

LE PROGRAMME DE GENERATION AUTOMATIQUE DE DONNEES : "PRELEC".

A.1.1. PRESENTATION SOMMAIRE

Ce programme a pour but de faciliter la tâche à l'utilisateur en limitant au maximum le nombre de données nécessaire au traitement du calcul (discrétisation spatiale, définition des éléments, numérotation des noeuds et éléments, caractéristiques de l'intensité du courant, coefficient de la loi d'échauffement, etc...).

Ce programme, PRELEC, est détaillé à la référence [159]. Nous présenterons quelques aspects particuliers dans le cadre de cette annexe: la mise en équation de la recherche de la position initiale non-déformée, l'équation d'échauffement et quelques informations sur la préparation des données nécessaires au calcul des forces électromagnétiques.

A.1.2. LA RECHERCHE DE LA POSITION INITIALE

Nous avons discuté au chapitre 3 (paragraphe 3.6) la nécessité de rentrer comme données au calcul, la position non déformée de la structure de manière à disposer d'une référence lagrangienne totale. Par ailleurs, cette position non déformée, dite initiale, doit être générée de préférence la plus proche possible de la position déformée, dite de référence, de manière à faciliter ce dernier calcul, détaillé au chapitre 3. C'est dans cet objectif que PRELEC a été réalisé.

Dans les structures que nous rencontrerons, il existe principalement deux catégories de câbles pour lesquelles les données sont bien spécifiques :

1) Celles dont la longueur du câble est donnée, elles correspondent à des dériviations du jeu de barres vers l'appareillage au sol. Ces câbles sont généralement très peu tendus et l'on peut négliger leur extensibilité :

données : coordonnées d'ancrage (X_A, Y_A) et (X_B, Y_B)
longueur de la dérivation l
poids par unité de longueur p
inconnues: tension horizontale T
paramètres de la chaînette a, b

2) Celles, et ce sont les plus courantes, dont on ne connaît pas la longueur, mais dont on connaît la tension horizontale de pose à une température donnée.

Ces câbles peuvent constituer un jeu de barres de poste auquel cas il faut faire intervenir la présence de chaînes d'isolateur en bout de portée, qui constituent une masse très importante par rapport au câble.

données : coordonnées d'ancrage
tension horizontale de pose ou flèche -caractéristiques des câbles et des isolateurs (section, poids, extensibilité)
inconnues: longueur (qui est la longueur non-déformée)
paramètres des différentes chaînettes

A.1.2.1. Premier type : la longueur est connue.

Ce cas se résoud comme suit :

$$\text{soit } y = -\frac{T}{p} \operatorname{ch} \frac{p}{T} (x - a) + b$$

l'équation de la chaînette

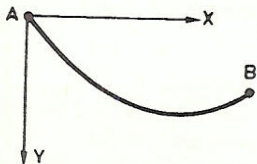


Figure 1

Disposition en chaînette
d'un câble fortement
dénivelé (type dérivation)

On peut transformer la recherche des inconnues en les dissociant

$$1) \text{ recherche de } \frac{T}{P} \quad 2 \frac{T}{P} \operatorname{sh} \left(\frac{P}{T} \cdot \frac{x_B}{2} \right) = \sqrt{l^2 - y_B^2} \quad (1)$$

$$2) \text{ d'où } a = \frac{x_B}{2} + \frac{T}{P} \ln \left(A + \sqrt{A^2 + 1} \right) \quad (2)$$

$$\text{où } A = y_B \frac{P}{T} \cdot \frac{1}{2 \operatorname{sh} \left(\frac{P}{T} \cdot \frac{x_B}{2} \right)}$$

$$3) \text{ et } b = \frac{T}{P} \operatorname{ch} \frac{P}{T} a \quad (3)$$

Grâce à cette présentation, on évite les problèmes aigus de convergence pour ce type de câble, comme [45] les a rencontrés.

A.1.2.2. Deuxième type : la tension mécanique du câble déformé est connue.

Ce deuxième cas est plus complexe, en effet, les données dont on dispose, notamment la tension horizontale, sont caractéristiques de l'état déformé, dit de référence et nous devons générer un câble non déformé, dit initial, pour lequel la tension est inconnue.

Nous allons mettre au point la détermination des paramètres des chaînettes non déformées pour un câble tendu entre ancrages rigides et sans dérivation.

Cette génération conduira dans ces hypothèses, sans processus itératif, à la solution déformée, exacte, après calcul de la position de référence. Pour les autres cas, cette génération sera le point de départ d'un premier calcul qui sera ajusté suivant un processus détaillé plus loin.

Hypothèses pour la génération :

On supposera les isolateurs éventuels inextensibles.

La continuité de la pente est supposée assurée à la limite isolateur-câble.

Ces hypothèses ne sont en rien restrictives car elles ne concernent que la génération des données, le calcul de la position de référence s'affranchit de ces deux hypothèses.

Considérant la figure 2, on définit les 19 inconnues suivantes; la numérotation des inconnues correspond à celle du générateur de données PRELEC :

x_i	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	}	(4)
inconnue	a_1	b_1	a_2	b_2	a_3	b_3	X_C	X_D	l_0	T_i		
x_i	11	12	13	14	15	16	17	18	19			
inconnue	X'_C	X'_D	a'_1	a'_2	a'_3	d'_1	b'_3	flèche ou T_0	b'_2			

Les inconnues 1 à 10 sont caractéristiques du câble non déformé (recherché) tandis que les inconnues 11 à 19 sont caractéristiques du câble déformé (celui dont on connaît T_0 ou la flèche).

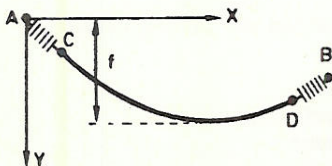


Figure 2
Configuration en chaînette d'un câble tendu entre ancrages. (C et D représentent les extrémités des chaînes d'isolation).

La flèche est définie comme la distance verticale du point bas par rapport au point d'ancrage le plus élevé (f à la figure 2).

Avant d'écrire les 19 équations qui permettront de résoudre le système, il convient d'établir la relation qui permettra, pour un câble donné, de calculer T_i la tension non déformée correspondante à T_0 la tension horizontale du câble déformé qui est connue.

