

Communications/Papers

Le comportement des faisceaux découplés aux surintensités.
Résultats expérimentaux et calculs théoriques
The behaviour of spacerless bundles due to high load currents.
Experimental results and theoretical calculations

by
H. ADAMI, NV KEMA, (The Netherlands)
P.H. LEPPERS, NV PLEM (The Netherlands)
J.L. LILLEN, University of Liege (Belgium)

SUMMARY

This paper describes load current test results on unspaced vertical and diagonal bundle configurations, and gives information about the relation between collapsing currents and spacing.

Tests were carried out on full-scale and reduced scale models in order to study the relation between electromagnetic attraction caused by load currents and line span characteristics, and to compare the test results with calculated values.

In *Electra* No. 81 (1982) the theoretical approach of the phenomenon attraction and releasing of spacerless bundles at high load currents is presented and this Paper will continue the study of the CORECH working group on galloping.

1. INTRODUCTION

Bundle conductors consisting of two, three or more individual conductors and suspended by insulator strings have been successfully installed on overhead transmission lines throughout the world since 1950.

Bundle conductors have improved electrical characteristics of transport of heavy loads at high voltages and increased the capacity of existing lines with single conductors.

When bundle conductors are arranged on the same level, wind causes aerodynamic instability which may result in noisy subconductor clashing. To overcome this problem, it is necessary to fit spacers to this bundle configuration.

Bundles with vertically arranged subconductors have a good inherent stability. If disturbed, the subconductors will always return to their original position, as a result of gravity.

Some companies prefer spacerless bundles to eliminate spacer problems and conductor damage, and to reduce line costs by not having to install vertical spacers.

RESUME

Cet article décrit les résultats des essais sur des configurations en faisceaux verticaux et obliques, et donne des informations sur les relations entre les courants conduisant au rapprochement des conducteurs et leur espacement.

Des essais en vraies grandeurs et sur modèles réduits ont été réalisés en vue d'étudier la relation entre l'attraction électromagnétique produite par les courants de charge et les caractéristiques de la ligne. Les résultats des essais ont par ailleurs été comparés avec des valeurs calculées.

En 1982, le numéro 81 d'*Electra* présentait une approche théorique du phénomène d'attraction et de séparation des faisceaux découplés parcourus par des courants de fortes charges. Cette publication prolonge l'étude sur le galop entamée par un groupe de travail du CORECH.

1. INTRODUCTION

Depuis 1950 on a installé avec succès, à travers le monde, des faisceaux de conducteurs de deux, trois, ou davantage de conducteurs individuels, attachés aux chaînes d'isolateur.

L'utilisation des faisceaux de conducteurs a amélioré les performances du transport des fortes charges à haute tension, et a permis d'accroître la capacité des lignes existantes équipées d'un seul conducteur par phase.

Quand le faisceau est disposé horizontalement, le vent produit une instabilité aérodynamique qui peut être à l'origine d'un entrecroisement bruyant des sous-conducteurs. Afin d'éviter ce problème, on installe des entretoises avec ce type de configuration.

Les faisceaux avec disposition verticale des sous-conducteurs sont naturellement stables. S'ils sont déséquilibrés, ils reviennent toujours à leur position initiale par simple effet de gravité.

Certaines sociétés utilisent des faisceaux découplés pour éviter les problèmes liés à la présence d'entretoises, et les dégâts aux conducteurs, de plus le coût de la ligne est réduit puisqu'il n'est plus nécessaire d'installer des entretoises verticales.

To maintain minimum design spacing at vertical spacers bundles in case of unequal ice loads, excessive wind speed or different creep of the conductors, the lower conductor will be sagged slightly more than the upper conductor to provide extra spacing at midspan.

Galloping occurs infrequently during high crosswinds on asymmetrically iced conductors. This phenomenon may cause conductor failure and other serious operating problems on transmission lines.

Uncoupling of vertically or diagonally configured twin bundles consisting of conductors of sufficiently low torsional stiffness eliminates the asymmetrically shaped ice on subconductors, and therefore, spacers less bundles gallop much less in areas in which single conductors of similar size are not usually prone to galloping [1].

Reduction of bundle spacing caused by attraction of spacers bundles under high load conditions would be an acceptable and realistic practice. Collapsing of conductors has to be avoided. Collapsed bundle conductors endanger the electric stability and protection selectivity. Moreover, the relatively high sound level of about 65 dB(A) during this phenomenon frightens people in the vicinity of the line. Investigations were made to determine the load current at which spacers bundles collapse and separate.

In this report calculated collapsing currents during collapsing of bundles are compared with measured current values on full-scale and reduced scale models.

2. LINE PRACTICE OF SPACERLESS BUNDLES

Usually bundle conductors are attached to suspension insulators by means of suspension clamps connected to straps. At angle or dead-end towers, they are anchored to a triangular yoke plate, which is fixed on the insulator string.

In the case of spacerless bundles, the midspan subconductor spacing and the connection of the conductors to the insulator string have an important influence on the phenomenon of conductor collapsing at high load currents.

With spacerless vertical or diagonal bundles, load currents lead to an increase in mechanical tension in the upper and a decrease in the lower conductor. At high loadings, collapsing of the bundle is possible.

Calculations to determine the attraction of subconductors in a span are based on this difference in tension, which results in deflections of the yoke or the suspension straps and additional reduction of subconductor spacing at midspan. The balance stiffness of the anchoring and the suspension has a great influence on the value of the collapsing current.

Afin de maintenir l'espacement nécessaire entre les conducteurs verticaux sans entretôise, compte tenu de charges de glace irrégulières, de vents importants ou autres phénomènes, le conducteur inférieur aura une flèche légèrement supérieure à celle du conducteur supérieur, ce qui conduit à adopter un plus grand espacement à mi-portée.

Quelquefois, sous de forts vents transversaux, et sur des conducteurs recouverts asymétriquement de glace, apparaît le phénomène de galop. Ce dernier est à l'origine de perturbations dans l'exploitation du réseau de transport.

Le découplage des faisceaux de deux conducteurs situés alors dans un plan vertical ou oblique permet, pour une faible rigidité en torsion, d'éliminer l'asymétrie de la répartition de la glace. De ce fait, les faisceaux découplés sont moins sujets au galop [1].

La réduction de la distance entre conducteurs découplés suite à l'attraction due aux forts courants de charge est inévitable et si cet effet est acceptable dans certaines limites, le contact doit être évité. En effet un faisceau de conducteurs en contact compromet la stabilité électrique et la sélectivité des relais. De plus une forte gêne acoustique, d'environ 65 dB(A), pourrait "déranger" les riverains de la ligne. On a donc effectué des recherches en vue de déterminer le courant de charge à partir duquel les faisceaux découplés viennent en contact et celui à partir duquel ils se séparent.

Nous comparerons dans ce rapport les valeurs calculées et mesurées des courants de contact sur des essais en vraies grandeurs et sur modèles réduits effectués sur des configurations découplées de faisceaux de conducteurs.

2. LA PRATIQUE DES FAISCEAUX DECOUPLÉS EN LIGNES AERIENNES

D'habitude les faisceaux de conducteurs sont attachés aux chaînes de suspension par des pinces de suspension reliées à une lanterne. Aux pylônes d'angle et d'ancrage, ils sont attachés par l'intermédiaire d'un palonnier fixé à une chaîne d'isolateurs.

Pour un faisceau découplé, l'espacement à mi-portée et la connexion des conducteurs sur la chaîne a une importance capitale sur le phénomène de rapprochement aux forts courants de charge.

Un faisceau découplé, vertical ou oblique, parcourt une tension mécanique dans le conducteur supérieur et une décroissance dans le conducteur inférieur. A forte charge, le contact des conducteurs est possible.

Les calculs pour déterminer l'attraction des conducteurs dans une portée sont basés sur cette différence de tension liée à la rotation du palonnier ou de la lanterne et à la réduction concomitante de l'espacement à mi-portée. La raideur d'équilibre de l'ancrage et de la suspension a une grande influence sur le courant de contact.

In a line section with equal span length and supports at the same level, there will be an equilibrium of the conductor tension on both sides of the suspension points. This results in virtually no deflection of the suspension straps. Through this effect, the midspan reduction of subconductor space in a suspended span is much lower than in a dead-ended span, because there is practically no variation of the spanlength due to deflection of the suspension straps. This fact explains why the collapsing current in a dead-ended span is much lower than in a suspended span with the same line parameters.

Tests and calculations showed that on increase in the height (q) of the triangular yoke plate goes hand in hand with an increase in balance stiffness and decreases the risk of collapsing.

3. THEORETICAL CONSIDERATIONS

3.1. Balance stiffness of anchoring

Theoretical approaches to the attraction of spacerless bundles and methods to calculate the load current leading to collapsing of the subconductors have already been given in [2] and [3]. As mentioned in these publications, the connection of vertical bundle conductors to the insulator string by means of a triangular yoke at an anchoring tower, and with straps at suspension towers, is an important parameter. It has a large influence on the behaviour of a spacerless bundle at high load currents at which collapsing of the subconductor may occur.

The electromagnetic force acting on the bundle in a non-horizontal configuration ($\theta_s \neq 0$) increases the mechanical tension in the upper conductor, while the tension in the lower conductor decreases. This results in the deviation $\Delta\psi$ of the yoke. This value depends on the balance stiffness of the yoke and the difference in tension of the upper and lower conductor.

In [3] the effect of a yoke on calculations is incorporated in its dimensions. This effect was solved simultaneously with other equations. The tension, sag, deviation angle, and, finally, the spacing between the subconductors were calculated as a function of the load current up to collapsing.

