentielle régissant le profil combiné.

The proposed expression shows the variation of the
collapsing current decreasing with an increasing me-
chanical tension.

D.G. Havard [3] takes 1 and 3 into account: a ver-
tical component (gravitation portion) is superimposed
upon the geometric configuration. The differential
expression controlling the combined profile is thus
derived.

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 [2] et [8] à une
variation du courant de contact croissante quand la
tension de pose augmente et l'auteur conclut que ces
courbes sont valables quelle que soit la position du
faisceau (horizontal, vertical, oblique).

A further development enables assessment of the
collapsing current. Mechanical stresses are assumed to
be identical in each of the sub-conductors: this imple-
ments that the fixing arrangement allows for equality of
tension.

In contrast to the results of [2] and [8] this investi-
gation found a collapsing current variation increasing
with the voltage rise. The curves are valid for any bundle
arrangement (horizontal, vertical or diagonal mounting).

5.2. Modèle proposé

5.2.1. Généralités

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 (par. 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 [1] et [8] faisaient état mais qui étaient négligées
dans les autres publications.

5.2.1. General observations

In the simple model we propose, the parameters 1, 2,
3, 4, 5, 6 are taken into account, on the basis of a para-
bolic geometry (parameter 7). Working from this model,
we find a simplified expression enabling calculation of
the collapsing and releasing current for any bundle
arrangement. We calculate the very large effect of elec-
trostatic forces pointed out by the authors of [1] and
[8] but neglected in the other publications.

L'introduction de l'hyp. 5 permettra d'expliquer l'apparente incohérence entre les résultats de [2] et [3].

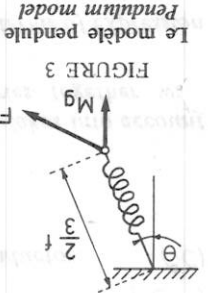
Rappelons ici que l'on néglige l'influence des autres phases et que le modèle est statique c'est-à-dire qu'il ne prend pas en compte les effets inertiels, ceci est licite compte tenu des intensités de courant envisagées (les forces électromagnétiques au contact sont à peine de l'ordre de 20 pour cent de la gravité; des 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. . .) qui pourrait négliger l'hypothèse 2 mais qui obligerait à un calcul dynamique transitoire tenant compte également de la présence des autres phases et d'autres paramètres tels l'allure du courant, etc.

5.2.2. Equations de base et formules simplifiées

En annexe 1 les notations sont explicites et aideront à la compréhension.

La portée (S) est supposée de niveau (voir correctif en annexe 2), et la forme du câble supposée parabolique et se mouvoir dans un plan pivotant sur 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, 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.



M = masse totale d'un sous-conducteur
Mg = poids total d'un sous-conducteur
F = les forces appliquées (électromagnétiques, électrostatiques, vents, . . .)

The apparent incoherence between the results of [2] and [3] can be explained by introducing parameter 5.

It should be noted that the influence of all phases is neglected in this static model. Inertia effects are not taken into account. This is acceptable knowing the current levels used (since electromagnetic forces at collapse do not exceed 20 percent of the gravity, accelerations will be small). This explains the basic difference at the investigation of spacer reductions and tension rises on conductors. . . In this model, assumption 2 could be neglected but a transient dynamic calculation would also be required, taking into account the presence of other phases and other parameters, such as the current shape, etc.)

5.2.2. Fundamental and simplified expressions

The notations explained in appendix 1 should be studied with this section.

It is assumed span (S) is at constant height (see correction factor for different levels in annex 2), the conductor outline is a parabola and moves within the plane revolving about a straight line joining the fixings, with the straight line acting as a hinge. The sag is defined as mid-span sag: of course, it is variable as a function of conductor tension and temperature rise.

A conductor span therefore can be simulated by means of a pendulum with an arm length of 2/3 of the sag (position of the centre of gravity). Acting forces can be concentrated at the end of this arm whose elastic stretch will be a function of the mechanical stress in the conductor.

MgS = total mass of one sub-conductor (kg)
Mg = total weight of one sub-conductor (N)
F = les forces appliquées (électromagnétiques, électrostatiques, vents, . . .) (N)
son orientation dépend de la configuration du faisceau.
direction of F will depend on the bundle configuration. (N)

La "force de rappel" du bras est, compte tenu des hypothèses, égale à $8fT/S$ (N) où f est la flèche $T_{1,2}$ la tension dans le conducteur 1,2 S la portée

On rappelle ici la valeur initiale de la flèche $f_0 = \frac{8T_0}{MgS}$ (on suppose qu'il n'y a pas de surcharge de glace ou du vent).

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

$$F = k_0 \frac{e}{0,2 \cdot I_2 \cdot 10^{-6}} \cdot S$$

Referring to the assumptions, the "restraining" of the pendulum arm is $8fT/S$ (N) : where

f = sag (m)
T = tension in the conductor (T_1, T_2) (N)
S = span (m)

The initial parabolic sag equation is given by : $f_0 = \frac{8T_0}{MgS}$, assuming no ice or wind loading.

Electromagnetic force for a twin bundle can be expressed according to the basic formula:

(N)

where e is the distance between sub-conductors at mid-span (m) I current in one sub-conductor assumed to be concentrated on the conductor axis (A) k_0 a coefficient taking into account the parabolic curve and derived from the force integration if $e > d$:

$$k_0 = \frac{\text{arctg} \sqrt{\frac{e}{d} - 1}}{\sqrt{\frac{e}{d} - 1}}$$

where d is the spacing at the supporting points (m) Length of the parabola can be expressed by

$$l = S + \frac{3}{8} \cdot \frac{S^2}{f^2} \cdot \frac{K}{(T_1 + T_2)}$$

(the latter term takes into account the equivalent stiffness of anchoring (2) in Figure 2) it is negligible in our study). Therefore the variation of mechanical stress can be expressed as follows:

$$T = T_0 - c EA \Delta \theta_T + EA \frac{l_0}{(1 - l_0)}$$

where E = modulus of elasticity N/mm^2 A = cross-section of one sub-conductor mm^2 c = linear expansion coefficient (C^{-1}) $\Delta \theta_T$ = temperature change of the conductor (C) l_0 = relative deformation.

The latter term of this expression takes into account cable elasticity; it appears T varies together with $(f_2 - f_0)$.

The implications of the two latter terms of expression T are evident. When forces affecting all bundles are projected onto two orthogonal axes, a system of non-linear expressions can be obtained (see Appendix 2). One additional stress is introduced to take the fixing system (yoke or swinging links) into account

$$T_1 = T_2 + J \cdot \Delta \psi$$

where $J(N/d)$ = balance stiffness upon the axis of the connection: applicable only to non-horizontal bundles $\Delta \psi (rd)$ = deviation angle of the yoke or swinging link;

où e est la distance entre sous-conducteurs à mi-portée I l'intensité du courant dans un sous-conducteur supposée concentrée sur l'axe de conducteur (A) k_0 un coefficient tenant compte de l'allure parabolique, il s'obtient par intégration de la force et vaut si $e > d$:

$$k_0 = \frac{\text{arctg} \sqrt{\frac{e}{d} - 1}}{\sqrt{\frac{e}{d} - 1}}$$

où d est l'écart aux ancrages La longueur de la parabole peut s'exprimer par :

$$l = S + \frac{3}{8} \cdot \frac{S^2}{f^2} \cdot \frac{K}{(T_1 + T_2)}$$

(le dernier terme tient compte de la rigidité équivalente des ancrages (2) dans la Figure 2) il est négligeable dans le cas envisagé). Des lors l'expression de variation de la tension mécanique peut s'exprimer

$$T = T_0 - c EA \Delta \theta_T + EA \frac{l_0}{(1 - l_0)}$$

où E est le module de Young (module d'élasticité) N/mm^2 A est la section droite d'un sous-conducteur mm^2 c est le coefficient de dilatation linéaire (C^{-1}) $\Delta \theta_T$ = l'échauffement du câble (C) l_0 = déformation relative.

Le dernier terme de cette expression tient compte de l'élasticité du câble, on voit que T varie comme $(f_2 - f_0)$.

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 des faisceaux, sur deux axes permet l'établissement du système d'équations non linéaires (voir annexe 2). Pour tenir compte du système de fixation (palonnier ou autre) on introduit une contrainte supplémentaire

$$T_1 = T_2 + J \cdot \Delta \psi$$

où $J(N/d)$ 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 $\Delta \psi (rd)$ est l'accroissement de l'angle d'inclinaison du palonnier ou du dispositif de fixation des conducteurs;

si $J = 0$, on a rigoureusement $T_1 = T_2$;

if $J = 0$, $T_1 = T_2$;

si $J = \infty$, T_1 est indépendant de T_2 ($J \Delta \Psi$ tend vers une valeur finie).

Les valeurs de J dépendent fortement du type d'an-crage et de la présence de portées adjacentes. Ainsi, les 3 types présentés à la figure 1 présentent des valeurs de J fort variables.

Nous donnerons plus de détails à propos des valeurs de J dans la publication prévue, sur le même sujet, pour la fin de cette année.

Le type de contrainte entre les tensions des conduc-teurs d'un même faisceau peut prendre également une autre allure par exemple $T_1 = a \cdot T_2$ où a est un coeffi-cient dépendant du type d'an-crage, par exemple un palonnier asymétrique (voir annexe 2).

La résolution du système d'équations donné en annexe 2 permet le calcul exact du courant conduisant à un écart e donné dans les hypothèses admises. Néanmoins, moyennant quelques simplifications, l'équation (*) guidant le rapprochement des conduc-teurs est donnée par :

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

More details about J values will be given in our next publication on this subject which will be published at the end of this year.