On assimile les 2 positions (déformée ou non) à une chaînette de paramètres différents :

- 1) celle non déformée caractérisée par :
- | | |
|----------------------------|----------|
| pois par unité de longueur | P_0 |
| longueur | ℓ_0 |
| tension horizontale | T_i |
| paramètre de la chaînette | a |
- système d'axes défini à la figure 2

$$\ell_0 = \frac{T_i}{P_0} \left[\operatorname{sh} \left\{ \frac{P_0}{T_i} (x_C - a) \right\} - \operatorname{sh} \left\{ \frac{P_0}{T_i} (x_D - a) \right\} \right] \quad (5)$$

- 2) celle déformée caractérisée par :

pois par unité de longueur	$p = P_0 \left(1 - \frac{T_0}{EA} \right) = \frac{P_0}{1 + \frac{T_0}{EA}}$
----------------------------	--

longueur	$\ell = \ell_0 \left(1 + \frac{T_0}{EA} \right)$
tension horizontale	T_0
paramètre de la chaînette	a'

système d'axes défini à la figure 2

$$\ell = \frac{T_0}{P_0 \left(1 - \frac{T_0}{EA} \right)} \left[\operatorname{sh} \left\{ \frac{P_0 \left(1 - \frac{T_0}{EA} \right)}{T_0} (x'_C - a') \right\} - \operatorname{sh} \left\{ \frac{P_0 \left(1 - \frac{T_0}{EA} \right)}{T_0} (x'_D - a') \right\} \right] \quad (6)$$

On peut déduire de (5) et (6) la relation suivante où T_i est la suite inconnue :

$$T_i \left[\operatorname{sh} \left\{ \frac{P_0}{T_i} (x_C - a) \right\} - \operatorname{sh} \left\{ \frac{P_0}{T_i} (x_D - a) \right\} \right] = T_0 \left[\operatorname{sh} \left\{ \frac{P_0}{T_0} \cdot \left(1 - \frac{T_0}{EA} \right) \cdot (x'_C - a') \right\} - \operatorname{sh} \left\{ \frac{P_0}{T_0} \cdot \left(1 - \frac{T_0}{EA} \right) \cdot (x'_D - a') \right\} \right] \quad (7)$$

Cette équation, du type $x \operatorname{sh} \frac{a}{x} = b$, présente une allure peu favorable à la convergence. Aussi choisira-t-on une valeur initiale adéquate e.g. par développement en série limité au deuxième terme.

En général, T_i est supérieur à T_0 d'au moins 50%.

On peut alors écrire le système d'équations pour la génération d'un câble tendu avec chaînes d'isolateurs aux extrémités (système d'axe au point d'ancrage A)

$$y_A = - \frac{T_i}{P_{iso}} \operatorname{ch} \frac{P_{iso}}{T_i} (x_A - a_1) + b_1 \quad (1')$$

(la chaînette du premier isolateur passe en A)

$$y_B = - \frac{T_i}{P_{iso}} \operatorname{ch} \frac{P_{iso}}{T_i} (x_B - a_2) + b_2 \quad (2')$$

(la chaînette du deuxième isolateur passe en B)

$$\frac{T_i}{P_o} \operatorname{ch} \frac{P_o}{T_i} (x_C - a_3) - b_3 = \frac{T_i}{P_{iso}} \operatorname{ch} \frac{P_{iso}}{T_i} (x_C - a_1) - b_1 \quad (3')$$

(continuité des valeurs au point C)

$$\operatorname{sh} \frac{P_{iso}}{T_i} (x_C - a_1) = \operatorname{sh} \frac{P_o}{T_i} (x_C - a_3) \quad (4')$$

(continuité des dérivés au point C)

$$\frac{T_i}{P_o} \operatorname{ch} \frac{P_o}{T_i} (x_D - a_3) - b_3 = \frac{T_i}{P_{iso}} \operatorname{ch} \frac{P_{iso}}{T_i} (x_D - a_2) - b_2 \quad (5')$$

(continuité des valeurs au point D)

$$\operatorname{sh} \frac{P_{iso}}{T_i} (x_D - a_2) = \operatorname{sh} \frac{P_o}{T_i} (x_D - a_3) \quad (6')$$

(continuité des dérivés au point D)

$$l_{isol1} = \frac{T_i}{P_{iso}} \left[\operatorname{sh} \frac{P_{iso}}{T_i} (x_C - a_1) - \operatorname{sh} \frac{P_{iso}}{T_i} (x_A - a_1) \right] \quad (7')$$

(respect de la longueur du premier isolateur : c'est une donnée)

$$l_{isol2} = \frac{T_i}{P_{iso}} \left[\operatorname{sh} \frac{P_{iso}}{T_i} (x_B - a_2) - \operatorname{sh} \frac{P_{iso}}{T_i} (x_D - a_2) \right] \quad (8')$$

(respect de la longueur du deuxième isolateur : c'est une donnée)

$$l_o = \frac{T_i}{P_o} \operatorname{sh} \frac{P_o}{T_i} (x_D - a_3) - \operatorname{sh} \frac{P_{iso}}{T_i} (x_C - a_3) \quad (9')$$

(calcul de la longueur du câble non déformé)

$$T_i \left[\operatorname{sh} \frac{P_o}{T_i} (x_C - a_3) - \operatorname{sh} \frac{P_o}{T_i} (x_D - a_3) \right] = T_o \left[\operatorname{sh} \frac{P_o}{T_o} \left(1 - \frac{T_o}{EA}\right) (x'_C - a'_3) - \operatorname{sh} \frac{P_o}{T_o} \left(1 - \frac{T_o}{EA}\right) (x'_D - a'_3) \right] \quad (10')$$

(équation de liaison similaire à (7))

puis posant $p = p_o \left(1 - \frac{T_o}{EA}\right)$

$$\operatorname{sh} \frac{P_{iso}}{T_o} (x'_C - a'_1) = \operatorname{sh} \frac{P}{T_o} (x'_C - a'_3) \quad (11')$$

(respect de la dérivée des chaînettes déformées en C)

$$\operatorname{sh} \frac{P_{iso}}{T_o} (x'_D - a'_2) = \operatorname{sh} \frac{P}{T_o} (x'_D - a'_3) \quad (12')$$

(respect de la dérivée des chaînettes déformées en D)

$$l_{isol1} = \frac{T_o}{P_{iso}} \left[\operatorname{sh} \frac{P_{iso}}{T_o} (x'_C - a'_1) - \operatorname{sh} \frac{P_{iso}}{T_o} (x'_A - a'_1) \right] \quad (13')$$

(respect de la longueur de l'isolateur inextensible)

$$l_{isol2} = \frac{T_o}{P_{iso}} \left[\operatorname{sh} \frac{P_{iso}}{T_o} (x'_B - a'_2) - \operatorname{sh} \frac{P_{iso}}{T_o} (x'_D - a'_2) \right] \quad (14')$$

(idem 2^e isolateur)

$$\frac{T_0}{p_0 \left(1 - \frac{T_0}{EA}\right)} \operatorname{ch} \frac{p_0 \left(1 - \frac{T_0}{EA}\right)}{T_0} (x'_D - a'_3) - b'_3 = \frac{T_0}{p_{\text{iso}}} \operatorname{ch} \frac{p_{\text{iso}}}{T_0} (x'_D - a'_2) - b'_2 \quad (15')$$