In [2] the calculations of the collapsing current are presented in an analytical formula, which is given in the equation in paragraph 3.2. The balance stiffness of the yoke is represented by parameter J , and this parameter is given by some general equations in [2].

Test values (figs. 1 and 2) and step by step calculations according to [3] showed that the angle $\Delta\psi$ and the difference in tension of the subconductors at collapsing is relatively low. If these facts are taken into account in the case of a symmetrical yoke, the parameter J can be approximated for a span between anchoring towers (two yokes) and a span between an anchoring and a

3. CONSIDERATIONS THEORIQUES

3.1. Raideur d'équilibre des ancrages

Dans un canton de pose dont les portées sont égales et les supports aux mêmes niveaux, un équilibre de la tension mécanique s'établit de part et d'autre du point de suspension. Il n'y a donc pas de déplacement possible de la lanterne. Grâce à cet effet, la réduction de l'espace à mi-portée pour une portée suspendue est beaucoup plus faible que pour une portée entre ancrages. Il n'y a en effet aucune réduction de la longueur de la portée du conducteur supérieur puisqu'il serait lié au déplacement de la lanterne. Ce raisonnement permet d'expliquer pourquoi le courant de contact est plus faible pour une portée entre ancrages que pour une portée suspendue, pour les mêmes paramètres de la ligne.

Les essais montrent et les calculs démontrent que plus la hauteur (q) du palonnier triangulaire est grande plus la raideur d'équilibre s'accroît, ce qui diminue le risque de contact.

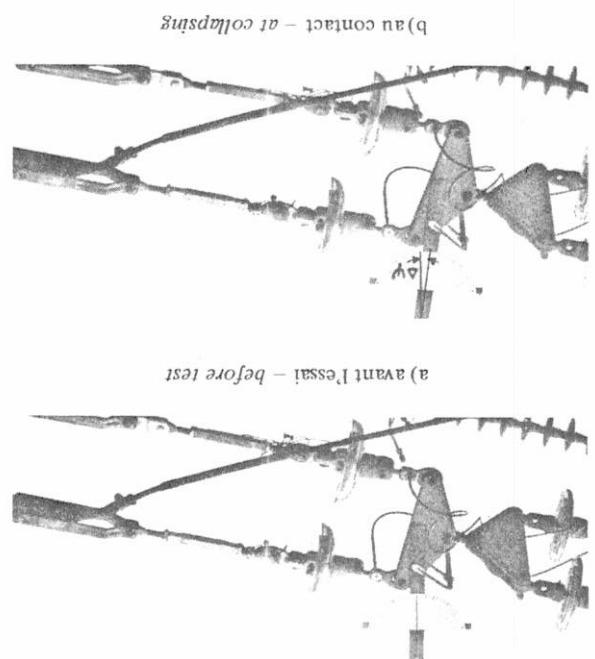
L'approche théorique de l'étude de l'attraction des faisceaux découplés et les méthodes pour calculer le courant de charge conduisant au contact ont déjà été détaillées dans [2] et [3]. Nous l'avons déjà mentionné dans ces publications, la connexion aux chaînes d'ancrages des faisceaux de conducteurs, non horizontaux, par palonnier aux pylônes d'arrêt, par lanternes aux pylônes de suspension, est un paramètre important. Il a une grande influence sur le comportement des faisceaux découplés parcourus par des courants de charge qui peuvent provoquer le contact.

La force électromagnétique agissant sur un faisceau en configuration non horizontale ($\theta_s \neq 0$) accroît la tension mécanique dans le conducteur supérieur et la réduit dans le conducteur inférieur. Il en résulte une rotation $\Delta\psi$ du palonnier. Cette valeur dépend de la raideur d'équilibre du palonnier et de la différence de tension entre les conducteurs inférieur et supérieur.

En [3], l'effet du palonnier est directement intégré dans le système d'équations qui est résolu sous cette forme. Les tensions, flèches, angle de rotation, et finalement l'espacement entre sous-conducteurs est calculé en fonction du courant de charge, et ce jusqu'au contact.

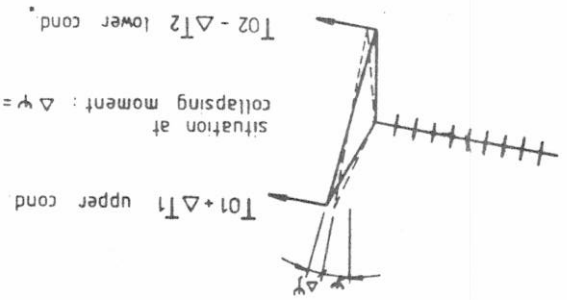
En [2], on offre une possibilité de calcul par une formule analytique reproduite ci-après au paragraphe 3.2. La raideur d'équilibre est représentée par le paramètre J qui peut être déduit de l'équation d'équilibre du palonnier donnée en annexe de [2].

Les valeurs obtenues lors des essais (Fig. 1 et 2) et les calculs pas à pas obtenus dans [3] montrent que l'angle $\Delta\psi$ et la différence de tension entre les sous-conducteurs sont relativement faibles. Prenant en compte ces considérations, et dans le cas d'un palonnier symétrique, le paramètre J peut être approximé pour une portée entre ancrages (2 palonniers) et pour une



Détails de l'ancrage du faisceau décollé de deux conducteurs testé, avec dispositif de mesure de la tension mécanique et un arc gradué.
 Anchoring of unspaced twin bundle with load indicators and graduated arc, during collapsing tests

FIGURE 1



upper cond. lower cond. = cond. sup. cond. inf.
 situation at collapsing moment = situation au moment du contact
 mechanical tension = tension mécanique
 bundle collapsed = contact
 switch on load current = enclenchement
 switch off = déclenchement

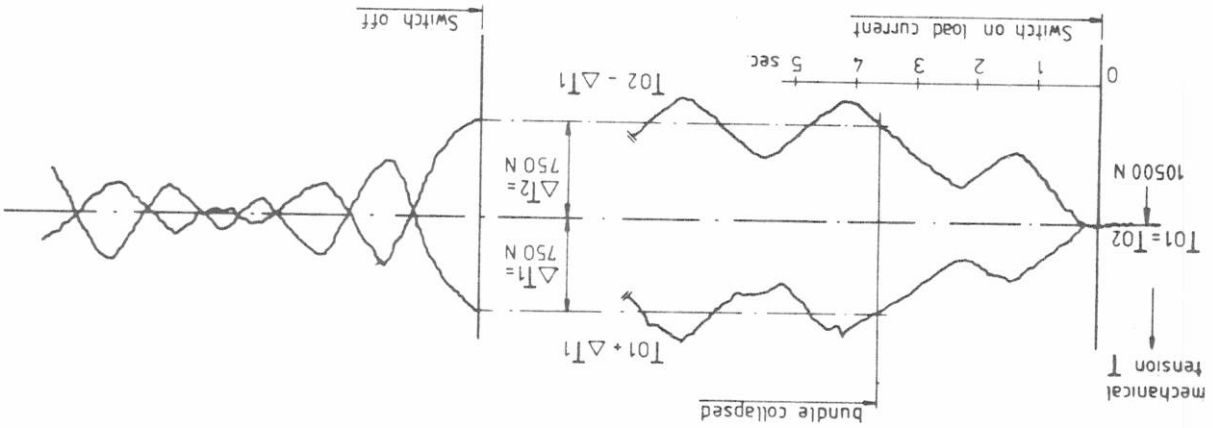


FIGURE 2

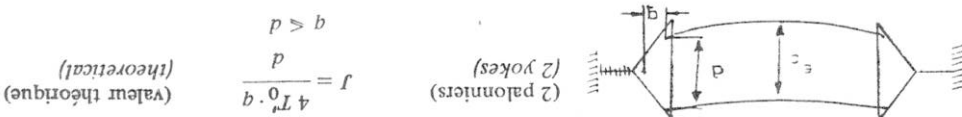
Evolution de la tension mécanique sur faisceaux verticaux décollés parcoures par une forte intensité de charge
 Mechanical tension on spacers vertical bundle conductors at high load current

portée entre ancrage et suspension (1 palonnier), par les relations "a" et "b" du Tableau I :

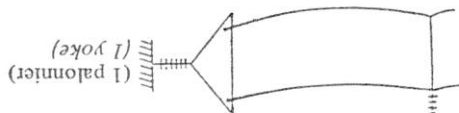
(a) and (b) on Table I respectively.