The strain equation between tension in a bundle could be expressed in another form, e.g. $T_1 = a \cdot T_2$ where a is a coefficient depending on fixings like an asymmetric yoke (see Appendix 2).

Solution to the system of equations mentioned in appendix 2, will enable exact calculation of the current generating a given e difference, for the accepted assump-tions.

Nevertheless, provided some simplifications are im-plemented the equation (*) for the current coming together

where I_{nat} comes from electrostatic forces. This term is due to the balance between electrostatic and electromagnetic forces at surge impedance loading (see Appendix 4). The latter term :

$$\frac{16EA \cdot (f_0 \sin \theta_s)^2}{3S^2 \cdot \left(1 + \frac{2EAd}{SJ}\right)}$$

is only true if we have a difference of tension between both conductors (i.e. if $J \neq 0$). This term is inversely proportional to T_0^2 .

From the β value, the expression can be generalized for bundles with n conductors. Appendix 3 indicated the β values as a function of the bundle type (e.g. $\beta = 1$ for twin bundles).

Temperature rise of the cable $\Delta \theta_T$ can easily be taken into account and T_0 and f_0 should be replaced by their corresponding values for this temperature. Examples of this calculation is shown in Appendix 5.

An interesting point to be noted is the ratio of I/d as a function of e/d with a maximum at about $e \approx 0,4 d$ (see Fig. 6).

The I value corresponding to this maximum, i.e. with the horizontal tangent (thus for $e/d \approx 0,4$) is the col-lapsing current. In practice, as soon as this value is achieved a chain reaction phenomenon occurs, which is

(*) This formula is correct for horizontal and vertical bund-les; but it gives a lower rank value for oblique configuration if $J \neq 0$.

n'est présent que s'il apparaît une différence de tension entre les conducteurs (c. à d. si $J \neq 0$). Ce terme est inversement proportionnel à T_0^2 .

La valeur de β permet de généraliser la formule aux faisceaux de n conducteurs. L'annexe 3 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 leurs valeurs correspondantes à cette température. On peut voir en annexe 5 des exemples de calcul.

Il est intéressant de constater que l'allure de I/d en fonction de e/d présente un maximum vers $e \approx 0,4 d$ (Fig. 6).

La valeur de I correspondant à ce maximum, i.e. à la tangente horizontale (donc pour $e/d \approx 0,4$) est le courant de contact. En effet, dès que cette valeur est atteinte, un phénomène de réaction en chaîne apparaît

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

bound to the electromagnetic force, inversely proportional to e . In that case, the space variation will reach and cause collapsing of the conductors.

The increase of electromagnetic force, between this critical distance and the collapsing moment, physically justifies the difference between the collapsing and the releasing value. The releasing value must balance this displacement effect by a decrease of current intensity giving the same effect on electromagnetic force.

This implies instability of the curve section for values smaller than those corresponding to the horizontal tangent, except for the particular point corresponding to $e = \text{conductor outside diameter } (\phi)$.

The point corresponding to a spacing as large as the conductor diameter indicates the release value of the bundle; this magnitude is essential information for the line engineer, too. For loading currents decreasing beyond this value, conductors separate and their spacing will be determined by the stable curve section. But this calculation purposes it has to be taken into account that conductors do not collapse at a single point, but over a part of the span length. Therefore, force value in the expressions has to be modified, in order to calculate the releasing current.

As a first approach, and for a current value corresponding to the collapsing value, the value can be determined as follows:

$$l \approx S \cdot \frac{\ln \frac{d}{0,4d}}{1} \quad (\text{conservation of electromagnetic energy})$$

which means k_0 can be replaced by:

$$k_0 \left(1 + \frac{\ln \frac{d}{0,4d}}{l} \right) \cdot \left[\frac{1}{k_0} - 1 \right] = 2 \cdot k_0$$

We must also take into account the proximity effect which modifies the currents and potential field. Currents and potential stress changes are evident on the outside part of conductors and the distance for the calculation of the force increases by a factor between 1 and 2. We can take this into account by modifying the k value. In brief, we can take into account the collapsing length and the proximity effect by replacing k with $1,2 \cdot k$. In general, the value of the releasing current amounts to 60 or 70 per cent of the collapsing value. It is also possible that a dynamic effect could easily modify this value.

5.3. Influence of the parameters on the collapsing value

5.3.1. Initial tension T_0 or $f_0 = MgS/8 T_0$ (Fig. 5) This effect is strongly bound to the bundle slope (θ_s) and to the anchoring system (f) (see formula I). When the bundle is horizontal or when $f = 0$, critical current increases together with T_0 .

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 de contact et la valeur de séparation des conducteurs; il faudra, en effet, compenser cette réduction de distance par une diminution de l'intensité du courant ayant le même effet sur la force électromagnétique.

La partie de la courbe correspondant à des valeurs de e inférieures à celles correspondant à la tangente horizontale est donc instable sauf le point particulier correspondant à $e = \text{diamètre extérieur d'un sous-conducteur } (\phi)$.

Le point correspondant à un écartement égal au diamètre extérieur donne la valeur de séparation des deux conducteurs, qui est une grandeur capitale pour l'ingénieur de ligne. Si le courant descend en-deçà de cette valeur, les conducteurs se séparent et leurs écartements seront fixés 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:

ce qui correspond à un remplacement de k_0 par:

$$k_0 \left(1 + \frac{\ln \frac{d}{0,4d}}{l} \right) \cdot \left[\frac{1}{k_0} - 1 \right] = 2 \cdot k_0$$

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

5.3. Influence des paramètres sur la valeur de contact

5.3.1. Tension de pose T_0 ou $f_0 = MgS/8 T_0$ (Fig. 5). Son influence dépend fortement de l'inclinaison du faisceau (θ_s) et du système de fixation des conducteurs (f) (voir formule I). Si le faisceau est horizontal et si $f = 0$, 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 différences 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 [2] et [3].

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 du courant de contact, 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 $J \neq 0$.

When, in any other arrangement, $J \neq 0$, the critical current decreases together with T_0 , due to the magnitude of the various terms. Moreover, values are significantly higher than for $J = 0$, up to a factor 2. These differing behaviours explain the apparent incoherence between the author's conclusions of [2] and [3].

Nevertheless it should be noted that the variation in function T_0 is reversed above, after a certain value, and we approximate to the behaviour $J = 0$.

The physical explanation of the decreasing of the current, thus of the force, when T_0 increases, is connected with the sensitivity, increasing with the tension, of the variation of the sag due to a variation of the tension; thus a higher initial tension corresponds to a greater sensitivity and therefore we require a lower force for a given displacement. This remark is only true if there is an unbalanced effect between conductors, i.e. when $J \neq 0$.