(continuité en D pour la chaînette déformée)

$$\frac{T_0}{p_0 \left(1 - \frac{T_0}{EA}\right)} \operatorname{ch} \frac{p_0 \left(1 - \frac{T_0}{EA}\right)}{T_0} (x'_C - a'_3) - b'_3 = \frac{T_0}{p_{\text{iso}}} \operatorname{ch} \frac{p_{\text{iso}}}{T_0} (x'_C - a'_1) - b'_1 \quad (16')$$

(continuité en C pour la chaînette déformée)

$$Y_A = - \frac{T_0}{p_{\text{iso}}} \operatorname{ch} \frac{p_{\text{iso}}}{T_0} (x_A - a'_1) + b'_1 \quad (17')$$

(la chaînette déformée passe en A)

$$f = - \frac{T_0}{p_0 \left(1 - \frac{T_0}{EA}\right)} + b'_3 \quad (18')$$

(calcul de la flèche)

$$Y_B = - \frac{T_0}{p_{\text{iso}}} \operatorname{ch} \frac{p_{\text{iso}}}{T_0} (x_B - a'_2) + b'_2 \quad (19')$$

(la chaînette déformée passe en B)

La résolution de ce système d'équations transcendantes fournit les 19 inconnues recherchées indiquées en (4).

La distinction sur la tension de pose ou la flèche se fait à l'équation (18') selon que l'on considère f ou T_0 comme inconnue.

La convergence de la résolution du système d'équation nécessite un choix approprié des valeurs initiales. On prendra tout spécialement attention à la valeur initiale de T_i , les valeurs non déformées et déformées, autres que T_i , sont supposées initialement identiques. La longueur initiale du câble sera égale à la distance entre les deux ancrages aux isolateurs. Les X_C , X_D sont déduits des longueurs d'isolateurs, et on tiendra compte d'une éventuelle dénivellation pour le choix des paramètres des chaînettes.

Moyennant quelques précautions, la résolution ne pose pas de problèmes particuliers (option 0).

Dans certains cas difficiles, on générera la position directement définie par les données et correspondant à une tension que l'on devra se fixer arbitrairement, auquel cas les 9 premières équations proposées suffisent à résoudre le problème (option 1).

Si la portée est fortement dénivelée (e.g. descente d'une ligne vers un poste), on générera les câbles comme mentionné au début de l'annexe (équations 1 à 3) en se fixant une longueur arbitraire que l'on corrigera itérativement avec le calcul de la position de référence (option 2).

La connaissance des 19 inconnues permet de générer les coordonnées d'une discrétisation dont les caractéristiques seront données au générateur (nombre d'éléments par morceau, positionnement des ancrages,

etc...). Un changement de coordonnées est prévu de manière à pouvoir toujours travailler dans le système d'axe local centré à un ancrage comme indiqué à la figure 1 ou 2 (on choisira de préférence l'ancrage le plus haut si la portée est dénivelée).

On notera enfin que si les chaînes d'isolateurs sont absentes, il suffit d'imposer leur longueurs nulles dans la résolution du système d'équation plutôt que de le modifier en conséquence, la convergence n'est pas affectée par cette annulation.

A.1.2.3. Quelques cas particuliers.

En général, sous la forme présentée il est impossible de générer une position non déformée dont la longueur l_0 du câble serait inférieure à la distance entre les ancrages.

Or ce cas se pose quelquefois, e.g. en lignes aériennes où les tensions mécaniques très élevées conduisent effectivement à une longueur non déformée inférieure à la portée, c'est à la pose du câble que son extensibilité permet sa fixation aux ancrages.

D'un autre côté, la génération du jeu de barres tendu dans un poste, sous son allure non déformée, ne permet quelquefois plus de disposer d'une distance suffisante entre jeux de barres et appareillage pour y placer les dérivations prévues de longueur imposée (e.g. le cas Laborelec avec hauban testé au chapitre 4).

L'ensemble de ces cas ainsi que le processus itératif qui serait généralement nécessaire entre le générateur de données et la position de référence, peuvent être résolus de la manière suivante :

On rentre une structure compatible avec les points d'ancrage (uniquement si la génération décrite plus haut ne convient pas) et l'on définit une température initiale différente pour chaque constituant (jeux de barres, dérivations).

Le calcul de la position de référence sera exécuté avec un ajustement adéquat des températures des différents constituants de manière à obtenir en finale une structure déformée identique à la structure réelle (longueur des dérivations correcte et tension de pose du jeu de barres respectée). Ce nouveau plan de température définit une nouvelle référence à laquelle seront appliqués les échauffements relatifs.

On génère donc une seule fois par PRELEC, les étapes suivantes se font par modification au niveau des données du préprocesseur Dynam.

A.1.3. EQUATION D'ECHAUFFEMENT D'UN CONDUCTEUR EN CAS DE COURT-CIRCUIT

La transformation de l'effet Joule apporté par le courant conduit d'une part, à échauffer le conducteur et d'autre part, elle est évacuée par convection (forcée, vu la vitesse du câble en mouvement) ce qui conduit à la forme classique

$$\frac{d\theta}{dt} + \frac{\alpha \cdot p \cdot (\theta - \theta_a)}{A \cdot \rho \cdot C} = \frac{\Omega}{\rho \cdot C} \sigma^2 \quad (8)$$

où	ρ	= masse volumique		Kg/m ³
	C	= chaleur spécifique massique		J/Kg°C
		(supposée constante dans nos calculs)		
	σ	= densité de courant :	$\sigma = \frac{i(t)}{A}$	A/m ²
	A	= section droite du conducteur		m ²
	p	= périmètre du conducteur		m
	α	= coefficient de convection		J/m ² s°C
	θ_a	= température ambiante		°C

$\Omega = \Omega_0 (1 + K(\theta - \theta_a))$ la résistivité du moteur $\Omega \times m$
 $\theta_0 =$ température de référence correspondant à la valeur de Ω_0 $^{\circ}C$
 $K =$ coefficient de variation de la résistivité avec la température $^{\circ}C$
 $\theta =$ température instantanée du câble s
 $t =$ temps

La condition initiale est $\theta = \theta_i$ en $t = 0$ où
 $\theta_i =$ température initiale du câble
 on peut écrire (8) sous la forme

$$\frac{d\theta}{dt} = a.x^2(t) + b.x^2(t) \cdot \theta(t) - c \cdot \theta(t) + d \quad (9)$$

$$\text{où } x(t) = \frac{i(t)}{\sqrt{2} I_{eff}} \quad (10)$$

$$a = \frac{\Omega_0}{\rho \cdot C} (1 - K \cdot \theta_0) \frac{2 I_{eff}^2}{A^2} \quad ^{\circ}C/s \quad (11)$$

$$b = K \cdot \frac{\Omega_0}{\rho \cdot C} \cdot \frac{2 I_{eff}^2}{A^2} \quad s^{-1} \quad (12)$$

$$c = \frac{\alpha p}{A \cdot \rho \cdot C} \quad s^{-1} \quad (13)$$

$$d = c \cdot \theta_a \quad ^{\circ}C/s \quad (14)$$

avec pour rappel $i(t) = \sqrt{2} I_{eff} \cdot (\sin(\omega t + \phi) - e^{-\frac{t}{\tau}} \sin\phi)$

On peut résoudre l'équation (9) par n'importe quelle méthode d'intégration (Runge Kutta e.g.) de manière à déterminer la température θ .