TABLEAU I - TABLE I

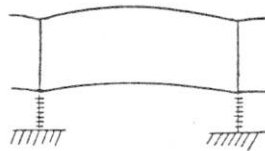
Valeur de la raideur d'équilibre (j) des ancrages et des suspensions
 Values for balance stiffness (j) of anchoring and suspension points



(Valeur théorique) (theoretical) $j = \frac{4T_0 \cdot b}{d}$ $b \geq d$



(Valeur théorique) (theoretical) $j = \frac{8T_0 \cdot b}{d}$ $b \geq d$



(pas de palonnier) (no yoke) $j = (3 \text{ to } 4) \cdot T_0$ (Valeur empirique) (empirical)

(Valeur théorique) (theoretical) $j = \infty$

portée entre suspensions : cas (b)
 span between suspension towers: case (c)

portée entre suspension et ancrage : cas (b)
 span between suspension and anchoring towers: case (b)

portée entre pylones d'arrêt : cas (a)
 span between anchoring towers: case (a)

3.2. Formule simplifiée

Le courant qui provoquera une réduction de l'espace-ment de "e₀" à la valeur "e" à mi-portée peut être calculé selon la formule décrite en [2]. Pour rappel, si l'on néglige les forces électrostatiques, la formule générale sous la forme :

$$I_s = \frac{n}{l} = d \cdot \frac{4470 \cdot \beta}{s} \sqrt{\frac{\alpha \cdot k_0}{1} \cdot \frac{d}{e} \left(\frac{d}{e_0} \frac{d}{e} - \frac{d}{e} \right) \left(T_0 + \frac{16EA}{3S^2} \cdot (f_0^2 \cdot \sin^2 \theta)^2 \cdot \frac{1}{2FAA} + \frac{1}{SJ} \right)}$$

where:

ou :

(2)

$$T_0' = \frac{T_{01} + T_{02}}{2}$$

The current, which causes a spacing reduction from e₀ up to collapsing position e, can be calculated according to [2]. If electrostatic forces are not taken into consideration, the following formula to determine the collapsing and releasing current can be given:

3.2. Calculation formula

In the case of a span between two suspension towers (no yoke) the j value of the suspension point is much higher than in the previous cases, and theoretically j = ∞. Consequently, very high, calculated values for collapsing may be expected. An empirical relation for j is derived from the results of the line tests and scale model tests and the fact that the balance-stiffness of the suspended span, due to the equilibrium of the conductor tension on both sides of the suspension is relatively high, see equation (c) on Table I. In this case the j value can be compared with equation (a) Table I, when q = d. When q = d the highest value of j is reached. This was also confirmed by scale model tests (see 4.3 test series A5, Table VIIIb), which showed that the value of the collapsing current hardly increases at values of q higher than d.

Remarquons qu'aux valeurs élevées de j (portée entre suspensions par exemple) correspondront des valeurs élevées du courant de contact.

Dans le cas d'une portée entre suspensions (pas de palonnier) la valeur de j est théoriquement infinie, en pratique elle est très élevée et nous proposons la relation empirique "c" déduite des résultats des essais en vraies grandeurs et sur modèles réduits. Dans ce cas la valeur de j peut être comparée à la relation "a" dans laquelle on ferait q = d, la valeur de j la plus élevée en pratique correspond donc à ce cas. Les essais en grandeurs réduites confirment cette remarque (§ 4.3), essais A5, tableau 8b), en effet l'accroissement du courant de contact platonne pour les valeurs de q supérieure à d.

$$f_0 = \frac{f_{01} + f_{02}}{2} \quad (3)$$

$$f_{01,02} = \frac{w_0 \cdot S^2}{8 \cdot T_{01,02}} \quad (4)$$

$$k_0 = \frac{\text{arc tan} \sqrt{\frac{d}{e} - 1}}{\sqrt{\frac{d}{e} - 1}} \quad \text{si } e \leq d$$

$$k_0 = \frac{\sqrt{\frac{d}{e} - 1}}{d - 1} \quad \text{for } e \leq d \quad (5)$$

$\beta = 1$ si $n = 2$ (2 sous-conducteurs); sinon voir [2].
 Au contact : $\beta = 1$ if $n = 2$ (2 subconductors); otherwise see [2].

At collapsing

$$(I_s = I_{cs})$$

$$e = 0.4e_0$$

$$\alpha = 1$$

At releasing

$$(I_s = I_{rs})$$

$$e = \phi$$

$$\alpha = 1.2$$

The calculated values of the collapsing current according to the analytical formula in paragraph 3.2 and also according to [3] have been compared with the test values (see Table III, V, VII and VIII).

For a 400 kV line the positive influence of the electrostatic force on the collapsing current is shown in appendix III.

In this case the collapsing current $I_{cs} = 870$ A is about 8 percent higher than in the calculation appendix II ($I_{cs} = 803$ A) where the electrostatic force is not taken into account.

4. OUTLINE OF TESTS, MEASURED AND CALCULATED VALUES

4.1. Laboratory tests

The laboratory tests were carried out on the operating site of the High Power Laboratory of KEMA at Arnhem in The Netherlands. On the site, a test line was constructed with a 3-phase ACSR bundle conductor span of 193 m, a phase separation of 5.4 m horizontally and a sag of about 3.5 m for each phase-conductor, see Figure 3.

Both ends of each subconductor were anchored on a short double insulator string, and on each string a strain-gauged load indicator was installed to record the mechanical tension before and during the tests.

The insulator strings were connected to a yoke fixed on a stiff steel structure by means of a turnbuckle. In

Elle permet de déterminer l'intensité conduisant à un rapprochement, à mi-portée, à une distance "e", et en particulier le courant de contact ($e = 0,4e_0$) et celui de séparation ($e = \phi$).

Nous avons comparé les valeurs calculées par cette formule, et par la méthode décrite en [3], aux résultats obtenus par différents essais. (voir Tableaux III, V, VII et VIII).

En annexe 3, l'influence bénéfique des forces électrostatiques sur le courant de contact est prouvée au niveau 400 kV. Dans ces calculs le courant de contact I_{cs} atteint 870 A c.à.d 8 pour cent de plus qu'en l'absence de cette force, comme on le calcule en annexe 2 ($I_{cs} = 803$ A).

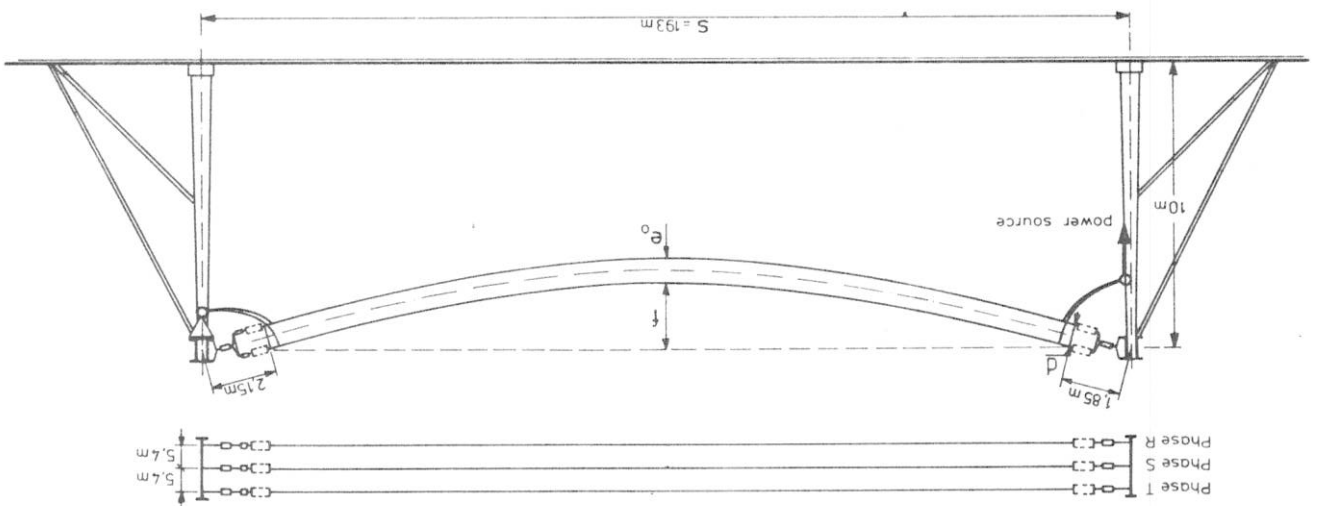
4. ESSAIS, VALEURS CALCULEES ET MESUREES

4.1. Essais effectués en station d'essai

Ces essais ont été réalisés sur le site à ciel ouvert de la station d'essai à haute puissance de la KEMA à Arnhem au Pays-Bas. On a reproduit sur site une portée de ligne triphasée ACSR en faisceau. La longueur de la portée était de 193 m, la distance entre phases de 5,4 m, la flèche d'environ 3,5 m pour chaque phase. Les trois phases étaient disposées en nappe, comme indiqué sur la figure 3.

Chaque extrémité des sous-conducteurs était fixée sur une double chaîne d'ancrage, des jauges de contraintes sur chaque sous-conducteurs permettaient d'enregistrer la tension mécanique avant et pendant les essais.

Les deux chaînes étaient reliées par un palonnier lui-même fixé à une structure support en acier par



Dispositif lors des essais effectués à la KEMA
Testspan arrangement at KEMA

FIGURE 3

l'intermédiaire d'un tendeur. Il était donc aisé de modifier la position du faisceau de verticale en oblique.

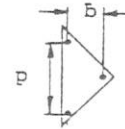
La tension mécanique correspondait pour chaque conducteur à une contrainte d'environ 45 N/mm². Les données des conducteurs sont détaillées dans le Tableau II.

The mechanical tension for all conductors was 45 N/mm². The data of the conductors can be seen in Table II.

TABLEAU II - TABLE II

Dimensions des conducteurs et configurations du faisceau lors des essais effectués à la KEMA
Conductor sizes and bundle configurations of KEMA testspan

Phase	type du conducteur	type of conductor	w ₀ (N/m)	A (mm ²)	φ (mm)	E (kN/mm ²)	c (1/K)
R	faisceau de 2 conducteurs verticaux et diagonaux	ACSR 37/424 twin bundle vertical or diagonal	14.5	461	28	66.1	20.3 × 10 ⁻⁶
S	faisceau de 2 conducteurs verticaux ou diagonaux	ASAC 40/240 twin bundle vertical diagonal	9.5	280	22	77	18.9 × 10 ⁻⁶
T	faisceau de 3 conducteurs verticaux	ACSR 32/185 three bundle vertical	7.4	217	19	77	18.9 × 10 ⁻⁶



Dimension du palonnier
Yoke dimensions
d = 0.4 m et/and 0.6 m
q = 0.15 m

Lors des essais l'intensité de courant était augmentée pas à pas, et à chaque gradin on relevait l'espacement à mi-portée. Après contact du faisceau, on faisait décroître progressivement l'intensité du courant de manière à pouvoir déterminer l'intensité pour laquelle les conducteurs se séparaient. Cette valeur correspondait alors à la valeur de séparation.