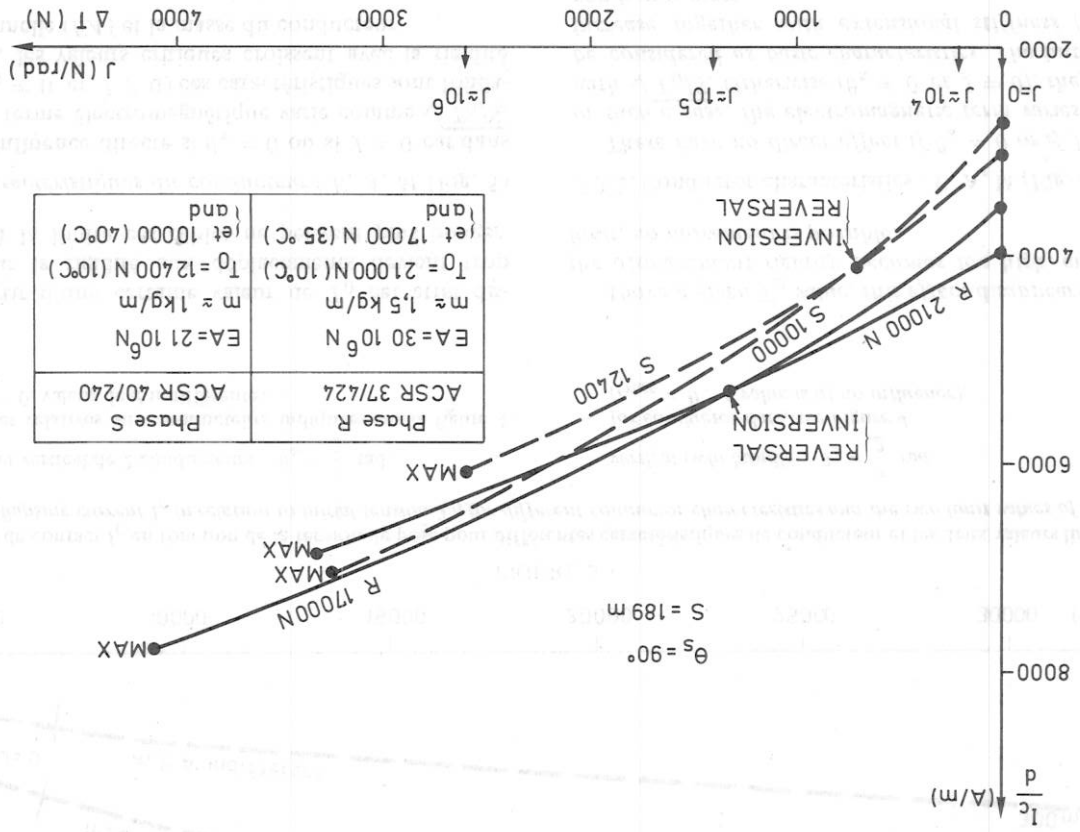
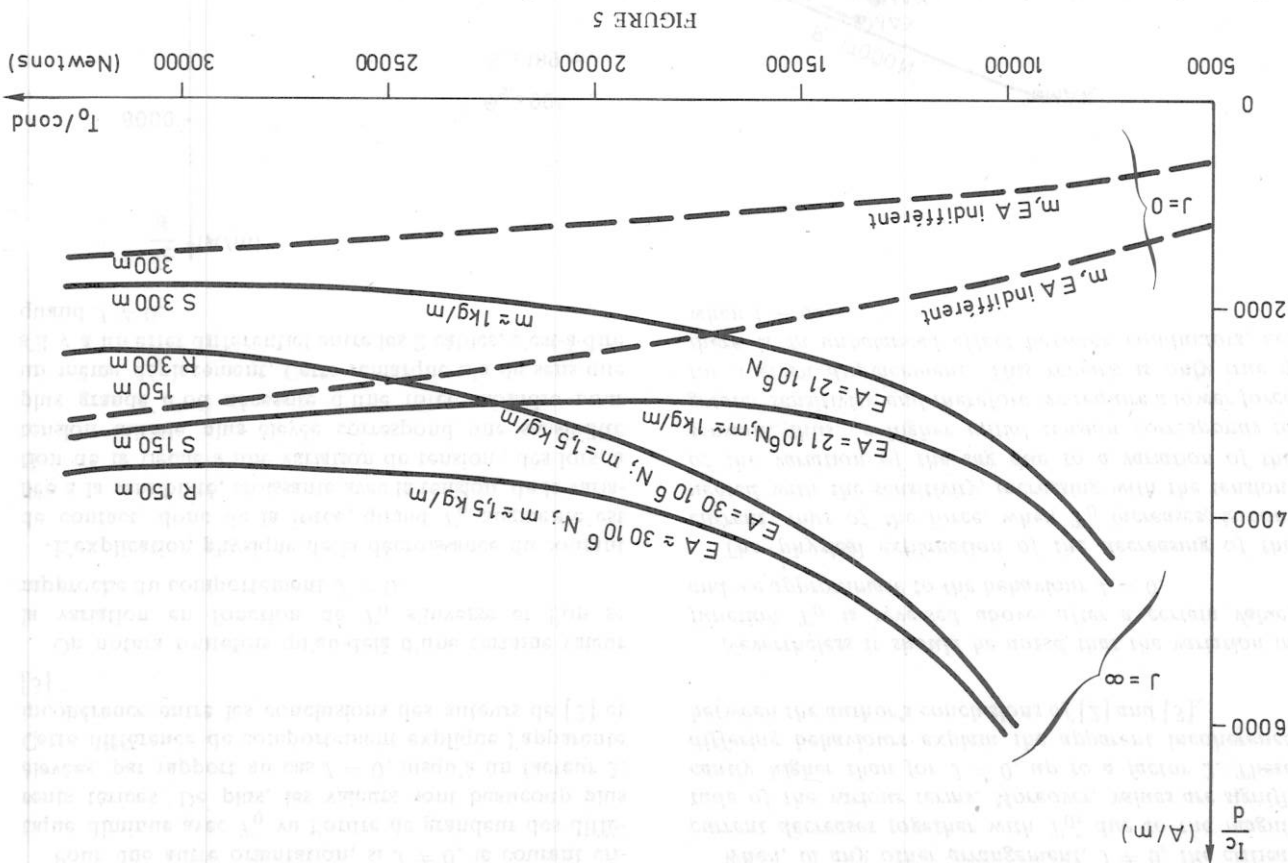


FIGURE 4 Relation entre ΔT , J et I_c pour une portée courte, avec ancrages aux extrémités, à la distance de contact ($e \approx 0,4d$):

T_1 = tension dans le conducteur supérieur (N)
 T_2 = tension dans le conducteur inférieur (N)
 $\Delta T = \frac{16EA}{3S^2} \cdot \left[\frac{(d-e) \cdot f_0}{2EA \cdot d} + \frac{1}{S \cdot J} \right]$
 $\Delta T = 0$ correspond à $J = 0$
 $\Delta T = \text{MAX}$ correspond à $J = \infty$
 Inversion de la variation de I_c en fonction de T_0 vers :

$J = 10^5$ N/rad phase R
 $J = 3 \cdot 10^4$ N/rad phase S
 $\Delta T = 0$ correspond à $J = 0$
 $\Delta T = \text{MAX}$ correspond à $J = \infty$
 Reversal point of the variation of I_c together with T_0 at about :



Courant de contact I_c en fonction de la tension de pose pour différentes caractéristiques de conducteur et les deux valeurs limites de J (collapsing current I_c in relation to initial tension T_0 for different conductor characteristics and the two limit values of J)

- faisceau vertical de 2 conducteurs : $\theta_s = \frac{\pi}{2}$ rad,
- données relatives aux conducteurs indiqués sur la figure 4, ($I_{nat} = 0$, valeur de d indifférente).
- for conductor data, see Figure 4 ($I_{nat} = 0$; d value is of no influence).
- vertical twin bundle : $\theta_s = \frac{\pi}{2}$ rad

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

5.3.2. Caractéristiques du conducteur : E, A, M (Fig. 5)

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

5.3.3. Ecart entre sous-conducteur : d

La courbe $I/d = f [e/d]$ est très sensiblement indépendante de d en l'absence de forces électrostatiques. Comme $e/d \approx 0,4$ pour le calcul du courant de contact, I augmente quasi linéairement avec d .

5.3.4. 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. Les valeurs de contact peuvent être environ 2 fois plus grandes que si $J = 0$.

5.3.3. Spacing between sub-conductors : d

Referring to the electromagnetic portion, the curve $I/d = f (e/d)$ is highly independent from d if we have no electrostatic forces. Because $e/d \approx 0,4$ for the collapsing current, this latest value increases quasi-linearly with d .

5.3.4. Balance stiffness of the conductors' anchoring points: J (Fig. 4, 5, 6)

For cases when J is infinitely large, tensions in both conductors are independent and the current decreases together with the initial tension value. Collapsing current values are nearly twice as large as for $J = 0$.

5.3.2. Conductor characteristics : E, A, M (Fig. 5)

These have no direct effect if $\theta_s = 0$ or if $J = 0$; as, in such a case, the electromagnetic term varies together with $\sqrt{T_0/S}$. Otherwise ($\theta_s \neq 0$ et $J \neq 0$), they have to be considered as basic characteristics. The initial values increase together with extensional stiffness (EA) and conductor mass.

Si $J = 0$ le courant de contact croît avec la tension initiale et la formule est indépendante de l'orientation du faisceau. Physiquement ce fait est lié à la disparition 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 (voir Fig. 4).

5.3.5. Les forces électrostatiques (Fig. 6)

Elles sont caractérisées par :
 I_{nat}/nd où I_{nat} est le courant naturel de ligne
 $(= V/Z_c$ où V est la tension entre phase et neutre et Z_c l'impédance caractéristique).

For $J = 0$, the collapsing current increases together with the initial tension and the expression is independent from the bundle arrangement. From a physical point of view, this fact is bound to the reduction of the differential effect of elastic forces when both conductors have equal tension. The presence of J is denoted by the occurrence of a variation in tension between conductor bundles (see Fig. 4).

5.3.5. Electrostatic forces (Fig. 6)

These are characterized by
 I_{nat}/nd where I_{nat} is the natural line current
 $(= V/Z_c$ with V the phases-to-ground voltage and Z_c as surge impedance).