Néanmoins, on peut trouver une expression simplifiée en considérant qu'il n'y a pas d'asymétrie ($\phi = 0$).

Dans ce cas $x^2(t) = \frac{1}{2}$ (composante continue)

$$\text{et } \theta = \theta_i \cdot e^{\left(\frac{b}{2} - c\right)t} + \frac{a + 2d}{b - 2c} e^{\left(\frac{b}{2} - c\right)t} - 1 \quad (15)$$

avec les définitions (11) à (14) des coefficients a, b, c, d .

L'équation de refroidissement ($a = b = 0$) donne :

$$\theta = \theta_{if} e^{-ct} + \theta_a (1 - e^{-ct}) \quad (16)$$

où θ_{if} est la température du câble en fin de court-circuit.

On remarque que la constante de temps de refroidissement vaut

$$\frac{1}{c} = \frac{\alpha p}{A \rho C} \quad \text{souvent de l'ordre de plusieurs minutes.}$$

Remarques :

- L'équation (8) conduit à un échauffement légèrement exponentiel car en pratique $b > 2c$.
- Si on négligeait la variation de la résistivité avec la température, ainsi que la convection on obtiendrait

$$\theta = \frac{a}{2} t + \theta_i$$

soit un échauffement linéaire de pente $\frac{a}{2} = \frac{\Omega_0}{\rho C} (1 - K\theta_0) \frac{I_{eff}^2}{A} \text{ } ^\circ\text{C/s}$

Les pentes d'échauffement varient fortement d'un cas à l'autre, mais peuvent atteindre plusieurs centaines de degrés par seconde.

Exemple :

Section du conducteur	A	=	324 mm ²
Masse volumique	ρ	=	8900 Kg/m ³ (cuivre)
Chaleur spécifique	C	=	389 J/Kg °C
Résistivité à 20°	Ω_0	=	0,017 10 ⁻⁶ Ω x m
Périmètre du conducteur	p	≈	64 10 ⁻³ m
Courant efficace	I_{eff}	=	40000 A

on obtient

a	=	384 (°C/s)	soit une pente de	192°C/s
b	=	1,67 (s ⁻¹)		
c	=	0,002 (s ⁻¹)	soit une constante de temps de refroidissement de	8'
d	=	0,03 (°C/s)		

- Si l'on tenait compte de la résolution complète de l'équation (9), on obtiendrait une différence par rapport à la formule simplifiée de 1 à 4% selon les cas, sur la valeur finale de la température [159]. La valeur la plus élevée étant relative au défaut bref.
- Le coefficient de convection α se déduit du nombre de Nusselt. Rappelons que, dans notre cas, on peut utiliser les formules

$$Nu = 0,18 Re^{0,62} \quad \text{où } Re = \frac{v\phi}{\nu} : \text{ le nombre de Reynold}$$

(v vitesse, ϕ le diamètre, ν la viscosité cinématique de l'air)

$$\alpha = \frac{\lambda \cdot Nu}{\phi} \quad \text{où } \lambda \text{ est la conductivité thermique de l'air}$$

considérant $\nu \approx 1,410^{-5}$ m²/s, $\lambda \approx 0,027$ J/m °C s, $v = 4$ m/s, on obtiendrait $\alpha \approx 40$ J/m²s °C pour un diamètre de 0,03 m.

- L'introduction dans le logiciel des équations (15) et (16) ne pose aucun problème sinon que la $t^\circ\theta$ est supposée la même pour tous les câbles, actuellement.

On tient compte cependant que seuls les câbles parcourus par du courant sont échauffés.

A.1.4. DONNEES PREPARATIVES AU CALCUL DE LA FORCE ELECTROMAGNETIQUE.

Un codage spécial est mis au point pour repérer les diverses phases, le sens du parcours du courant de court-circuit, le pourcentage de l'intensité du courant qui parcourt chaque zone et une numérotation des éléments apte à caractériser la zone d'influence de la force électromagnétique

Ces codages sont détaillés en [159] ;

Signalons que les caractéristiques du courant de court-circuit se calculent sur base des données fournies par l'utilisateur (I_{eff} , τ , durée, réenclenchement, etc...) par exemple si l'on fournit la valeur de première crête, la valeur de l'angle ϕ dans l'expression du courant :

$$i(t) = \sqrt{2} I_{eff} \left[\sin(\omega t + \phi) - e^{-\frac{t}{\tau}} \sin \phi \right]$$

est calculée par le programme. On peut également imposer une asymétrie maximale ou nulle.

COMPORTEMENT DES FAISCEAUX DE 2 CONDUCTEURS AU COURT-CIRCUIT.
APPROCHE SIMPLIFIEE

A.2.1. POSITION DU PROBLEME

Le comportement des faisceaux de conducteurs est longuement étudié dans la littérature, notamment [204 à 234]. De nombreux essais expérimentaux ont permis d'en déduire une qualification du problème qui a conduit à l'aménagement de méthodes simplifiées.

Nous en présentons une, menée sur base de l'étude de CRAIG et FORD [209] et qui a été développée dans le cadre de l'étude présentée dans [217].

Cette méthode très simplifiée permet néanmoins d'obtenir une étude qualitative sur l'effet de certains paramètres (longueur de sous-portée, tension initiale, intensité du courant, distance entre sous-conducteurs, etc...).

A.2.2. HYPOTHESES DE CALCUL

1) Le calcul est statique et considère donc la force électromagnétique constante dans le temps. En pratique, il conviendrait de considérer l'amplitude correspondant à la composante instantanée lors du contact (situé vers 50 ms). [209, 219].

2) On étudie une seule sous-portée supposée de longueur projetée constante (En pratique, le rapprochement des conducteurs tend à diminuer la sous portée).

3) La configuration définitive (en contact) est supposée plane, on néglige les forces de gravité.

4) La configuration finale est assimilable à 4 arcs de parabole sur la partie non en contact. En pratique, la courbe réelle présente des écartements entre sous conducteur légèrement plus importants mais cet effet est négligeable pour des sous-portées supérieures à 40 m. [217]

5) L'énergie emmagasinée dans les parties en contact est dissipée dans le choc, on ne considère pas d'échauffement.