Un enregistrement vidéo ainsi que plusieurs caméras permettaient d'observer le mouvement des sous-

The current of the test span was gradually increased, and at each step the midspan subconductor spacing was measured. After the collapsing of the bundle, the current was decreased and the current value at which the sub-conductors released was determined.

Video and film cameras were used to observe the motion and the performance of the subconductors,

conducteurs. L'espacement à mi-portée était relevé visuellement grâce à une latte fixée sur le conducteur supérieur du faisceau.

Les résultats des mesures, ainsi que des valeurs calculées sont comparées et données au Tableau III. La comparaison indique une différence inférieure à 10 pour cent entre les valeurs mesurées et calculées. Par ailleurs, la différence de tension entre les sous-conducteurs, relevée lors du contact, était inférieure à 6 pour cent.

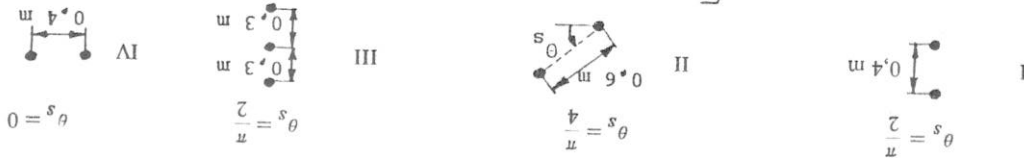
while the midspan spacing was measured by means of a graduated lathe attached to the upper subconductor of a bundle.

The results of measured collapsing current values and calculated values are compared and given in Table III. A comparison of the measured and calculated values shows that they differ by less than 10 percent. The measured variation of tension at collapsing was $\Delta T < 6$ per cent.

TABLEAU III - TABLE III

Résultats des essais KEMA effectués en vraies grandeurs et comparaison des valeurs calculées et mesurées (voir fig. 3)
 Results of laboratory full scale tests at KEMA, and comparison of calculated and measured values (see fig. 3)
 a : calcul selon [2] et par application de la formule I du § 3.2 de cette publication
 b : calcul selon [3]
 a : calculated according to [2] and formula I of 3.2 in this paper
 b : calculated according to [3]

essai no.	phase	config. du faisceau bundle	T_0 (kN)	$\Delta \theta$	courant de contact I_{cs} (A)		courant de séparation I_s (A)	
					calculé calculated	mesuré measured	calculé calculated	mesuré measured
4 002	R	I	21.0	≈ 0	900	935*	590	630
	T	III	10.0	≈ 0	545	565*	360	372
4 003	R	I	21.0	≈ 10	825-840	920	575-590	623
	T	III	10.0	≈ 10	500-515	558*	367-394	368
4 004	R	I	17.5	≈ 10	900	907	550-590	613
	S	I	12.2	≈ 10	660-675	739	335	471
4 006	R	II	21.0	≈ 10	1 100-1 135	1 195	700	730
	S	II	12.2	≈ 30	790-800	890	475-490	510
4 011	R	IV	21.0	≈ 0	750-770	790	500	534
	S	IV	12.2	≈ 0	600-620	602	400	383



* calculé en prenant/calculated with $n = 3$; $\beta = \sqrt{\frac{3}{4}}$; $d = 0.3$ m; et/and $J = \frac{4 \cdot T_0 \cdot q}{d_{eq}}$ où/where $q = 0.15$ m et/and $d_{eq} = 2d = 0.60$ m.

4.2. Line tests

In order to be able to study the behaviour of spacer-less bundles with long and medium span lengths and different midspan subconductor spacings, load current tests were carried out on a 3-phase circuit of a 150 kV line of PLEM with unspaced vertical twin bundles ACSR 23/259 mm².

One end of a 12 km line existing of 3 sections was short-circuited and the other end was connected directly to the 10 kV terminals of a 150/10 kV transformer. The impedance of the line circuit was chosen in such a way that the load current was equal to the nominal current value of the line. The 10 kV voltage of the transformer connected to the 150 kV grid was ± 20 percent adjusted so that the current could be changed.

4.2. Essais en ligne

Afin d'étudier le comportement des faisceaux découplés sur différentes longueurs de portée et différents espacements à mi-portée, la PLEM a réalisé des essais sur une de ses lignes 150 kV avec faisceaux découplés ACSR 23/259 mm².

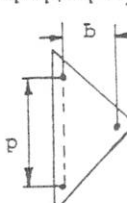
Pour ce faire l'extrémité d'une ligne de 12 km, comprenant 3 cantons, fut court-circuitée et l'autre bout relié aux bornes 10 kV d'un transformateur 150/10 kV. L'impédance du circuit était ainsi formée telle que le courant de charge était égal au courant nominal de la ligne. L'intensité de courant pouvait être modifiée dans la plage de réglage de + ou - 20 pour cent de la tension 10 kV du transformateur.

On espérait de la sorte atteindre une force d'attraction électromagnétique suffisante pour provoquer le

contact. Chaque essai était constitué d'un enclenchement et, après équilibre, d'un déclenchement. Entre chaque essai le réglage correspondait à une augmentation de 50 A de l'intensité de courant. Les essais se poursuivaient jusqu'à obtention du contact. Le phénomène était filmé en vidéo et des observateurs relevaient les informations nécessaires au dépouillement des résultats.

La ligne traversait une aire dégagée. Les paramètres de la ligne sont repris au Tableau IV

TABLEAU IV - CARACTÉRISTIQUES DES CONDUCTEURS ET LONGUEURS DE PORTÉE D'UNE LIGNE 150 KV PLEM-LINE
 Conductor data and span lengths of 150 KV PLEM-line

Type de conducteur : ACSR 23/259 faisceau vertical de 2 conducteurs	Type of conductor : ACSR 23/259 twin bundle vertical
$w_0 = 9 \text{ N/m}$	
$A = 282 \text{ mm}^2$	
$\phi = 22 \text{ mm}$	
$E = 66 \text{ kN/mm}^2$	
$T_0 = 10,5 \text{ kN}$	
dimensions du palonnier	
$d = 0,4 \text{ m}$	
$q = 0,1 \text{ m}$	
	
<ul style="list-style-type: none"> - canton 1, 1163 m, 4 portées dont les longueurs sont comprises entre 226 et 320 m - section 1, 1163 m, 4 spans with lengths between 226 and 320 m - canton 2, 1927 m, 6 portées dont les longueurs sont comprises entre 316 et 355 m - section 2, 1927 m, 6 spans with lengths between 316 and 355 m - canton 3, 3641 m, 11 portées dont les longueurs sont comprises entre 266 et 369 m - section 3, 3641 m, 11 spans with lengths between 266 and 369 m - l'espacement à mi-portée est compris entre 0,4 et 0,6 m. - l'espacement à mi-portée est compris entre 0,4 et 0,6 m. - midspan spacing varies between 0.4 and 0.6 m. 	

was approximately at the level of collapsing of the bundle. After each test the current was increased about 50A and then the line was switched on. The tests were repeated till collapsing occurred. The behaviour of the unsparced bundles in each span was observed by instructed observers or filmed by video.

The line crosses a hilly area. The line parameters are given in Table IV

Afin d'étudier plus précisément le comportement, d'une portée entre ancrages, dans le cas d'un faisceau vertical décuplé de deux conducteurs ACSR 23/259 mm², on a réalisé de nouveaux essais sur une portée triphasée de 362 m de la même ligne 150 kV citée plus haut. L'espacement entre sous-conducteurs variait de 0,4 à 0,6 m à mi-portée pour un espacement constant de 0,4 m aux ancrages. Cette fois l'intensité de courant était fournie par un transformateur 10/0,4 kV dont le secondaire était directement relié à la portée étudiée, court-circuitée à son autre extrémité.

Les résultats des mesures et des calculs sont repris au Tableau V, en ce qui concerne la valeur du courant de contact. Les observations suivantes peuvent être faites :

- pour une portée entre ancrage et suspension (1 palonnier) seule une légère différence apparaît entre les calculs et les mesures.
- pour une portée entre suspensions (pas de palonnier), la valeur théorique $J = \infty$, conduit à des valeurs calculées 50 pour cent supérieures aux valeurs mesurées. Néanmoins les mêmes calculs effectués avec la valeur empirique suggérée $J = 4.T_0$, ne donne plus qu'un écart de 10 pour cent.
- pour une portée entre ancrages (2 palonniers), les valeurs calculées montrent une surestimation de

The results of the measured and calculated collapsing current values are given in Table V. If the calculated results are compared with the measured values, the following observations can be made:

- in case of spans between suspension and dead-end towers (1 yoke) there is little difference between calculated and measured values;
- taking into account a theoretical balance stiffness $J = \infty$, calculation of the collapsing current in the case of a span between two suspension (no yokes) towers is 50 percent higher than the measured values. However, calculations with the proposed value $J = 4.T_0$ differ not more than 10 percent.
- in case of a span between two dead-end towers (2 yokes), the calculated values are about 20 percent

20 pour cent par rapport aux valeurs mesurées. Ces valeurs ont été vérifiées par une méthode faisant intervenir un modèle mécanique très sophistiqué (SAMCEF [4]), toutefois la portée a été supposée de niveau dans tous les calculs.

La tension dans les conducteurs et la rotation du palonnier a été relevée avant et après contact grâce à un dispositif gradué fixé sur le palonnier, comme indiqué sur la figure 1.