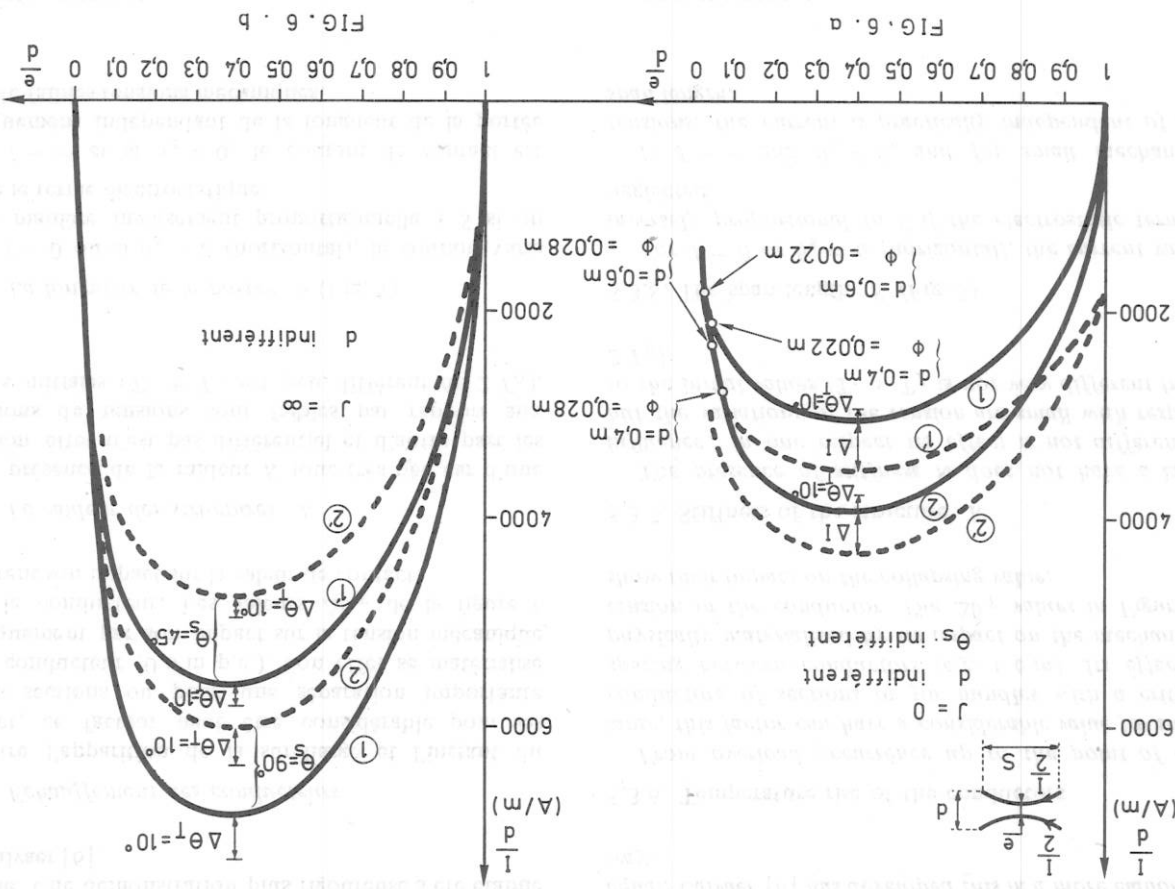


FIGURE 6

Rapprochement à mi-portée e en fonction du courant I parcourant le faisceau
 Spacing e at mid-span in relation with the bundle current I

portée : 189 m ;
 faisceau de 2 conducteurs incliné d'un angle θ_s
 phase R : diamètre 0,028 m
 phase S : diamètre 0,022 m

6a) 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
 représentatif également de $\theta_s = 0$, J quelconque
 1 et 1' phase R, $T_0 = 21000$ N/cond
 2 et 2' phase S, $T_0 = 12500$ N/cond
 1 et 2 $\theta_s = 90^\circ$ (faisceau vertical)
 1' et 2' $\theta_s = 45^\circ$ (faisceau diagonal)

6b) 1 et 1' phase-R, $T_0 = 21000$ N/cond
 2 and 2' phase S, $T_0 = 12500$ N/cond
 1 and 2 $\theta_s = 90^\circ$ (vertical bundle)
 1' and 2' $\theta_s = 45^\circ$ (diagonal bundle)
 also representative of $\theta_s = 0$, any J
 1' and 2' $I_{nat} = 720$ A; d = 0,4 m
 1 and 2 $I_{nat} = 0$, d indifférent
 2 and 2' $T_0 = 21000$ N/cond
 1 and 1' $T_0 = 12500$ N/cond

span length 189 m;
 twin bundle with a slope angle θ_s
 phase R : diameter $\phi = 0,028$ m
 phase S : diameter $\phi = 0,022$ m

For voltage levels ≤ 150 kV, this term is negligible; for higher values it becomes more significant and above 400 kV it is very large (at this level $I_{nat} = 720$ A for 0,4 m spacing). ΔI values on Figure 6 show the increasing of collapsing value for a natural current of 720 A, that means a 20 per cent increase in this special case. Let's note that for a 500 m span with the same everyday stress, the value increases by 40 per cent. As done by Messrs. Cahen and Pehissier [1], the Z_c modification due to the geometry variation of the bundle can be taken into account.

Appendix 4 denotes simply and theoretically, the impact of these forces and also demonstrates that for a power transit corresponding to the surge impedance loading, electromagnetic and electrostatic forces are equal. Calvaer [6] has developed this in a more elaborate way.

5.3.6. Temperature rise of the conductors

From overload occurrence up to the point of collapse, this factor can have a considerable value for small conductors of sections or for bundles with a critical spacing between conductors (e.g. 0,6 m). Its effect is physically materialized by its impact on the mechanical tension in the conductor. The $\Delta\theta_T$ values in Figure 6 show their impact on the collapsing value.

5.3.7. Stiffness of the structure: K

The presence of stiffness K does not have a large influence: in one respect its effect is not differential but the variations of the tension are small with respect to the initial values ($T_1 + T_2$ is not very different from $2T_0$).

5.3.8. The span length: S (Fig. 5)

For $J = 0$ or $\theta_s = 0$ (horizontal), the current varies inversely proportional to S if the electrostatic term is neglected.

If $J \rightarrow \infty$ and $\theta_s \neq 0$, and for small mechanical tensions, the current is practically independent of the span length.

6. CONCLUSIONS

The behaviour of a spacers bundle under high load currents giving rise to collapsing of the conductors, which influence the phenomenon (in addition to the electromagnetic and electrostatic forces we must take into account the effect of the gravity, the conductor elasticity, span length, heating, anchoring, conductor clamps, etc.). With a simple mechanical model (pendulum) the problem can be easily made static if we assume a parabolic shape of the catenary in the plane whose axis is a straight line between the anchoring points.

In this way we can write: (notation used in appendix I).

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, $I_{nat} = 720$ A pour un écartement de 0,4 m). Les valeurs ΔI de la figure 6 montrent l'accroissement de la valeur de contact pour un courant naturel de 720 A, soit un gain d'environ 20 pour cent dans le cas traité. Notons que pour une portée de 500 m, le gain atteindrait 40 pour cent. On peut tenir compte de la modification de Z_c suite à la variation de la géométrie du faisceau, comme l'on fait Cahen et Pehissier [1].

L'annexe 4 montre simplement et théoriquement l'impact de ces forces en démontrant l'égalité des forces électromagnétiques et électrostatiques pour un transit de puissance correspondant à la puissance naturelle de la ligne. Une démonstration plus rigoureuse a été établie par Calvaer [6].

5.3.6. Echauffement 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 p.e.). Son effet se matérialise physiquement par son impact sur la tension mécanique dans le conducteur. Les valeurs $\Delta\theta_T$ de la figure 6 montrent son impact sur la valeur de contact.

5.3.7. La raideur des structures: 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 $2T_0$).

5.3.8. La longueur de la portée: S (Fig. 5)

Si $J = 0$ ou si $\theta_s = 0$ (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.

6. 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, l'élasticité des conducteurs, la longueur des portées, l'échauffement, le comportement des ancrages, 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 I)

$$\frac{1}{nd} = \sqrt{\left(\frac{I_{nat}}{nd}\right)^2 + \left(\beta \cdot \frac{S}{4.70} \cdot \frac{1}{k_0} \cdot \frac{d}{e} \left(1 - \frac{d}{e}\right) \left(T_0 + \frac{16EA \cdot (f_0 \sin \theta_s)^2}{3S^2 \left(1 + \frac{S}{2EA d}\right)}\right)\right)^2}$$

L'allure de la courbe du courant I en fonction de l'écart à mi-portée e présente une valeur maximale quand $e/d \approx 0,4$ (Fig. 6) (40 pour cent de la valeur initiale) : cette distance critique correspondant 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).

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

Nous montrerons dans une publication postérieure le résultat des tests expérimentaux et leur confrontation avec les résultats de l'étude théorique.

Néanmoins, cette première partie, théorique, de l'étude des faisceaux découpés nous permet déjà de dégager les points suivants :

- 1) Le comportement de la fixation des conducteurs (caractérisé par J) est fondamental pour le calcul des intensités critiques. Ainsi une fixation rigide ($J = \infty$), c'est-à-dire laissant indépendantes les tensions mécaniques dans chaque sous-conducteur, peut donner des valeurs jusqu'à deux fois plus élevées que dans le cas contraire ($J = 0$ c'est-à-dire égalité des tensions) (Fig. 4 et 5). Notons que la rigidité peut venir de portées adjacentes maintenant la chaîne de suspension, et son alomner, 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) permet une égalité des tensions ce qui conduira à de faibles valeurs critiques (éventuellement inférieures à celles de portées intermédiaires plus longues) d'où l'intérêt apparent de 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, proportionnelle au carré de la tension, devient sensible au-delà de 150 kV. Son effet global augmente avec la portée et diminue avec l'écart initial entre conducteurs et avec la valeur de J . L'effet est environ double pour la portée de séparation. Ainsi, à 400 kV (courant naturel de 720 A), il majore le courant de contact de 25 pour cent et celui de séparation de 50 pour cent, pour une portée

The proposed formula could also be transposed to express, for a given attraction current, the critical span or mechanical tension.

We might also calculate come-together current for bundle with spacers by replacing S by the sub-span length.

In a future publication we will compare theoretical calculation test results.

Nevertheless this theoretical study of the spacers bundle has already permitted us to draw some preliminary conclusions :

- 1) The behaviour of conductor anchoring points (characterized by J) is fundamental for the calculation of critical intensities. In this way, a rigid anchoring ($J = \infty$), where the tensions in each subconductor are independent, could give higher values than those occurring in the opposite case ($J = 0$, which means equality of the tensions), (Figs. 4 and 5). Note that this stiffness could arise from adjacent spans which fix the suspension insulator swinging links, for symmetry reasons. This remark is only correct for diagonal and vertical bundles.
- 2) In general, the attraction current decreases with increases in span length and comment 1 must be taken into account. So, for a dead-end or angle tower, the anchoring of the conductors by yokes allows a balance of the tensions, which will give low critical values (eventually lower than those for longer intermediate spans). Therefore, short spans next to the anchoring tower, (unless we can make the anchoring system rigid), are beneficial.
- 3) The influence of the electrostatic forces, changing with the square of the voltage, assumes greater relevance above 150 kV. Its overall effect increases with the span length and decreases with the initial separation between sub-conductors and the value of J . This effect is approximately doubled for release current. For example, at 400 kV (natural current 720 A), on a 500 m. span length at 400 mm sub-conductor separation, it raises the

de 500 m et un écart de 0,4 m entre conducteur ($J = 0$). Ces gains tombent respectivement à 15 pour cent et 30 pour cent si $J = \infty$, 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 commune qui augmente rapidement avec cet écart.