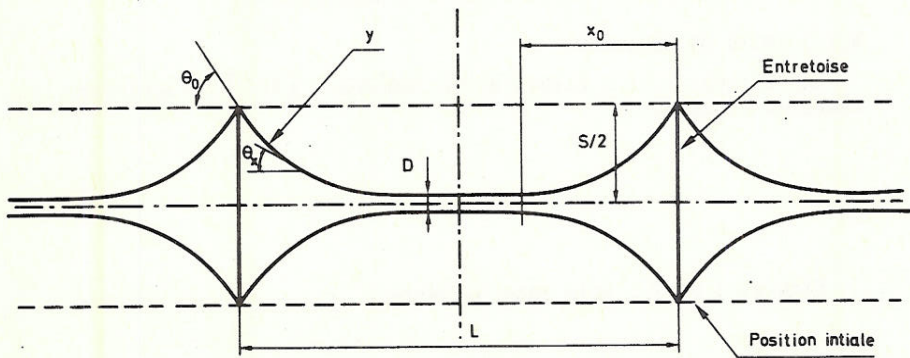
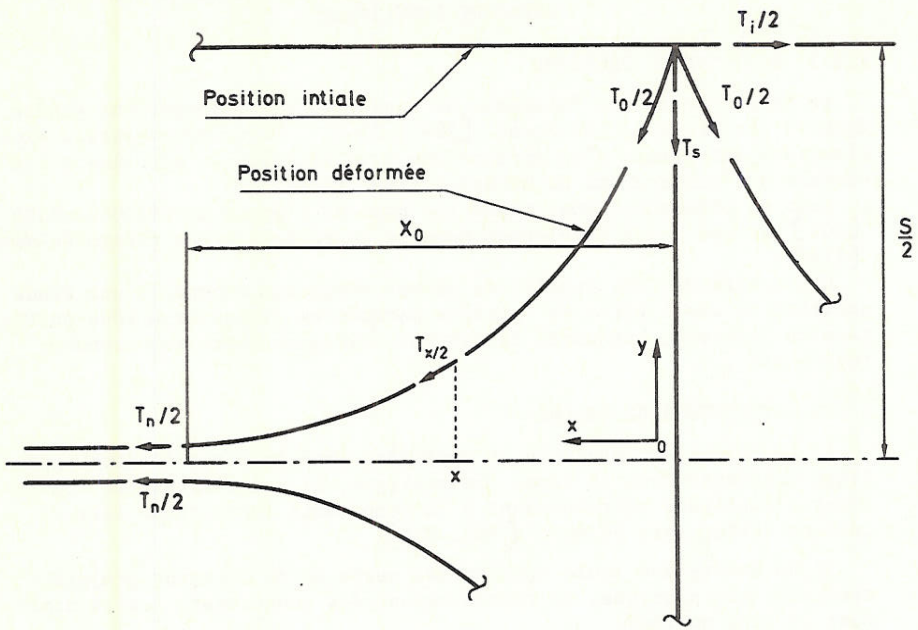
A.2.3. MISE EN EQUATION

Les figures 1 et 2 tirées de la référence [217] caractérisent les symboles étudiés.

Figures 1 et 2 : voir page suivante

Figures 1 et 2

Définitions de différentes grandeurs intervenant dans les calculs



La méthode utilisée est le bilan d'énergie d'une part et l'égalité entre l'accroissement lié à la géométrie (parabole) et l'accroissement causé par l'augmentation de la tension d'autre part.

Il vient [217]

énergie des forces électrodynamiques :

$$W_e = 210^{-7} I^2 \left(1 - \frac{\operatorname{artg} \sqrt{\frac{d}{e} - 1}}{\sqrt{\frac{d}{e} - 1}} \right) \cdot x_o \quad (1)$$

énergie de déformation (traction) :

$$U_t = \frac{T_o^2}{2 EA (1 + \alpha^2)} \left[\frac{L}{2} + \frac{\alpha^2 x_o}{3} \right] - \frac{(T_i)^2 L / 2}{2 EA} \quad \text{où } \alpha = \frac{d - e}{x_o} \quad (2)$$

énergie de déformation (flexion) :

$$U_f = \frac{2 EI_n}{x_o} \cdot \frac{\alpha^2}{(1 + \alpha^2)^{3/2}} \cdot \left(\frac{3 + 2 \alpha^2}{3} \right) \quad (3)$$

$$\text{Bilan } U_t + U_f - W_e = 0 \quad (4)$$

égalité des allongements :

profil parabolique (zone non en contact)

$$\Delta L_a = \frac{x_o}{2} \left[\sqrt{1 + \alpha^2} + \frac{1}{\alpha} \ln (\alpha + \sqrt{1 + \alpha^2}) \right] - x_o \quad (5)$$

tension mécanique :

$$\Delta L_b = \frac{T_o}{2EA \sqrt{1 + \alpha^2}} \left[\frac{L}{2} + \frac{\alpha^2 x_o}{3} \right] \quad (6)$$

$$\Delta L_b - \frac{T_i}{2EA} \cdot \frac{L}{2} = \Delta L_a \quad (7)$$

$$\text{Il vient } T_o = \frac{EA \sqrt{1 + \alpha^2} \left\{ \frac{T_i L}{2EA} + x_o \left[\sqrt{1 + \alpha^2} + \frac{1}{\alpha} \cdot \ln (\alpha + \sqrt{1 + \alpha^2}) - 2 \right] \right\}}{\frac{L}{2} + \frac{\alpha^2 x_o}{2}} \quad (8)$$

La résolution de (4) + (8) permet de déterminer T_o et x_o , la tension mécanique du faisceau en contact et x_o la distance de non contact sur une demi sous-portée.

L'équation (3) conduit à une contribution négligeable de U_f (de l'ordre du centième de U_t) même pour de faibles portées (10 m)² et des intensités de courants importants (100000 A/faisceau).

Nous discuterons uniquement les deux courbes des figures 3 et 4 traçant l'évolution de la surtension dans le faisceau et la compression dans l'entretoise suite au pincement (lors du contact), pour différentes longueurs de sous-portées et d'intensité de court-circuit (les données sont celles du câble étudié au chapitre 7, phase R).

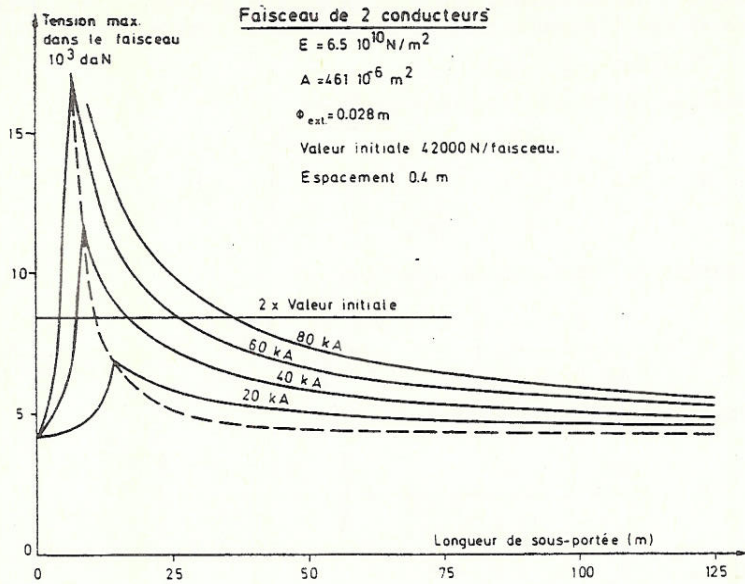


Figure 3
Evolution de la tension maximale dans le faisceau en fonction de la longueur de sous-portée, pour différentes valeurs de l'intensité de courant de court-circuit.