La figure 2 montre que, au contact, on relève seulement un $\Delta T = 750N$ et $\Delta\psi = 7$ degrés.

The tension in the conductors during the tests is recorded and the deviation of the yoke before and after collapsing measured by means of a graduated arc fixed on the yoke, see Figure 1.

Figure 2 shows that when there is contact between the subconductors, the values of $\Delta T = 750N$ and $\Delta\psi = 7^\circ$ are low.

TABLEAU V - TABLE V

Résultats des tests en ligne 150 kV (PLEM) sur faisceaux déduplés
 Results of the 150 kV line tests (PLEM) on unspaced bundles
 Comparaison des valeurs calculées et mesurées du courant de contact
 Comparison of calculated and measured values of collapsing current
 a : calculs selon [2] et la formule 1 du § 3-2 de cette publication
 calculated according to [2] and formula 1 par. 3.2 in this paper.
 b : calculs selon [3]
 calculated according to [3].

n° de la portée span no.	longueur de la portée span length S (m)	Type d'ancrage Type of anchoring	espace- ment spacings (cm)	courant de contact collapsing current I _{cs} (A)		dL e ₀ d _R	pour équation inégale for unequal spacing: $J_{eq} = \frac{J_R \cdot J_L}{J_R + J_L}$	où/where $J_R = \frac{8 \cdot T_0 \cdot q_R}{d_R}$	et/and $J_L = \frac{8 \cdot T_0 \cdot q_L}{d_L}$
				mesuré measured	calculé/calculated				
4-5	297	suspension anchorage	80 61 40 ≈ 890	950*	+ 7	990	+ 11	$J = \frac{8 \cdot T_0 \cdot q_R}{d_R}$	
21-22	335	suspension anchorage	40 44 40 ≈ 750	743	- 1	730	- 3	$d = (0.4 + 0.8) \cdot 2 = 0.6$ $q_R = 0.1$ $d_R = 0.4$	
6-7	305		40 46 40 ≈ 825	1272 + 54	+ 10	1230 + 49	+ 49	$J = \infty$	
23-24	307		40 48 40 ≈ 890	1317 + 48	+ 6	1280 + 44	+ 44	$J = \infty$	
27-28	328		40 47 40 ≈ 890	1287 + 44	+ 4	1240 + 39	+ 39	$J = \infty$	
33-34	362	anchorage anchoring	40 42 40 ≈ 740	590	- 20	580	- 22		
			40 46 40 ≈ 770	635	- 18	680	- 18		
			40 60 40 ≈ 975	803(1)	- 17	810	- 17		

1) Voir calcul en annexe II
 For calculation see appendix II

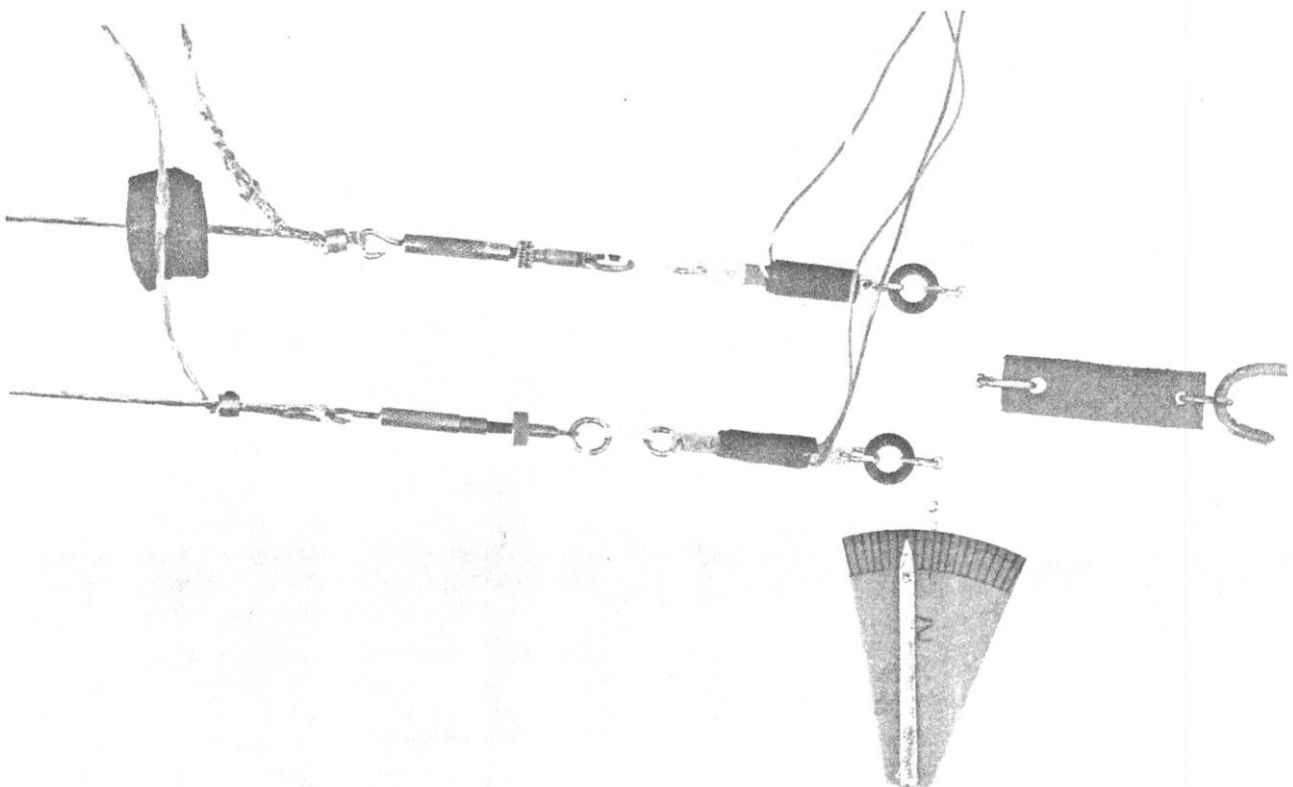


FIGURE 4
 Détail du dispositif d'ancrage pour les essais de contact sur modèles réduits, réalisés sur faisceaux de deux conducteurs
 Assembly of anchoring unspaced twin bundle for collapsing tests on reduced scale model

4.3. Essais sur modèles réduits

Ces essais ont été menés de manière à vérifier la réduction de l'espacement à mi-portée pour différentes valeurs de l'intensité de courant, à engendrer une étude paramétrique et à fournir de nouvelles comparaisons avec les calculs.

Par rapport aux essais en ligne, les paramètres du modèle réduit peuvent facilement être ajustés et modifiés. De plus, de nombreux essais peuvent être menés rapidement.

4.3. Reduced scale tests

The purpose of these reduced scale tests was to verify the conductor midspan-spacing reduction at various current values, the parameter study and the comparison with the calculations.

The advantage of scale tests is that, compared to the line parameters, parameters of the reduced scale model can easily be adjusted and altered. Moreover, several tests can be done at the same time.

TABLEAU VI - TABLE VI

Caractéristique du conducteur utilisé pour les essais en modèles réduits sur faisceaux verticaux découplés de 2 conducteurs
 Data of conductor used for scale model tests on unspaced vertical twin bundle.

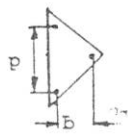
type de conducteur : cuivre toromé précontraint
 type of conductor: prestressed stranded copper conductor

$w_0 = 0.13 \text{ N/m}$
 $A = 1.5 \text{ mm}^2$
 $\phi = 1.4 \text{ mm}$
 $E = 120 \text{ kN/mm}^2$

Dimensions du palonnier
 Yoke dimensions

$d = 20 \text{ mm}$
 $q = 5 \text{ mm}$

Voit également :
 Other data are given in the relevant part of the test results
 (Tableaux VII et VIII/Tables VII and VIII)



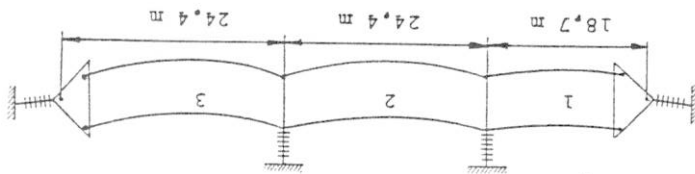
La PLEM a donc effectué des essais aux échelles 1:10 et 1:20 sur des faisceaux de deux conducteurs découplés. On a essayé des portées entre ancrages et entre suspensions, des portées de différentes longueurs, et pour plusieurs valeurs de la tension de pose. Les données des conducteurs sont reprises au Tableau VI. La figure 4 montre la réalisation d'un ancrage du modèle. Les résultats des essais effectués sur un modèle avec 3 portées sont indiqués au Tableau VII. L'étude paramétrique a été effectuée sur une seule portée, elle est détaillée au Tableau VIII.

Tests on scale 1:10 and 1:20 were performed by the PLEM on unspaced twin bundles with anchored and suspended spans with varying span lengths and mechanical conductor tension. The data of the conductors used for the scale test are given in Table VI. A picture of the anchoring in a scale model is shown in Figure 4. The results of the tests performed on a scale model of a line with 3 spans are given in Table VII and the results of measurements for different parameters in Table VIII.