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 dire

$$\frac{I_c}{d} = \sqrt{\left[\frac{I_{nat}}{2} \right]^2 + \left[2600 \sqrt{\frac{S}{T_0}} \right]^2}$$

(courant de contact) (collapsing value)

we can write :

4) Obviously, it is therefore beneficial to increase the distance between conductors because it favours the term coming from electromagnetic effects. But of course, we must also take note of the secondary effects like corona, which increase sharply with this value.

5) Vertical and diagonal bundle give higher attraction currents than in the horizontal case but only if the anchoring of the conductors have a certain rigidity J ; if $J = 0$, the critical values are independent of the bundle orientation and conductor characteristics, and

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 $J = \infty$ (Fig. 5) ainsi l'influence de l'échauffement du câble joue-t-elle également en sens opposé selon la raideur de fixation (Fig. 6). (On tient compte de l'échauffement en remplaçant, dans la formule proposée, T_0 et f_0 par leur valeur à la température 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 $e/d \approx 0,4$) 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 valeur de séparation ($e = \phi$) qu'il faut évaluer avec le même échauffement.

7. REFERENCES

- [1] Cahen, Pélissier. — L'emploi des conducteurs en faisceaux pour l'armement des lignes à très haute tension. *Bull. de la Société Française des Electriciens*, tome 8, pp. 111-160, mars 1948.
- [2] R.M. Rollins. — Kissing conductors cause problems. *Electrical World*, pp. 92-93, Nov. 15, 1979.
- [3] D.G. Havid. — Displacement of bundled conductors due to combined electromagnetic and gravitational forces. *Ontario Hydro Research division report — Rapport/Report 76-8-H Janv. 1976 of CORECH 81-35*.
- [4] Kashimura, Watanabe, Ishikawa, Yabe, Utsumi. — Spacer intervals of bundle conductors determined by electromagnetic force due to load-current. *Dainichi-Nippon Cables Rev. (Japan) No. 55*, pp. 31-39, 1973.
- [5] Munakata, Yoshida. — Determination of spacer intervals in quadruple conductor transmission line. *Sumitomo Electric Technical Rev. No. 3*, pp. 9-15, 1964.
- [6] Calvaer. — Forces agissant sur les conducteurs des lignes guidant des ondes transversales électromagnétiques. *C.R. Acad. Sc. Paris*, t. 280 (23 juin 1975) série B pp. 757-760.
- [7] Yamazaki, Tsujimoto, Munakata. — On the design of double conductor transmission lines of vertical configuration. (*In Japanese*).
- [8] R.J. Owens. — Calculation of forces of attraction between bundled conductors. *Electric Light and Power*, Nov. 15, 1959, pp. 124-129.

ANNEXE I / APPENDIX I
 LES NOTATIONS UTILISEES / THE NOTATIONS USED

a	(m)	projection verticale de la distance <i>d</i> entre sous-conducteurs vertical projection of distance <i>d</i> between the sub-conductors
b	(m)	projection horizontale de la distance <i>d</i> entre sous-conducteurs horizontal projection
θ_s	(rad)	angle de la ligne joignant les points d'ancrage du faisceau par rapport à l'horizontale angle of the line through the suspension points of the bundle to the horizontal
ψ	(rad)	angle de rotation du dispositif d'ancrage par rapport à la verticale ($\psi_0 =$ valeur initiale $= 4 f_0 / S \cdot \sin \theta_s$) deviation angle of anchoring device (yoke or swinging link to the vertical (ψ_0 initial value $= 4 f_0 / S \cdot \sin \theta_s$)
f_1, f_2	(m)	flèches des deux sous-conducteurs par rapport à leur points d'ancrage f_0 valeur initiale $= MgS/8 T_0$ sag of each conductor ($f_0 = MgS/8 T_0$ initial value)
T_1, T_2	(N)	tensions mécaniques dans chacun des sous-conducteurs (T_0 valeur initiale avant apparition du phénomène) mechanical tension in each conductor (T_0 initial value with eventually $T_{01} \neq T_{02}$)
M	(kg)	masse totale d'un sous-conducteur elle doit correspondre à T_0 et f_0 (poids p. u. de longueur $= Mg/S$) total mass of one sub-conductor — it must correspond to f_0 and T_0 — weight p. unit of length $= Mg/S$
S_1, S_2	(m)	portée de chacun des sous-conducteurs span length of each conductor
F	(N)	force électromagnétique — force électrostatique difference between electromagnetic and electrostatic force
θ_1, θ_2	(rad)	angle d'inclinaison des pendules p.r. à la verticale ($\theta_0 = 0$ rd) slope angle of each pendulum to the vertical ($\theta_0 = 0$ initial value)
e	(m)	écart, à mi-portée, entre conducteurs the spacing, at mid-span, between subconductors
$k_0 =$		facteur de proportionnalité de force $\frac{\text{arctg} \sqrt{d/e - 1}}{\sqrt{d/e - 1}}$ p.r. à sa valeur maximale uniformément distribuée radio between resultant real force and the max. force value supposed uniformly distributed
J	(N/rad)	raidetur d'équilibre du type de fixation des conducteurs balance stiffness of the yoke or other anchoring device
E	(N/mm ²)	module d'élasticité modulus of elasticity
A	(mm ²)	section droite d'un conducteur cross-section per conductor
$\Delta\theta_T$	(°K)	écart de température à partir de l'apparition du phénomène temperature change caused by the loading current
K	(N/m)	rigidité des structures d'ancrage ramenée aux points d'ancrage ; en fait elle contient la mise en parallèle des rigidités des deux extrémités stiffness of the structure
α, β	(rad)	angle d'orientation de la force F p.r. à la direction du pendule angle of the direction of the force F to the pendulum direction
c	(per °K)	coefficient de dilatation linéaire linear expansion coefficient

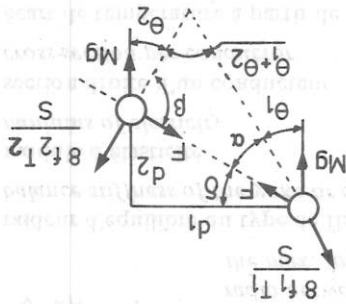
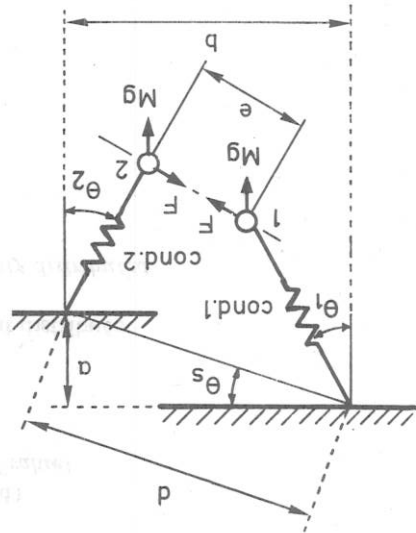
d	l'écartement entre sous-conducteurs aux ancrages (ou écart à mi-portée si $T_{01} \neq T_{02}$)	(m)
n	nombre de sous-conducteurs par faisceau	
I_{nat}	current naturel correspondant à l'équilibre des forces électromagnétiques et électrostatiques	(A)
I	current dans le faisceau	(A)
I_c	current de contact	(A)
I_r	current de séparation	(A)
Z_c	impédance caractéristique	(Ω)
ϕ	diamètre extérieur	(m)

I	current dans le faisceau
I_c	current de contact
I_r	current de séparation
Z_c	impédance caractéristique
ϕ	diamètre extérieur
	exterior diameter

ANNEXE 2 / APPENDIX 2
 ETABLISSEMENT DU SYSTEME D'EQUATION PERMETTANT LE CALCUL
 DU COURANT CORRESPONDANT A UN RAPPROCHEMENT DONNE
 DETERMINATION OF THE COME-TOGETHER CURRENT OF A BUNDLE

Les hypothèses ont été citées plus haut. La figure A.1 représente les deux pendules caractéristiques des deux sous-conducteurs d'un faisceau orienté d'un angle θ_s par rapport à l'horizontale. L'indice 1 ou 2 caractérise le n° du sous-conducteur.

Hypotheses have been given in the text. Figure A.1 below represents the pendulum of a two bundle situated with an angle θ_s to the horizontal plane. Index 1 or 2 characterizes the number of the sub-conductor.



On définit tout d'abord :

$$\left. \begin{aligned} a &= d \sin \theta_s \\ d_1 &= b - f_1 \sin \theta_1 - f_2 \sin \theta_2 \\ &= \text{arctg}(d_2/d_1) \delta \end{aligned} \right\} \text{ de là/thus } \delta = \text{arctg}(d_2/d_1);$$

$$\left. \begin{aligned} b &= d \cos \theta_s \\ d_2 &= a + f_2 \cos \theta_2 - f_1 \cos \theta_1 \\ \alpha &= \frac{\pi}{2} - \theta_1 - \delta \text{ et/and } \beta = \frac{\pi}{2} - \theta_2 + \delta \end{aligned} \right\} (1)$$

First, we define :

et les portées, en tenant compte de la présence du palonnier de dimension d articulé en son milieu

$$S_1 = S_{01} - d \sin(\psi - \psi_0)$$

$$S_2 = S_{02} + d \sin(\psi - \psi_0)$$

Note: 1 contribution $d/2$ de chaque extrémité de portée.