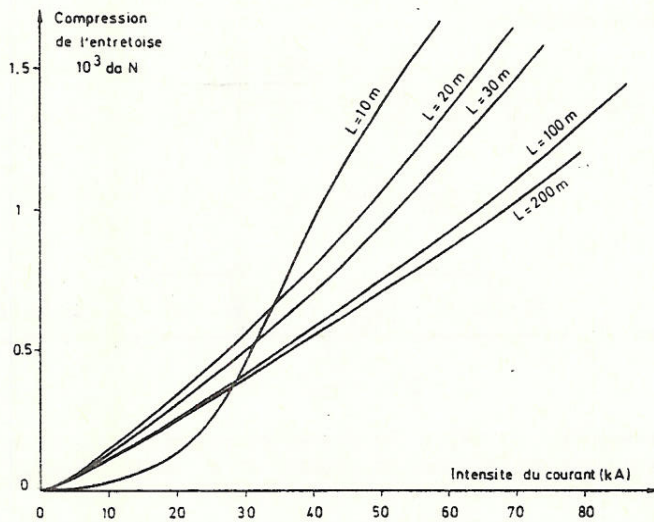


Figure 4
Evolution de la compression dans l'entretoise en fonction de l'intensité de courant de court-circuit, pour différentes valeurs de sous-portée.

Au vu de la figure 3, on constatera que la zone dangereuse est très limitée vers les faibles sous-portées; même à 80 kA on n'atteint pas 2 fois la valeur initiale pour des sous-portées supérieures à 35 m.

La courbe en trait interrompu correspond aux portées limites conduisant au contact. A gauche, il n'y a pas contact : (à 60 kA e.g. il n'y a pas de contact pour les sous-portées inférieures à 6,5 m (0,4 m entre sous-conducteur).

La figure 4 fait apparaître des compressions dans les entretoises inférieures à 1,5 tonne pour des intensités inférieures à 60 kA pour autant que la sous-portée soit supérieure à 10 m environ. On remarquera que les normes actuelles tiennent compte de cette éventuelle compression [211].

Il apparaît, au vu de cet exemple, que le problème de compression des entretoises (et du pincement) est très limité pour les ordres de grandeurs habituels en ligne.

Il faut bien sûr tenir compte d'autres paramètres (danger de contact en régime permanent (chapitre 7), phénomène couronne, vibrations éoliennes, galop, etc...).

Néanmoins, il convient de porter l'attention sur la répartition des entretoises dans les jeux de barres de postes où justement l'on rencontre des portées plus faibles. Plusieurs cas précis ont fait apparaître des distances de sous-portée de l'ordre de 7 m, ce qui ne semble pas être recommandable au vu du comportement du court-circuit.

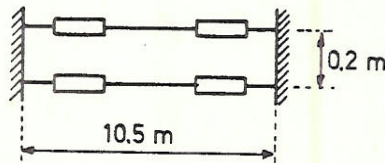
Pour mémoire, la compression dans l'entretoise est très peu fonction de la tension initiale [217] (qui est beaucoup plus faible dans un poste) mais elle diminue très rapidement avec la distance entre conducteur.

Compte tenu de la nécessité de présence des entretoises dans les connexions tendues des postes, (notamment au départ des descentes vers l'appareillage) on tiendra compte de la remarque citée.

A.2.4. COMPARAISON EXPERIMENTALE

Les essais ont été effectués en Pologne dans le cadre du groupe de travail 23-02 de la CIGRE.

La figure 5 représente la structure testée:



Le tableau ci-dessous présente les résultats numériques obtenus et la comparaison expérimentale.

Conducteur SCA 8-240 :		Module Young	$7,69 \cdot 10^{10} \text{ N/m}^2$			
		Section	$276 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2$			
		\varnothing extérieur	0,0217 m			
	tension initiale (faisceau) (N)	20000	10000	20000	10000	
	valeur efficace du courant (faisceau) (A)	10000	10000	20000	20000	
	distance entre conducteur (m)	0,2	0,2	0,2	0,2	
Calcul	tension maximale (faisceau) (N)	29000	21000	37000	30000	
	distance de non contact (x_0) (m)	4,8	3,8	2,6	2,2	
Essai	tension maximum (faisceau) (N)	23600	15200	28000	18000	
	écart (%)		+ 23%	+ 38%	+ 33%	+ 67%

Ces écarts importants, malgré l'essai particulièrement favorable à la méthode (ancrages fixes), prouvent la nécessité de la mise au point d'un modèle plus proche de la réalité.

Néanmoins l'aspect qualitatif de l'approche est riche en enseignement;

APPLICATION DU MODELE MATHEMATIQUE SUR UNE STRUCTURE
A DEUX DEGRES DE LIBERTE

A.3.1. POSITION DU PROBLEME

L'exemple étudié dans le cadre de l'annexe permet d'une part de faciliter la compréhension des notions détaillées au chapitre 2, notamment le comportement des éléments finis isoparamétriques, l'équation d'équilibre incrémentiel, la matrice de raideur tangente, la définition des forces internes et la mesure de GREEN. D'autre part, la mise en équation est utilisée à plusieurs reprises dans l'étude présentée, notamment au chapitre 3, en effet la géométrie à un degré de liberté permet une représentation graphique directe du comportement du modèle.

A.3.2. STRUCTURE ETUDIEE ET RELATIONS DE BASE

Chaque fois que nous ferons référence à un numéro de formule, il suffit de se reporter à la relation correspondante au chapitre 2.

Considérons un élément fini de câble extensible du premier degré, c'est-à-dire comportant 2 noeuds et à champ de déplacement linéaire. Soit L_0 la longueur initiale et soit une position initiale quelconque de ce câble attaché à l'extrémité 1 (figure 1).

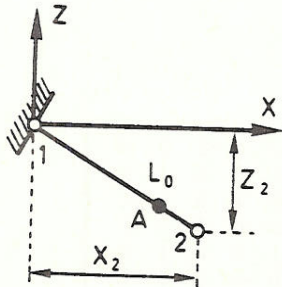


Figure 1
Configuration à deux degrés de liberté

Supposons qu'il se meuve uniquement dans le plan XZ et soit (X_2, Z_2) les coordonnées initiales du noeud 2.