TABLEAU VII - TABLE VII

Essais modèles réduits (échelle 1 : 10)
 Scale model tests (scale 1 : 10)
 Comparaison des valeurs calculées et mesurées de courant de contact
 Comparison of calculated and measured values of collapsing current
 a) calculé selon [2] et la formule 1 du § 3.2 de cette publication
 b) calculé selon [3]
 a) calculated according to [2] and formula 1 par. 3.2 in this paper
 b) calculated according to [3]

Canton de 3 portées
 Line section with 3 spans.
 $T_0 = 19 \text{ N}$
 $e_0 = 40 \text{ mm}$
 $d = 40 \text{ mm}$
 $q = 5 \text{ mm}$



Courant de contact I_{cs} (A)
 Collapsing current I_{cs} (A)

portée/span no.	1	2	3
mesuré/measured	29	33	27
calculé selon a : according to a :	27	34*	24
calculé selon b : according to b :	26	32*	23

* calculé avec/for stiffness $J = 4 \cdot T_0^2$

TABLAU VIIIa - TABLE VIIIa

Essais modèles réduits (Echelle 1 : 20)
 Scale model tests. (Scale 1 : 20)
 Comparaisons des valeurs calculées et mesurées du courant de contact
 Calculated and measured values of collapsing current
 a : calculé selon [2] et la formule I du § 3.2 de cette publication
 b : calculé selon [3]
 a : calculated according to [2] and formula I par. 3.2 in this paper
 b : calculated according to [3].

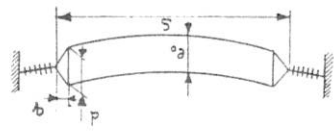
Influence des paramètres T ₀ , S, e ₀ et/and d Influence of the parameters T ₀ , S, e ₀ et/and d Valeurs initiales/initial values:		mesuré/measured		calculé/calculated	
					
courant de contact collapsing current I _{cs} (A)					
A ₁ - Influence de/of T ₀ : T ₀ (N)		17	15	20	16
		4.8	17	17	19
		7.5	16	17	16
		9.5	17	16	15
		16.4	14	15	15
		29.3	15	17	16
A ₂ - Influence de/of S : S (m)		6	23	25	24
		12	14	17	16
		18.1	16	17	16
		23.9	15	18	18
A ₃ - Influence de/of e ₀ : e ₀ (mm)		5	5	5	-
		10	9	10	-
		15	13	13	-
		20	16	17	16
		25	20	20	20
		30	23	23	24
		40	30	30	31
		60	41	42	47
A ₄ - Influence de/of d = e ₀ (mm)		15	14	16	15
		20	16	17	16
		30	18	19	18
		40	19	22	21

TABLEAU VIIIb - TABLE VIIIb

Essais modèles réduits (Echelle 1 : 20)

Scale model tests. (Scale 1 : 20)

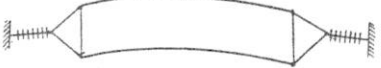


Comparaisons des valeurs calculées et mesurées du courant de contact
 Calculated and measured values of collapsing current

a : calculé selon [2] et la formule 1 du § 3.2 de cette publication

b : calculé selon [3]

a : calculated according to [2] and formula 1 par. 3.2 in this paper

b : calculated according to [3]

Influence des paramètres q et j		Influence of the parameters q and stiffness j	
courant de contact collapsing current I_{cs} (A)		mesuré/measured	
		calculé/calculated	b
A5 - influence de/of q : q (mm)	0	12	8
	5	16	17
A6 - influence de/of j :	25	20	17
	50	21	44
anchorage-ancrage anchoring-anchoring (2 palonniers) (2 yokes)		16	17
		21	22
		21	21
suspension-ancrage suspension-anchoring (1 palonnier) (1 yoke)		26	30*
		29*	30*
		29*	30*
pas de palonnier no yoke) suspension-suspension		26	30*
		29*	30*
		29*	30*

* calculé avec/for stiffness $j = 4 \cdot T^0$

The calculated results are generally in agreement with the measurements with the exception of the scale tests results A5 Table VIII in case of $q = 25$ and 50 mm. There is no explanation for the fact that the measurements are much lower than the calculated values of the collapsing current.

5. INFLUENCE OF THE DIFFERENT PARAMETERS ON BUNDLE COLLAPSING

In this paragraph the influence of parameters, as given below, is based on KEMA tests as well as line and scale tests and calculations as published in [2] and [3].

- At actual conductor stresses the collapsing current of a vertical bundle at $q \approx d$ decreases when the tension T_0 increases. In other circumstances the value of the collapsing current depends on q , d and S and the characteristics of the conductor.

- The conductor characteristics have an important influence on the value of the collapsing current of a vertical bundle, if the balance stiffness is high ($q \approx d$). In this case, a large size conductor ($\phi \approx 28$ mm) has a higher collapsing current than a medium size conductor ($\phi = 22$ mm). In the case of low balance stiffness and horizontal bundles, the influence of the conductor sizes on the collapsing current is very low.

- Supposing a constant spacing in the whole span, ($e_0 = d$) the collapsing current increases approximately linearly with the distance between the sub-conductors.

- An increase in the midspan conductor spacing ($e_0 > d$) has a linear positive influence on the collapsing current, and it results in higher collapsing current values than in the case of an enlarging of the spacing in the whole span at the value ($e_0 = d$).

- The height q of the anchoring yoke determines the balance stiffness, and therefore the value of the collapsing current. At a strain yoke ($q = 0$) the balance stiffness is much lower than in the case of a yoke with the dimensions $q = d$.

- The collapsing current in a span between dead-end towers with yoke dimensions $q = d/4$ is about half of the collapsing current of the same span with yoke dimensions $q = d$.

- The balance stiffness J of the connection point of a bundle with the insulator string has a great influence on the magnitude of the collapsing current. In a suspended span the collapsing current will be about 50 percent higher than in a dead-end span with $q = d/4$, because, due to the equilibrium of the conductor tension on both sides of the suspension points, the balance stiffness of a suspension is considerably higher than that of an anchoring.

- The collapsing current depends on the configuration of the bundle. It reaches a minimum for a horizontal

Les calculs sont en bon accord avec les mesures, exception faite des résultats de l'essai A5, Tableau VIII dans le cas $q = 25$ et 50 mm. Il n'y a pas d'explication actuelle pour laquelle les mesures sont nettement plus faibles que les calculs pour ces deux cas.

5. INFLUENCE DES PARAMETRES SUR LE RISQUE DE CONTACT DES FAISCEAUX DE CONDUCTEURS

Nous reprenons ci-dessous l'influence des paramètres, basés sur les essais effectués à la KEMA, ceux réalisés en ligne et sur modèles réduits, ainsi que sur les calculs publiés en [2] et [3].

- Dans les plages habituelles, le courant de contact d'un faisceau vertical décroît quand T_0 augmente. Dans les autres cas cette même influence dépend de q , d , S et des caractéristiques du conducteur.

- Les caractéristiques du conducteur ont une importance considérable sur la valeur de contact des faisceaux verticaux, si la raideur d'équilibre est importante ($q = d$). Dans ce cas, les conducteurs les plus lourds nécessitent une intensité de courant supérieure pour provoquer le contact. Par contre si la raideur d'équilibre est faible ou si le faisceau est horizontal les caractéristiques du conducteur n'ont pratiquement plus d'influence.

- Le courant de contact s'accroît quand la portée décroît. Cependant cette influence devient très faible si la raideur d'équilibre est élevée (portées suspendues)

- A espacement constant tout au long de la portée ($e_0 = d$), le courant de contact augmente quasi-linéairement avec cet espacement.

- Un accroissement de l'espacement à mi-portée e_0 restant constant, a une influence importante très positive et également linéaire, sur le courant de contact. Dans ce cas il en résulte un courant de contact plus élevé par rapport à celui qui correspondrait à un élargissement sur toute la portée à la valeur $d = e_0$.

- La hauteur q du palonnier détermine la raideur d'équilibre, et dès lors le niveau du courant de contact. Pour un palonnier réduit à une barrette ($q = 0$), la raideur tend vers zéro et est donc beaucoup plus faible que celle d'un palonnier de dimensions $q = d$.

- Le courant de contact pour une portée entre ancrages avec un palonnier de dimension $q = d/4$ est environ deux fois plus faible que pour une dimension $q = d$.

- La raideur d'équilibre J du point d'attache du faisceau à la chaîne d'isolateurs a une grande influence sur la grandeur du courant de contact. Ce courant, pour une portée suspendue, est d'environ 50 pour cent plus élevé que pour une portée ancrages (avec les dimensions habituelles des palonniers, c-à-d. $q = d/4$). Ce fait est lié à l'équilibre des tensions de part et d'autre du point de suspension, ce qui rend la raideur d'équilibre de la suspension très importante.

- Le courant de contact (I_c) dépend de la configuration du faisceau, il atteint un minimum pour une dis-

obtain the same current value for collapsing, a diagonal bundle must have a higher spacing than one in a vertical arrangement. To obtain a maximum for a vertical arrangement, the zonal and a maximum for collapsing, a diagonal bundle must have a higher spacing than one in a vertical position.

— Heating of the conductors results in lower mechanical tension, and causes the same effect as this parameter. — The test on unspaced PLEM bundle lines showed that, in practice, the electrostatic repulsion forces between vertical, uncoupled bundle conductors at voltages up to 400 kV are weak and that the importance of this effect starts at about 400 kV.

— Collapsed unspaced bundle conductors will release at a current I_r of about 60 percent of the initial collapsing value.

— KEMA tests on unspaced bundles with a spacing of 0.4 m have shown that when a fault current up to 10 kA which caused collapsing is cleared, a returning load current of about half the maximum line capacity generally causes a release of the collapsed bundle conductors.

CONCLUSION AND RECOMMENDATIONS

Unspaced vertically or diagonally configured bundle conductors have a good inherent stability. Moreover, they eliminate spacer problems, reduce line costs and give less galloping problems if low torsional stiffness is supposed.