On rappelle l'expression de la longueur du câble

$$l_i = S_i + \frac{3}{8} \frac{f_i^2}{T_1 + T_2} - \frac{K}{T_1 + T_2}$$

(Voir également note 2 en fin d'annexe).

On projette perpendiculairement au pendule et à la force. On obtient :

$$(1) \quad 8 f_1 \cdot T_1 \sin \alpha = M g \sin(\alpha + \theta_1)$$

$$(2) \quad 8 f_2 \cdot T_2 \sin \beta = M g \sin(\beta + \theta_2)$$

$$(3) \quad F \sin \alpha = M g \sin \theta_1$$

$$(4) \quad F \sin \beta = M g \sin \theta_2$$

équations auxquelles on ajoute les relations :

$$T_1 = T_0 - \phi_{EA} \cdot \Delta \theta_T + EA \left(\frac{l_{01}}{l_1 - l_{01}} \right)$$

$$T_2 = T_0 - \phi_{EA} \cdot \Delta \theta_T + EA \left(\frac{l_{02}}{l_2 - l_{02}} \right)$$

$$(7) \quad e = \sqrt{d_1^2 + d_2^2} \quad (d_1 \text{ et } d_2 \text{ tirés de } I)$$

$$(8) \quad F = k_0 \frac{e}{0,2 \cdot 10^{-6}} \quad I_2 \cdot S \text{ avec/with } k_0 = \frac{\sqrt{d/e - 1}}{\text{arctg } \sqrt{d/e - 1}}$$

$$(9) \quad T_1 = T_2 + J \cdot (\psi - \psi_0) \quad (\text{voir note 1 en fin d'annexe})$$

On notera dans (8) que I_2 représente en fait $I_2^{\text{nat}} - I_2^{\text{nat}}$ où I_1 est l'intensité que l'on cherche

I_1 est le courant naturel qui tient compte de la présence des forces électrostatiques.

Le système de 9 équations fournit, pour un échauffement et un écartement e donnés, la solution du système, c'est-à-dire la détermination des inconnues :

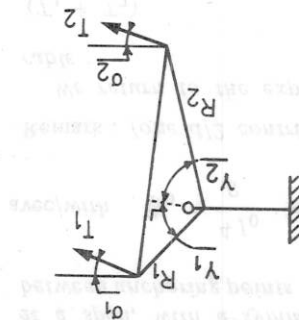
The system of 9 equations gives, for a given $\Delta \theta_T$, spacing e , the values of :

$$f_1, f_2, T_1, T_2, \theta_1, \theta_2, \psi \text{ et/and } I_1$$

if we know the initial value of T_0 , the characteristics M, EA, ϕ, c of the conductors, the natural current (I^{nat}) and the span length S .

Remarks 1. Equation (9) is valid for symmetrical type of swinging link or an asymmetric yoke. In the last case we can say :

Note 1. L'équation 9 représente un type de contrainte bien particulier. Il en existe d'autres par exemple la présence d'une entretoise de suspension, d'un palonnier asymétrique, dans ce dernier cas, on peut dire :



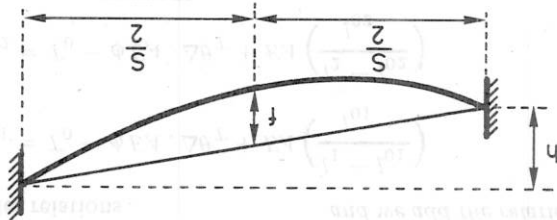
$$\frac{T_1}{R_2} \sin(-\alpha_2 + \beta_2 + \psi) = \frac{T_2}{R_1} \sin(\alpha_1 + \beta_1 - \psi)$$

cette nouvelle équation de contrainte qui suppose que la rotation autour de l'articulation se fait sans rigidité, peut remplacer l'équation 9 le cas échéant.

Si l'on veut étudier avec précision l'ensemble d'un canton de pose il faudra écrire toutes les équations de contraintes selon les divers types d'ancrage.

Note 2. Dans le cas de portée dénivellée, on définit S et h , comme indiqué. Moyennant cela on peut conserver en première approche (h faible) que le système d'équation est inchangé excepté l'expression de la longueur qui devient

$$l = S + \frac{3}{8} \frac{S^2}{h^2} + \frac{3}{2} \frac{S^3}{h^2}$$



Néanmoins cette modification n'affecte pas la valeur approchée de l/nd d'une manière significative si h reste inférieur à la flèche.

Note 3. Les équations établies plus haut supposent l'égalité des tensions initiales dans chaque conducteur du faisceau; or on rencontre parfois des valeurs différentes (remarquons que cette éventualité n'est possible que lorsque les ancrages possèdent une certaine rigidité en torsion ou alors un palonnier asymétrique). Dans le cas d'un faisceau de 2 conducteurs verticaux de tensions horizontales $T_{01} \neq T_{02}$ on peut établir une nouvelle formule de calcul du courant correspondant à un écart "e" donné (uniquement valable pour $e < d$ dans le cas $T_{01} > T_{02}$, vu le calcul du facteur k_0)

$$\left(\frac{d}{I}\right) = \sqrt{\frac{S}{4470} \left(\frac{d}{e}\right) \left(1 - \frac{d}{e}\right) \left(T_{01}' + \frac{16EA}{3S^2} \frac{f_0}{f_2} + \frac{1 + \frac{SJ}{2EA d}}{f_2}\right) (TC1) + TC2} \quad (C2)$$

$$\frac{d}{I} = \sqrt{\left(\frac{d}{I_{nat}}\right)^2 + \left(\frac{d}{I}\right)^2}$$

où $TC1$ est le premier terme correctif = $1 - \frac{\Delta f_0}{\Delta f_0} \left(1 - \frac{d}{e}\right)$ where $TC1$ is the first correction factor

Remarks 3. The basic equations suppose the balanced initial tension in each conductor. Sometimes this is not true (note that $T_{01} \neq T_{02}$ is possible if the anchoring devices have a certain torsion rigidity or in the case of an asymmetric yoke). For a vertical twin bundle as in $T_{01} \neq T_{02}$ we can calculate a similar formula as in the text (applicable only if $e < d$ in the case $T_{01} > T_{02}$, due to the calculation of factor k_0)

However this modification has no effect on the simplified formula proposed for l/nd in the text if h is less than the sag.

et TC2 est le deuxième terme correctif = $\frac{f'_0 \cdot \Delta T_0}{f'_0 + f_{02}} \left(1 + \frac{2EAd}{Sf} \right) d \left(1 - \frac{d}{e} \right)$ and TC2 is the second correction factor

$$2f'_0 = f_{01} + f_{02}$$

$$T'_0 = \frac{MgS}{8f'_0}$$

et les nouvelles définitions and the new definitions

N.B.

a) Nous proposons cette modification uniquement dans le cas vertical car les autres configurations présentent un gauchissement qui influencerait les valeurs des forces électromagnétique et électrostatique.

b) La modification de la formule implique une modification du rapport e/d correspondant au contact. Logiquement si $T_{01} > T_{02}$, c'est-à-dire un écart initial à mi-portée $> d$, le rapport critique sera supérieur à la valeur classique (0,4).

c) données : voir annexe 5

Sans échauffement, $d = 0,4$ m, $I_{nat} = 0$, $J = \infty$

1) $T_{01} = T_{02} = 21000$ N

$I_{contact} = 2750$ A/f. à $e/d = 0,4$

2) $T_{01} = 21000$ N

$T_{02} = 20000$ N

$\Delta T_0 = 1000$ N = 5 % de T_0

$\Rightarrow \Delta f_0 = 0,15$ m soit un écart initial à mi-portée de $0,55$ m

on calcule $e/d_{critique} \approx 0,55 \Rightarrow I_{contact} = 3640$ A/f soit 30 % de plus, le $e/d_{critique}$ vaut justement 0,4 fois la valeur initiale à mi-portée.

a) This modification is proposed only for vertical configuration because the original formula would show a skew geometry and influence the value of force F.

b) The new formula does not have the same critical value of e/d for the collapsing current. It is obvious that if $T_{01} > T_{02}$ (it means an initial mid-span spacing $> d$), the critical value of e/d must be higher than the classical 0,4.

c) example : for characteristics see Appendix 5

$\Delta T = 0$, $d = 0,4$ m, $I_{nat} = 0$, $J = \infty$

1) $T_{01} = T_{02} = 21000$ N

$I_c = 2750$ A per bundle at $e/d = 0,4$

2) $T_{01} = 21000$ N,

$T_{02} = 20000$ N

$\left(\frac{\Delta T_0}{T_0} \right) = 5\%$



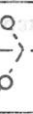

gives $\Delta f_0 = 0,15$ m that means spacing $0,55$ m at mid-span

$I_c = 3640$ A per bundle at $e/d = 0,55$

which is just 0,4 the initial mid-span value. Note that the lower tension in the lower conductor causes a collapsing current of 30 percent more.