La matrice des fonctions de forme (formule 21 et tableau 1) s'écrit:

$$P(\xi) = \begin{bmatrix} \frac{1-\xi}{2} & 0 & 0 & \frac{1+\xi}{2} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{1-\xi}{2} & 0 & 0 & \frac{1+\xi}{2} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-\xi}{2} & 0 & 0 & \frac{1+\xi}{2} \end{bmatrix}$$

De là, la représentation polynomiale du champ des déplacements (formule 22).

en A :
point quelconque
de l'élément

$$\begin{aligned} u &= \frac{1}{2} (1 + \xi) \cdot u_2 \\ v &= 0 \\ w &= \frac{1}{2} (1 + \xi) w_2 \end{aligned}$$

où u_2, w_2 sont les déplacements généralisés du noeud 2.

On écrira des relations géométriques similaires, vu l'isoparamétrie (formule 23)

$$x = \frac{1}{2} (1 + \xi) X_2$$

en A

$$y = 0$$

$$z = \frac{1}{2} (1 + \xi) Z_2$$

où X_2, Z_2 sont les coordonnées généralisées du noeud 2.

. La formule (24') nous donne le Jacobien de la transformation :

$$J_0 = \sqrt{\left(\frac{\partial x}{\partial \xi}\right)^2 + \left(\frac{\partial z}{\partial \xi}\right)^2} = \sqrt{\frac{1}{4} (X_2^2 + Z_2^2)} = \frac{1}{2} L_0$$

. La formule (32) définit la mesure de GREEN

$$g = q^T B_0 + \frac{1}{2} q^T \cdot S \cdot q$$

successivement on écrira :

$$- S = Y^T \cdot Y \text{ avec } Y = J_0^{-1} \cdot \frac{\partial P}{\partial \xi}$$

$$- S = \frac{1}{\left(\frac{1}{2} L_0\right) \cdot \left(\frac{1}{2} L_0\right)} \cdot \frac{1}{4} \cdot \begin{bmatrix} 1 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & -1 \\ -1 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & -1 & 0 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & -1 & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix}$$

$$\text{soit } S = \frac{1}{L_0^2} \cdot S'$$

$$-B_0 = w^T \cdot S = \frac{1}{L_0^2} (0 \ 0 \ 0 \ X_2 \ 0 \ Z_2) \left[S' \right] = \frac{1}{L_0^2} \cdot \begin{bmatrix} -X_2 \\ 0 \\ -Z_2 \\ 0 \\ Z_2 \end{bmatrix}$$

$$-\frac{1}{2} q^T \cdot S = \frac{1}{L_0^2} \cdot \frac{1}{2} (0 \ 0 \ 0 \ u_2 \ 0 \ w_2) \left[S' \right] = \frac{1}{2L_0^2} \cdot \begin{bmatrix} -u_2 \\ 0 \\ -w_2 \\ u_2 \\ 0 \\ w_2 \end{bmatrix}$$

et enfin :

$$g = \frac{1}{L_0} \left(-X_2 - \frac{1}{2} u_2, 0, -Z_2 - \frac{1}{2} w_2, X_2 + \frac{1}{2} u_2, 0, Z_2 + \frac{1}{2} w_2 \right) \cdot \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ u_2 \\ 0 \\ w_2 \end{bmatrix}$$

$$g = \frac{1}{L_0} \left[u_2 \left(X_2 + \frac{1}{2} u_2 \right) + w_2 \left(Z_2 + \frac{1}{2} w_2 \right) \right]$$

$$\text{ou } g = \frac{1}{L_0} \left[u_2 X_2 + w_2 Z_2 + \frac{1}{2} (u_2^2 + w_2^2) \right]$$

qui comporte une partie fonction linéaire et une partie fonction quadratique des déplacements.

. La formule (33) définit les forces extérieures :

Soit p le poids par unité de longueur orienté selon Z d'où la seule composante identique à chaque noeud :

$$G_{\text{ext}} = \int_{-1}^{+1} (-p) \frac{1}{2} \cdot (1 + \xi) \cdot J_0 \, d\xi = -\frac{pL_0}{2}$$

$$G_{\text{ext}} = \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ -\frac{pL_0}{2} \\ 0 \\ 0 \\ -\frac{pL_0}{2} \end{bmatrix}$$

. Vu la définition (7) donnant la traction dans le câble :

$N = EA_0 \left[g - \alpha (\theta - \theta_0) \right] = EA_0 g$ si on ne tient pas compte de l'échauffement. N sera une constante sur toute la longueur du câble dans le cas présent car g n'est pas fonction de ξ . Ce ne serait pas le cas si l'élément était du 2ème degré.

. La formule (35) définit les forces internes généralisées :

$$G_{\text{int}} = \int_{-1}^{+1} N.S. (r + q) J_0 \, d\xi = \frac{1}{2} \cdot \frac{L_0 \cdot N}{L_0} \cdot \begin{bmatrix} -X_2 - u_2 \\ 0 \\ -Z_2 - w_2 \\ X_2 + u_2 \\ 0 \\ Z_2 + w_2 \end{bmatrix} \cdot 2$$

$$G_{int} = \frac{N}{L_0} \cdot \begin{bmatrix} -X_2 - u_2 \\ 0 \\ -Z_2 - w_2 \\ X_2 + u_2 \\ 0 \\ Z_2 + w_2 \end{bmatrix}$$

A.3.3. FORMULATION INCRÉMENTIELLE DES EQUATIONS D'EQUILIBRE

. La formule (50') définit l'incrément de la mesure de GREEN

$$\Delta g = B(q) \cdot \Delta q + \frac{1}{2} \Delta q^T \cdot S \cdot \Delta q$$

on obtient, après quelques manipulations :

$$\Delta g = \frac{1}{L_0} \left[(X_2 + u_2 + \Delta u_2) \Delta u_2 + (Z_2 + w_2 + \Delta w_2) \Delta w_2 \right]$$

De même les différentes matrices de raideur

$$(59) \Rightarrow K_0 = \int_{-1}^{+1} EA_0 B_0^T B_0 J_0 d\xi = \frac{EA}{L_0^3} \begin{bmatrix} \text{calculé} \\ \text{non} \begin{bmatrix} X_2^2 & 0 & X_2 Z_2 \\ Z_2 X_2 & 0 & Z_2^2 \end{bmatrix} \end{bmatrix}$$

$$(60) \Rightarrow K(\hat{q}) = \frac{EAL_0}{L_0^4} \begin{bmatrix} \text{calculé} \\ \text{non} \begin{bmatrix} u_2^2 + 2 X_2 u_2 & 0 & u_2 w_2 + Z_2 u_2 \\ & & + X_2 w_2 \\ u_2 w_2 + Z_2 u_2 & 0 & w_2^2 + 2 Z_2 w_2 \\ & & + X_2 w_2 \end{bmatrix} \end{bmatrix}$$

$$(61) \Rightarrow K(\hat{N}) = \frac{1}{L_0} \begin{bmatrix} \text{calculé} \\ \text{non} \begin{bmatrix} N & 0 & 0 \\ 0 & 0 & N \end{bmatrix} \end{bmatrix}$$