However, electromagnetic attraction of spacers bundles under high load current conditions will reduce the midspan conductor spacing. If a critical value is reached, the bundle may collapse. This side effect will cause operating problems.

The purpose of the study was to provide a simple formula based on experimental and analytical considerations to determine the collapsing and the releasing current at different line parameters.

The results of the analytical method [2] to determine the collapsing current are presented in this paper and compared with the results according to the iterative method [3] and tests.

Calculations and line tests indicate that in a vertical spacers bundle of medium size conductors (ϕ up to 25 mm), under actual line conditions, the conductors usually will not come together at the highest conductor current capacity permitted, if the vertical conductor midspan spacing (e_0) is about 1.5 times the yoke spacing.

Vertically or diagonally configured bundled twin conductors in dead-end spans which are anchored on a triangular yoke with a height (h) of at least the bundle spacing (d) will generally collapse at a load current which is the same as the one in a suspended span.

position horizontale et un maximum pour une configuration verticale. Pour une même valeur de contact, un faisceau diagonal doit avoir un espacement plus important qu'en position verticale.

— L'échauffement des conducteurs conduit à une diminution de la tension, et joue donc le même effet. — Un essai sur faisceau découpé de trois conducteurs, sur une ligne 400 kV de la PLEM a montré un impact de la force électrostatique de répulsion relativement limité, en accord avec la formule proposée. Cet effet n'est sensible qu'à partir de 400 kV.

— Un faisceau en contact ne pourra se séparer que pour une intensité de courant I_r d'environ 60 pour cent de la valeur de contact.

— Les essais effectués à la KEMA sur des faisceaux découpés avec un espacement de 0,4 m ont montré qu'après un courant de défaut de 10 kA, qui produit le contact, la séparation des conducteurs n'avait lieu que pour un courant de charge d'environ 50 pour cent de la valeur maximale de la capacité de la ligne, cet effet est lié à l'influence de l'échauffement (et donc de la tension) du au court-circuit sur la valeur de séparation.

CONCLUSIONS ET RECOMMANDATIONS

Les faisceaux découpés en configuration verticale ou diagonale possèdent une bonne stabilité intrinsèque. De plus ils permettent d'éviter les problèmes d'entre-toise, ils réduisent le coût de la ligne et donnent lieu à moins de galop si l'on a une faible rigidité en torsion.

Cependant l'attraction électromagnétique des faisceaux découpés sous forts courants de charge réduit l'espacement à mi-portée. Pour une valeur critique, le faisceau entre en contact. Cet effet serait préjudiciable à l'exploitation d'une telle ligne.

Le but de cette étude était de fournir une formule simple basée sur l'expérience et des considérations analytiques, pour déterminer les courants de contact et de séparation pour différentes valeurs de paramètres de ligne.

Les résultats de la méthode analytique [2] sont présentés dans ce rapport et comparés aux résultats obtenus par une méthode itérative [3], et aux essais.

Les calculs et les essais en ligne indiquent que dans le cas d'un faisceau vertical découpé avec des conducteurs de dimensions moyennes (ϕ jusqu'à 25 mm), et dans les conditions actuelles, les conducteurs ne viendront pas en contact habituellement au courant le plus élevé compatible avec la capacité de la ligne, si l'espacement vertical à mi-portée (e_0) est environ 1,5 fois plus grande que l'espacement à l'encre (souvent 0,4 m).

Les configurations verticales et diagonales de faisceaux de deux conducteurs dans les portées entre ancrages, et qui sont attachées par palonnier triangulaire de hauteur h au moins égale à l'espacement du faisceau (d) entreront en contact pour un courant de charge approximativement identique à celui d'une portée suspendue.

Si le faisceau est en contact, on réduira l'intensité du courant à environ 60 pour cent de la valeur critique correspondant au contact, pour que les conducteurs puissent se séparer et reprendre leur position d'origine.

In the case of a collapsed twin bundle the current must be reduced to about 60 percent of the initial collapsing value before the conductors release and return to the original position.

7. REFERENCES/BIBLIOGRAPHIE

[1] P.H. Leppers, R. Brand, M. Couvreur. - Suspension of galloping by spacer removal. *CIGRE Report 22*, September 1978. *ELECTRA* No. 81, March 1982, pp. 91-115.

[2] P.H. Leppers, J.L. Lillen. - The behaviour of spacerless bundle, attraction and release values arising from high load currents. meter study. *ELECTRA*, No. 89, July 1983.

[3] H. Adami, J.H. Blom. - The attraction of spacerless bundle conductors due to high load current; a calculation method and para-cables. Collection des publications de la Faculté des Sciences appliquées, Université de Liège. No. 87, 1983, Belgique.

8. LISTE DES SYMBOLES UTILISES / SYMBOLS

A	= section droite des conducteurs/cross-section per conductor	mm ²
c	= coefficient de dilatation linéaire/linear expansion coefficient	1/K
d	= écartement entre sous-conducteurs aux ancrages/spacing between subconductors at span end	m
e	= écartement à mi-portée entre les sous-conducteurs/spacing at midspan between subconductors	m
e ₀	= valeur initiale de e/initial spacing at midspan between subconductors	m
F	= module d'élasticité/modulus of elasticity	N/mm ²
f ₀₁	= flèche initiale du conducteur 1/initial sag of subconductor 1	m
f ₀₂	= flèche initiale du conducteur 2/initial sag of subconductor 2	m
I	= intensité de courant dans le faisceau / current in bundle	A
I _s	= I/n = intensité de courant dans un sous-conducteur/I/n = current per subconductor	A
I _{cs}	= intensité de courant critique provoquant le contact, par sous-conducteur/collapsing current per subconductor	A
I _{rs}	= intensité de courant permettant la séparation des sous-conducteurs, valeur par sous-conducteur/relaxing current per subconductor	A
J	= raideur d'équilibre des ancrages/balance stiffness of anchoring	N/rad
K	= rapport de la force réelle à sa valeur maximale uniformément distribuée/ratio between resultant electromagnetic force and its maximum, if uniformly distributed	-
n	= nombre de sous-conducteurs/number of subconductors in the bundle	-
q	= hauteur du palonnier/height of the yoke	m
S	= longueur de la portée/span length	m
T ₀₁	= tension initiale dans le sous-conducteur 1/initial tension in subconductor 1	N
T ₀₂	= tension initiale dans le sous-conducteur 2/initial tension in subconductor 2	N
w ₀	= poids du conducteur par unité de longueur/weight of conductor	N/m
θ _s	= angle indiquant la position du faisceau (horizontal, vertical, oblique)/angle to indicate the position of the bundle	rad
Δθ	= écartement du conducteur pris entre la position e ₀ et la position e/temperature rise of the conductor	rad
φ	= diamètre extérieur du conducteur/diameter of subconductor	m
ψ, Δψ	= angle de rotation du palonnier. Dψ = Y - Y ₀ /(deviation) angle of the yoke	rad

9. REMERCIEMENTS

Cette étude a été menée pour le groupe de travail "galop" du CORECH ou Comité de la RECHERCHE de l'UNIPED. Les auteurs tiennent à remercier la KEMA et la PLEM (Pays-Bas) pour les essais expérimentaux, et l'Université de Liège pour les études analytiques.

9. ACKNOWLEDGMENT

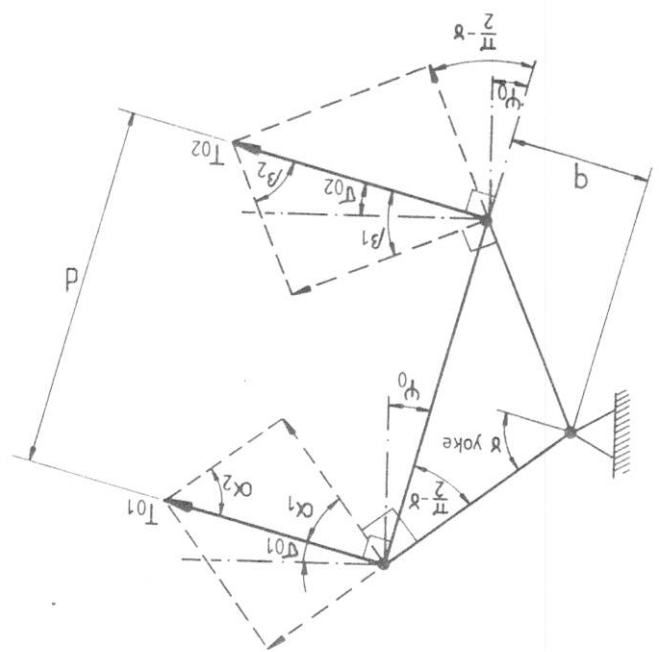
The work was carried out for the CORECH group 'galloping' of the Comité de la RECHERCHE of Unipede. The authors would like to express their gratitude to the KEMA and the PLEM in The Netherlands for the tests performed and their consistent guidance, and the University of Liège for their analytical studies.