VALEUR DU COEFFICIENT CORRECTIF β EN FONCTION DU TYPE DE FAISCEAU
CORRECTION FACTOR β FOR MULTIPLE CONFIGURATIONS

ANNEXE 3 / APPENDIX 3

Déposition géométrique configurations	Valeur de θ_s	Valeur de β
 2 conducteurs	0° 45° 90°	1
 3 conducteurs	90° 30° 90°	$\sqrt{\frac{3}{2}}$
 4 conducteurs	45° 90°	$\sqrt{2}$
 n conducteurs	90°	$\frac{1}{\sin \frac{\alpha}{n}} \sqrt{\frac{n-1}{1}}$

n = Nombre de conducteurs dans le faisceau

n = number of subconductors per bundle

θ_s = angle d'inclinaison par rapport à l'horizontale de la direction de la force électromagnétique dans sa position la plus verticale possible (à introduire dans la formule I/d).

e = distance à mi-portée induite par la présence du courant I . Cette distance est évaluée parallèlement à chaque côté du polygone joignant les conducteurs.

θ_s = angle of the line through the bundle suspension points to the horizontal, of the resultant electromagnetic force in the most vertical position possible. (to be introduced in the formula I/d)

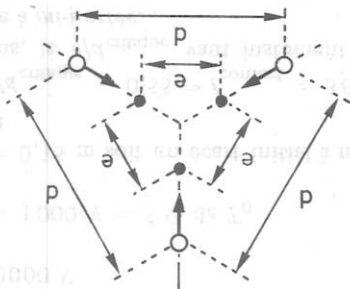
e = mid-span spacing due to current I . This distance is evaluated parallel to each side of the polygon of the bundle.

direction de la force résultante d'origine électrique
electromagnetic force

par exemple

Moyennant ce choix, on conserve la relation $e/d \approx 0,4$ pour le calcul du courant de contact et $T_{01} \neq T_{02}$. N.B. Il peut apparaître des contacts préférentiels entre les conducteurs du faisceau pour lesquels la direction de la force résultante est plus horizontale. Ainsi, la disposition à quatre conducteurs avec $\theta_s = \pi/2$ rad est à proscrire.

With this assumption, we keep $e/d \approx 0,4$ for the calculation of the collapsing current and $T_{01} \neq T_{02}$. N.B. Some preferential contacts could occur between conductors, whose resultant force direction is mainly horizontal. Thus the four conductors configuration with $\theta_s = \pi/2$ rad is to be proscribed.



EGALITE DES FORCES ELECTROSTATIQUES ET ELECTROMAGNETIQUES
AU TRANSIT DE LA PUISSANCE NATURELLE (CAS DE DEUX CONDUCTEURS)
EQUALITY OF ELECTROSTATIC AND ELECTROMAGNETIC FORCES AT S.I.L.

ANNEXE 4 / APPENDIX 4

La référence [6] en donne une démonstration par le tenseur de Maxwell dans le cas général. Nous présentons ici une autre approche. D'une part, on peut mettre la force d'attraction électromagnétique au sein du faisceau, sous la forme

$$F_1 = \frac{\mu_0}{2\pi} \frac{I^2}{d}$$

(1)

Ref. [6] gives a demonstration by Maxwell tensor in the general case. We are presenting another approach: Electromagnetic attraction force in the bundle is

avec

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

i = valeur instantanée du courant dans un conducteur

(A)

d = distance entre sous-conducteurs (m)

F_1 = force d'attraction p.u. de longueur (N/m)

D'autre part, on peut mettre la force de répulsion électrostatique au sein du faisceau, sous la forme :

$$F_2 = \frac{1}{d^2} \frac{2\pi\epsilon_0 q^2}{d}$$

with

$$\epsilon_0 = 8,85 \cdot 10^{-12} \text{ F/m}$$

q = instantaneous electrostatic charge on one conductor per unit of length (Cb/m)

d = subconductor spacing (m)

F_2 = repulsion force per unit of length

In function of phase values I and \bar{Q} ($I = 2i$ et $\bar{Q} = 2q$):

$$F_2 = \frac{1}{d^2} \frac{8\pi\epsilon_0}{C^2 V^2} \quad (4)$$

V = phase-to-ground voltage (V)

C = lineic capacity (F/m)

Taking into account the relations :

$$\epsilon_0 \mu_0 = \frac{c^2}{1} \quad \text{and} \quad LC = \frac{c^2}{1}$$

(conductor without losses)

with

C : the speed of light (m/s)

L : lineic inductance (H/m)

on peut exprimer :

$$F_2 = \frac{1}{C^2 V^2} \cdot \frac{8\pi\epsilon_0}{\mu_0} \cdot \frac{d}{1} \cdot \frac{I \cdot C}{1} \cdot \frac{d}{8\pi} \cdot \frac{1}{C V^2} \cdot \frac{d}{8\pi} \cdot \frac{I}{1} \cdot \frac{d}{C V^2} \quad (5)$$

We can explain :

Finally $F_1 = F_2$ if :

$$\frac{\mu_0}{8\pi} \cdot \frac{d}{I^2} = \frac{8\pi}{\mu_0} \cdot \frac{d}{1} \cdot \frac{I}{C V^2}$$

$$LI^2 = CV^2 \quad (6)$$

or

$$LI^2 = CV^2 \quad (6)$$

This relation (6) is only right for the transit of surge impedance loading (S.I.L.). In fact for S.I.L. we can write

$$\frac{I_{nat}}{V} = Z_c = \sqrt{\frac{L}{C}} \quad (7)$$

with Z_c : the surge impedance (Ω).

Taking the square of each member of (7), relation (6) is obtained.

avec

$$\epsilon_0 = 8,85 \cdot 10^{-12} \text{ F/m}$$

q = valeur instantanée de la charge électrostatique sur un conducteur p.u. de longueur (Cb/m)

d = distance entre conducteurs (m)

F_2 = force de répulsion par unité de longueur (N/m)

Si nous exprimons ces forces en fonction des grandeurs I et \bar{Q} relatives à la phase ($I = 2i$ et $\bar{Q} = 2q$) il vient :

$$F_1 = \frac{\mu_0 I^2}{8\pi d} \quad \text{et/and} \quad (3)$$

V = tension entre phase et neutre (V)

C = capacité cyclique linéique (F/m)

Sur base des relations

$$1/c^2 = \epsilon_0 \mu_0 \quad \text{et} \quad 1/c^2 = LC$$

avec

c vitesse de la lumière en (m/s)

(L inductance cyclique H/m)

Finalement on peut dire que $F_1 = F_2$ si :

$$LI^2 = CV^2 \quad (6)$$

c'est-à-dire

Cette relation n'est valable que pour un régime particulier correspondant au transit de la puissance naturelle. En effet, nous pouvons écrire pour ce régime :

(Z_c impédance caractéristique en Ω)

soit, en élevant les 2 membres au carré, la relation (6), ce qu'il fallait démontrer.

EXEMPLES DE CALCUL/SOME CALCULATION EXAMPLES

ANNEXE 5/APPENDIX 5

La détermination des courants de contact et de séparation s'effectue à l'aide de la formule suivante :

$$I = \frac{nd}{I_{nat}} \sqrt{\left(\frac{I_{nat}}{nd} \right)^2 + \left(\beta \cdot \frac{S}{4.70} \cdot \frac{1}{k_0} \cdot \frac{d}{e} \left(1 - \frac{d}{e} \right) \left(T_0 + \frac{16EA \cdot (\cos \theta_s)^2}{3S^2 \cdot (1 + 2EAd)} \right) \right)^2}$$

To determine the collapsing and the releasing current, the following equation is used :

A) CALCUL DU COURANT DE CONTACT I_c

Cette valeur correspond à la valeur maximale de I qui se produit toujours aux environs de $e/d = 0,4$

conducteur ACSR 37/424, $n = 2$
diamètre : 0,028 m
 $E = 66100 \text{ N/mm}^2$
 $A = 461 \text{ mm}^2$
 $EA = 66100 \cdot 461 \approx 30 \cdot 10^6 \text{ N}$
 $T_0 = 21000 \text{ N à } 10^\circ \text{C}$
 $\theta_s = \pi/2 \text{ rad (faisceau vertical)}$
 $S = 189 \text{ m (portée)}$
 $M = 280 \text{ kg (correspondant à un poids de } 14,5 \text{ N/m)}$
On déduit de ces données

$\beta = 1$ (faisceau de 2 conducteurs, voir annexe 3)

pour $e/d = 0,4 \Rightarrow k_0 = 0,72$

$f_0 = 3,09 \text{ m}$

• à $J = \infty$, sans échauffement, $I_{nat} = 0$:

$$\frac{I}{nd} = 3440 \text{ A/m}$$

et $I_c = 2750 \text{ A/faisceau à } d = 0,4 \text{ m}$

$I_c = 4130 \text{ A/faisceau à } d = 0,6 \text{ m}$

• à $J = 0$, sans échauffement, $I_{nat} = 0$:

$$\frac{I}{nd} = 1970 \text{ A/m}$$

et $I_c = 1580 \text{ A/faisceau à } d = 0,4 \text{ m}$

$I_c = 2370 \text{ A/faisceau à } d = 0,6 \text{ m}$

Pour un échauffement avant contact de 10° on obtient (T_0 d'après le tableau de pose devient 19200 N)