ANNEXE I

APPENDIX I

Evaluation analytique de la raideur d'équilibre J. Pour un palonnier symétrique les angles α_2 et β_2 peuvent s'exprimer :

Derivation of the equation for balance stiffness J. For a symmetrical anchoring yoke the angle α_2 and β_2 can be expressed by :



$$\alpha_1 = \frac{\pi}{2} - \sigma_{01} - \frac{\pi}{2} + \gamma - \frac{\pi}{2} - \psi_0$$

$$\alpha_2 = \frac{\pi}{2} - \alpha_1 = \sigma_{01} + \gamma - \psi_0$$

$$\beta_1 = \frac{\pi}{2} - \left(\frac{\pi}{2} - \sigma_{02} - \frac{\pi}{2} + \gamma + \psi_0 \right)$$

$$\beta_2 = \frac{\pi}{2} - \beta_1 = -\sigma_{02} + \gamma + \psi_0$$

L'équation d'équilibre du palonnier impose :

$$T_{01} \sin(\sigma_{01} + \gamma - \psi_0) = T_{02} \sin(-\sigma_{02} + \gamma + \psi_0)$$

et, puisque σ_{01} et ψ_0 sont petits :

$$(T_{01} - T_{02}) \sin \alpha + T_{01} \sigma_{01} - T_{01} \sin \psi_0 + T_{02} \sigma_{02} - T_{02} \psi_0 = 0$$

et puisque $T_{01} \sigma_{01} + T_{02} \sigma_{02} = W_0 S$ (le poids d'un conducteur) since $T_{01} \sigma_{01} + T_{02} \sigma_{02} = W_0 S$ (weight of one cond.)

on a :

$$\psi_0 = \frac{T_{01} + T_{02}}{(T_{01} - T_{02}) \sin \gamma + W_0 S}$$

we obtain

Si l'on pose

$$T_i^0 = \frac{T_{01} + T_{02}}{2}, \quad T_{01,02} = \frac{W_0 S^2}{\gamma f_{01,02}}, \quad \text{et/and } f^0 = \frac{f_{01} + f_{02}}{2}$$

on trouve après quelques calculs :

after some operations we find :

$$\psi_0 = \frac{4f^0}{S} \left[1 + \frac{16 b^2 f^0}{d S} (e_0 - d) \right]$$

Pour toutes positions du palonnier on peut écrire l'équilibre suivant :

$$T_1 \sin(\sigma_1 + \gamma - \psi) = T_2 \sin(-\sigma_2 + \gamma + \psi)$$

et si on pose : $\psi = \psi_0 + \Delta\psi$, comme σ_1 et γ sont petits on peut transformer l'équation comme suit :

$$(T_1 - T_2) \tan \gamma \approx (T_1 + T_2) \Delta\psi \quad \text{ou/where } T_1 - T_2 = \Delta T \quad \text{et/and } T_1 + T_2 = 2T_0$$

ANNEXE II

cas "a")

puis que $\text{tg } \gamma = \frac{2q}{d} \Delta T$ et $\frac{\Delta \psi}{\text{tg } \gamma} = \frac{\Delta T}{2T'}$ l'équation permet de définir la raideur : $f = \frac{\Delta \psi}{\Delta T} = \frac{4T'q}{d}$ (voir Tableau I,

APPENDIX II

(see Table I, equation a)

since $\text{tg } \gamma = \frac{2q}{d} \Delta T$ and $\frac{\Delta \psi}{\text{tg } \gamma} = \frac{\Delta T}{2T'}$ the equation of the balance stiffness can be expressed by : $f = \frac{\Delta \psi}{\Delta T} = \frac{4T'q}{d}$

Calculation of the collapsing current I_{cs} and the releasing current I_{rs} per conductor for a vertical bundle of $S = 362.4$ m using following data and the equations of this report.

- $n = 2$
- $d = 0.4$ m
- $e_0 = 0.6$ m
- $q = 0.1$ m
- $\theta_s = \frac{\pi}{2}$ rad. et/and $\sin \frac{\theta}{2} = 1$
- $E = 66\ 100$ N/mm²
- $\phi = 0.022$ m
- $A = 282$ mm²
- $w_0 = 9$ N/m
- $T_{01} = 10\ 500$ N

Exemple de calcul du courant de contact (I_{cs}) et de séparation (I_{rs}) par conducteur pour un faisceau vertical entre deux pylônes d'arrêt. La longueur de la portée est de 362,4 et les caractéristiques des conducteurs sont les suivantes :

- nombre de sous-conducteur/number of conductors
- écartement au palonnier/yoke spacing
- écartement à mi-portée/midspan spacing
- hauteur du palonnier/Height of the yoke
- orientation verticale du faisceau/for vertical twin bundle
- module d'élasticité/elasticity modulus
- diamètre du conducteur/diameter
- section droite/cross-section
- poids du conducteur/weight of conductor
- tension initiale du conducteur supérieur/initial tension upper conductor

a) Using equation (4) of this report the sag of the upper-conductor is $f_{01} = \frac{8T_{01}}{w_0S^2} = 14.07$ m and sag of the lower conductor f_{02} corresponds with $T_{02} = \frac{8f_{02}}{w_0S^2} = 10\ 354$ N at collapsing

a) En se servant de l'équation (4) de cette publication la flèche du conducteur supérieure vaut : $f_{01} = \frac{8T_{01}}{w_0S^2} = 14.07$ m et celle du conducteur inférieur f_{02} correspond à $T_{02} = \frac{8f_{02}}{w_0S^2} = 10\ 354$ N.

$I_{cs} = I_{cs}$, $e = 0.4e_0$ et/and $\alpha = 1$, c.à.d./thus $e = 0.24$ m at releasing

A la séparation $I_{rs} = I_{rs}$, $e = \phi$ et/and $\alpha = 1.2$, c.à.d./thus $e = 0.022$ m

b) de l'équation (5) :

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

where $\frac{e}{d} = \frac{0.24}{0.4} = 1.67$ at collapsing, we obtain $k_0 = 0.838$ and $\frac{e}{d} = \frac{0.022}{0.4} = 8.18$ at releasing, we obtain $k_0 = 0.32$

où $\frac{e}{d} = \frac{0.24}{0.4} = 1.67$ au contact, on calcule $k = 0,838$ et $\frac{e}{d} = \frac{0,022}{0,4} = 8,18$ à la séparation, on calcule $k = 0,32$

c) Using equation (a) of Table I for an anchored span we find

c) Utilisant le cas (a) du Tableau I pour une portée entre ancrages, on calcule :

$$f = \frac{4T'q}{d} = 10\ 427 \text{ N/rad}$$

and the term $1 + \frac{2EAd}{Sf}$ from equation (1) is given by 4.946

et le terme $1 + \frac{2EAd}{Sf}$ de l'équation (1) vaut : 4,946

ANNEXE III

Influence des forces électrostatiques sur le courant

de contact.

Les conducteurs d'un faisceau sont soumis à une force de répulsion causée par le champ électrostatique et la charge coulombienne portée par les conducteurs, cette force s'oppose à celle créée par le champ magnétique et l'intensité du courant qui parcourt les conducteurs (courant de charge).

La force électromagnétique dépend donc du courant de charge (I_s (mag)) tandis que la force électrostatique peut être mise en rapport direct avec le courant naturel de la ligne (I_s (stat)) [2], qui dépend du niveau de tension.

Des expériences en vraies grandeurs ont montré que l'accroissement de l'écartement des sous-conducteurs des faisceaux de couples était négligeable à 150 kV, mais ne l'était plus à partir de 300 kV.

Pour un faisceau découpé parcouru par un courant forces en jeu permet de maintenir les conducteurs à l'espacement prévu.

La prise en compte de la force électrostatique nécessite la combinaison des forces de répulsion et d'attraction. Finalement le courant de contact des faisceaux découpés peut se mettre sous la forme suivante :

Exemple de calcul

Nous repreneons les mêmes caractéristiques de ligne

qu'en annexe 2.

APPENDIX III

Influence of the electrostatic force on the collapsing current.

The conductors of a bundle are subject to a repulsion force caused by the electrostatic field which is opposite the electromagnetic field created by the load current.

In a line the electromagnetic force depends on the load current I_s (mag) while the electrostatic force is in direct relation with the natural line current I_s (stat) thus with the voltage of the line.

Experiences show the effect of the spreading of an unspaced bundle due to electrostatic forces at a voltage of 150 kV is negligible and will be of interest at lines in the 300-400 kV range.

At unspaced bundles a load current in the order of the natural line current results in a balance of forces which permits the conductors to assume the normal spacing.

When we take into account the electrostatic force of repulsion it is necessary to combine the repulsion and attraction force. The collapsing current of an unspaced bundle may be expressed as follows:

$$I^{cs} = \sqrt{I_s^2(\text{mag}) + I_s^2(\text{stat})}$$

Example

Calculation of the collapsing current if the electrostatic force is taken into consideration.

d) En substituant ces résultats dans l'équation (1) d) Substituting above data in equation (1)

$$I^{cs} = d \frac{4470 \cdot \beta}{s} \sqrt{\frac{1}{1} \cdot \frac{e}{e_0} \left(\frac{d}{e} - \frac{d}{e} \right) \cdot \frac{\alpha \cdot k_0}{1}} \left[T' + \frac{3S_2}{16EA} \cdot \frac{(f_0 \cdot \sin \theta s)^2}{2EA d} + \frac{1}{1} + \frac{S1}{S1} \right]$$

on obtient pour le courant de contact :

$$I^{cs} = 0,4 \frac{4470}{4470} \sqrt{\frac{1}{1} \cdot \frac{0,24}{0,6} \cdot \frac{0,4}{0,4} \left(\frac{0,4}{0,24} - \frac{0,4}{0,24} \right)} \left[10427 + \frac{3.362,42}{16.66100.282} \cdot \frac{4.946}{14.17^2} \right]$$

$$I^{cs} = 803 \text{ A}$$

et pour le courant de séparation :

$$I^{rs} = 0,4 \frac{4470}{4470} \sqrt{\frac{1}{1} \cdot \frac{0,022}{0,6} \cdot \frac{0,4}{0,4} \left(\frac{0,4}{0,022} - \frac{0,4}{0,022} \right)} \left[10427 + \frac{3.362,42}{16.66100.282} \cdot \frac{4.946}{14.17^2} \right]$$

$$I^{rs} = 454 \text{ A}$$

and for the releasing current