• à $J = \infty$:

$$\frac{I}{nd} = 3610 \text{ A/m et } I_c = 2890 \text{ A/faisceau à } d = 0,4 \text{ m}$$

si $I_{nat} = 0$

tandis que $I_c = 2980 \text{ A/faisceau à } d = 0,4 \text{ m}$

si $I_{nat} = 720 \text{ A}$

A) COLLAPSING CURRENT I_c

This is the value of I when $e/d \approx 0,4$ (the maximum value)

conductor ACSR 37/424, $n = 2$
diamètre : 0,028 m
 $E = 66100 \text{ N/mm}^2$
 $A = 461 \text{ mm}^2$
 $EA = 66100 \cdot 461 \approx 30 \cdot 10^6 \text{ N}$
 $T_0 = 21000 \text{ N at } 10^\circ \text{C}$
 $\theta_s = \pi/2 \text{ rad (vertical bundle)}$
 $S = 189 \text{ m (dead-end span)}$
 $M = 280 \text{ kg (corresponding to a weight of } 14,5 \text{ N/m)}$
The following constants must be taken into account:

$\beta = 1$ (twin bundle, see appendix 3)

$e/d = 0,4$ gives $k_0 = 0,72$

$f_0 = 3,09 \text{ m}$

• $J = \infty$, without temperature rise and $I_{nat} = 0$:

$$\frac{I}{nd} = 3440 \text{ A/m}$$

and $I_c = 2750 \text{ A/bundle at } d = 0,4 \text{ m}$

$I_c = 4130 \text{ A/bundle at } d = 0,6 \text{ m}$

• $J = 0$, without temperature rise and $I_{nat} = 0$:

$$\frac{I}{nd} = 1970 \text{ A/m}$$

and $I_c = 1580 \text{ A/bundle at } d = 0,4 \text{ m}$

$I_c = 2370 \text{ A/bundle at } d = 0,6 \text{ m}$

If the conductor temperature 10°C increases before collapsing and T_0 is now 19200 N (deduced from sag/collapsing table) the collapsing current will be respectively:

• $J = \infty$, gives

$$\frac{I}{nd} = 3610 \text{ A/m and } I_c = 2890 \text{ A/bundle at } d = 0,4 \text{ m}$$

and $I_{nat} = 0$

while : $I_c = 2980 \text{ A/bundle at } d = 0,4 \text{ m}$

and $I_{nat} = 720 \text{ A}$

• à $J = 0$:

$$\frac{I}{nd} = 1890 \text{ A/m et } I_c = 1510 \text{ A/faisceau à } d = 0,4 \text{ m}$$

si $I_{nat} = 0$

tandis que $I_c = 1670 \text{ A/faisceau à } d = 0,4 \text{ m}$

si $I_{nat} = 720 \text{ A}$

L'influence de la tension initiale joue en sens opposé selon les valeurs limites de J .

$$(I_c = I_{\text{contact}}, \text{ A/f} = \text{Ampères/faisceau})$$

B) CALCUL DU COURANT DE SEPARATION

$$(T_0 = 19200 \text{ N})$$

On remplace k_0 par $I, 2 k_0$ dans la formule et $e = \text{diamètre extérieur } (\phi)$

$$\text{it } e = 0,028 \text{ m } (k_0 = 0,43 \text{ avec } d = 0,4 \text{ m})$$

$$\text{et } k_0 = 0,36 \text{ si } d = 0,6 \text{ m}.$$

• à $J = \infty$:

$$\frac{I}{nd}$$

$$= 2440 \text{ A/m } I_s = 1950 \text{ A/f à } d = 0,4 \text{ m}$$

si $I_{nat} = 0$

tandis que $I_s = 2080 \text{ A/f à } d = 0,4 \text{ m}$

si $I_{nat} = 720 \text{ A}$

$$I_s = 2740 \text{ A/f à } d = 0,6 \text{ m}$$

si $I_{nat} = 720 \text{ A}$

• à $J = 0$

$$\frac{I}{nd} = 1280 \text{ A/m } I_s = 1020 \text{ A/f à } d = 0,4 \text{ m}$$

à $I_{nat} = 0$

tandis que $I_s = 1250 \text{ A/f à } d = 0,4 \text{ m}$

à $I_{nat} = 720 \text{ A}$

$$I_s = 1560 \text{ A/f à } d = 0,6 \text{ m}$$

à $I_{nat} = 720 \text{ A}$

($I_r = I_{\text{separation}}$)

• $J = 0$, gives

$$\frac{I}{nd} = 1890 \text{ A/m and } I_c = 1510 \text{ A/bundle at } d = 0,4 \text{ m}$$

and $I_{nat} = 0$

while: $I_c = 1670 \text{ A/bundle at } d = 0,4 \text{ m}$

and $I_{nat} = 720 \text{ A}$

The influence of T_0 is opposite, following the limit values of J .

$$(I_c = I_{\text{collapse}} \text{ and } A/b = \text{Amperes/bundle})$$

B) RELEASING CURRENT

$$(T_0 = 19200 \text{ N})$$

We replace k_0 by $I, 2 k_0$ in the basic formula and take into account $e = \text{conductor diameter } (\phi)$

$$e = 0,028 \text{ m } (k_0 = 0,43 \text{ if } d = 0,4 \text{ m})$$

$$\text{and } 0,36 \text{ if } d = 0,6 \text{ m}.$$

• $J = \infty$ gives :

$$\frac{I}{nd}$$

$$= 2440 \text{ A/m } I_r = 1950 \text{ A/b at } d = 0,4 \text{ m}$$

and $I_{nat} = 0$

while $I_r = 2080 \text{ A/b at } d = 0,4 \text{ m}$

and $I_{nat} = 720 \text{ A}$

$$I_r = 2740 \text{ A/b at } d = 0,6 \text{ m}$$

and $I_{nat} = 720 \text{ A}$

• $J = 0$ gives

$$\frac{I}{nd} = 1280 \text{ A/m } I_r = 1020 \text{ A/b at } d = 0,4 \text{ m}$$

and $I_{nat} = 0$

while $I_r = 1250 \text{ A/b at } d = 0,4 \text{ m}$

and $I_{nat} = 720 \text{ A}$

$$I_r = 1560 \text{ A/b at } d = 0,6 \text{ m}$$

and $I_{nat} = 720 \text{ A}$

($I_r = I_{\text{release}}$)

INFORMATIONS GÉNÉRALES – GENERAL INFORMATION

Bibliographie – Books received

POWER SYSTEM PROTECTION

Edited by the Electricity Council, United Kingdom. The three volumes of this second edition – the first one appeared in 1969 – provide a comprehensive and up-to-date treatment of Power System Protection, covering theory, design principles, equipment and application.

Book 1: Principles and components

Book 2: Systems and methods

Book 3: Application

Published by Peter Peregrinus Ltd.

Stevenson UK and New York 1981

Prices:

Book 1: UK £25,00, elsewhere £29,00 (USA \$ 71,50)

Book 2: UK £22,00, elsewhere £25,00 (USA \$ 63,00)

Book 3: UK £24,00, elsewhere £27,50 (USA \$ 69,00)

ELECTRICAL PROPERTIES OF WOOD AND LINE DESIGN

Mat Darveniza

This book describes the general characteristics of wood, with particular reference to the electrical properties which relate to transmission line design. It provides design data in a directly useful form which will assist power system engineers in all countries where wood contributes to line insulations.

Published in 1980 by the University of Queensland, P.O. Box 42, St. Lucia, Queensland 4067

Australia.

Price: 30 Australian \$.

IEC PUBLICATION 719

Calculation of the lower and upper limits for the average outer dimensions of cables with circular copper conductors and of rated voltages up to and including 450/750 V.

This publication provides data to calculate the lower and the upper limits of the average outer diameter of cables and gives information concerning the thickness of the mandatory or optional coverings of the cord other than the insulation and the sheath(s).

19 pages, format A4 – Price 19 SF.

IEC, 1 rue de Varembe, 1211 Geneva Switzerland.

POWER SYSTEM PROTECTION

(Protection des réseaux électriques – en anglais).
 Edité par l'Electricity Council, Royaume-Uni. Les trois volumes de cette seconde édition – la première date de 1969 – présentent une vue d'ensemble complète de la protection des réseaux électriques, abordant la théorie, les principes de conception, les équipements et applications.

Volume 1: Principes et composants

Volume 2: Réseaux et méthodes

Volume 3: Applications

Publié par Peter Peregrinus Ltd,

Stevenson UK et New York 1981

Prix:

Vol. 1: UK £25,00, ailleurs £29,00 (Etats-Unis \$ 71,50)

Vol. 2: UK £22,00, ailleurs £25,00 (Etats-Unis \$ 63,00)

Vol. 3: UK £24,00, ailleurs £27,50 (Etats-Unis \$ 69,00)

ELECTRICAL PROPERTIES OF WOOD AND LINE DESIGN

Mat Darveniza

Cet ouvrage décrit les caractéristiques générales du bois, avec attention particulière aux propriétés électriques qui intéressent la conception des lignes de transport. Il fournit des données relatives à la conduite des projets, sous une forme directement utilisable par les ingénieurs s'intéressant aux lignes de transport dans tous les pays où le bois participe à l'isolation des lignes.

Publié en 1980 par l'University of Queensland Press, P.O. Box 42, St. Lucia, Queensland 4067

Australie

Prix: 30 \$ AUS.

CEI PUBLICATION 719

Calcul des valeurs minimales et maximales des dimensions extérieures moyennes des conducteurs et câbles à âmes circulaires en cuivre et de tension nominale au plus égale à 450/750 V.

Cette publication fournit des données permettant de calculer les limites inférieures et supérieures du diamètre extérieur moyen des câbles; elle précise l'épaisseur des revêtements obligatoires ou facultatifs autre que l'enveloppe isolante ou les gaines.

Prix 19,00 FS, CEI, 1 rue de Varembe, CH1211 Genève, Suisse.