et les forces internes correspondantes :

$$(62) \Rightarrow f_{int} = \int_{-1}^{+1} \hat{N} \cdot B^T(\hat{q}) \cdot J_0 d\xi = \frac{N}{L_0} \cdot \begin{bmatrix} \text{non calculé} \\ X_2 + u_2 \\ 0 \\ Z_2 + w_2 \end{bmatrix}$$

finalement la forme incrémentielle de l'équation d'équilibre statique:

$$(65) \Rightarrow K_T \cdot \Delta q = f_{ext} - f_{int}$$

s'écrit, limitée aux variables intéressantes :

$$\begin{bmatrix} \frac{EA_0}{3} \cdot (X_2 + u_2)^2 + \frac{N}{L_0} & \frac{EA_0}{3} \cdot (X_2 Z_2 + u_2 w_2 + Z_2 u_2 + X_2 w_2) \\ \text{symétrique} & \frac{EA_0}{3} \cdot (Z_2 + w_2)^2 + \frac{N}{L_0} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \Delta u_2 \\ \Delta w_2 \end{bmatrix}$$

$$= \begin{bmatrix} 0 \\ -\frac{pL}{2} \end{bmatrix} - \begin{bmatrix} \frac{N}{L} (X_2 + u_2) \\ \frac{N}{L} (Z_2 + w_2) \end{bmatrix}$$

$$\text{avec } N = \frac{EA_0}{L^2} \cdot \left[u_2 (X_2 + \frac{1}{2} u_2) + w_2 (Z_2 + \frac{1}{2} w_2) \right]$$

Les forces internes varient avec le cube des déplacements et la matrice de raideur tangente avec le carré des déplacements d'où la non-linéarité importante du phénomène.

A.3.4. UN CAS PARTICULIER

Nous étudierons également le même problème mais avec une position initiale verticale ($Z_2 = -0,5_m$; $X_2 = 0$)

dans ce cas les équations se réduisent à :

$$\left(\frac{EA_0}{3} \cdot (Z_2 + w_2)^2 + \frac{N}{L_0} \right) \cdot \Delta w_2 = -\frac{pL_0}{2} - \frac{N}{L_0} \cdot (Z_2 + w_2)$$

Les forces internes se mettront sous la forme :

$$\frac{EA w_2}{L_0^3} \cdot (Z_2 + w_2) \cdot (Z_2 + \frac{1}{2} w_2)$$

La matrice de raideur de ce système s'écrira par application de la définitive classique : $f_{\text{int}} = K \cdot q$

$$\text{où } K = \frac{EA}{L_0^3} \cdot (Z_2 + w_2) \cdot (Z_2 + \frac{1}{2} w_2)$$

On remarquera que l'on retrouve $K_T = \frac{\partial}{\partial w_2} (K \cdot w_2)$, la matrice de raideur tangente

ANNEXE 4

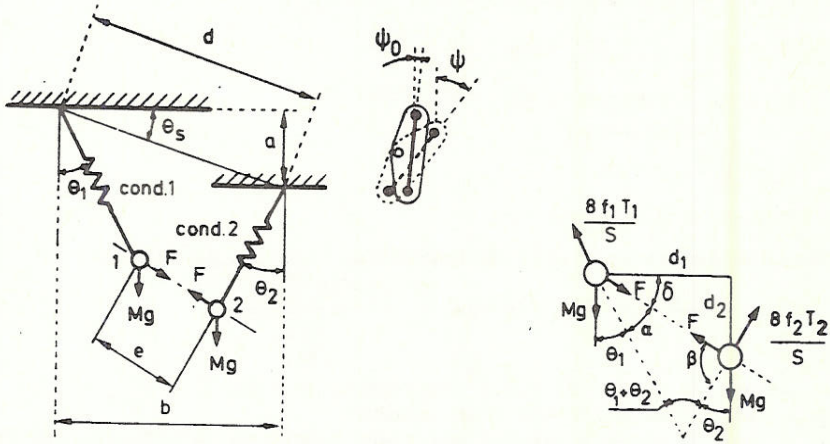
ANNEXES RELATIVES AU CHAPITRE 7 : "FAISCEAUX DECOUPLES"

A.4.1. NOTATIONS UTILISEES

a	projection verticale de la distance d entre sous-conducteur	(m)
A	section droite d'un sous-conducteur	(m ²)
b	projection horizontale de la distance d entre sous-conducteur	(m)
C	coefficient de dilatation linéaire	(°C ⁻¹)
d	l'écartement entre sous-conducteurs aux ancrages	(m)
e	écart à mi-portée entre sous-conducteur	(m)
E	module d'élasticité	(N/m ²)
f ₁ , f ₂	flèche des deux sous-conducteurs par rapport à leurs points d'ancrage. Valeur initiale : f ₀ = MgS/8T ₀	(m)
F	force électromagnétique-force électrostatique	(N)
I _{nat}	courant naturel correspondant à l'équilibre des forces électromagnétiques et électrostatiques	(A)
I	courant dans le faisceau	(A)
I _c	courant de contact	(A)
I _s	courant de séparation	(A)
J	raideur d'équilibre du type de fixation des conducteurs	(N/rad)
k _o	$= \frac{\text{artg} \sqrt{\frac{d}{e} - 1}}{\sqrt{\frac{d}{e} - 1}}$ facteur de proportionnalité de la force par rapport à sa valeur maximale uniformément distribuée	(-)
K	rigidité des structures d'ancrage ramenée aux points d'ancrage, en fait elle contient la mise en série des rigidités des deux extrémités	(N/m)
M	masse totale d'un sous-conducteur; elle doit correspondre à T ₀ et f ₀ (poids par unité de longueur = Mg/S)	(Kg)
n	nombre de sous-conducteurs par faisceau	(-)
S ₁ , S ₂	portée de chacun des sous-conducteurs	(m)
T ₁ , T ₂	tensions mécaniques dans chacun des sous-conducteurs (T ₀ valeur initiale avant l'apparition du phénomène)	(N)
Z _c	impédance caractéristique	(Ω)
α, β	angle d'orientation de la force F par rapport à la direction du pendule	(rad)
θ ₁ , θ ₂	angle d'inclinaison des pendules par rapport à la verticale (θ ₀ = 0 rad)	(rad)
θ _s	angle de la ligne joignant les points d'ancrage du faisceau par rapport à l'horizontale	(rad)
Δθ _T	écart de température à partir de l'apparition du phénomène	(°C)
ψ	angle de rotation du dispositif d'ancrage par rapport à la verticale (ψ ₀ = valeur initiale = $\frac{4f_0}{S} \cdot \sin \theta_s$)	(rad)
∅	diamètre extérieur d'un sous-conducteur	(m)

A.4.2. ETABLISSEMENT DU SYSTEME D'EQUATIONS PERMETTANT LE CALCUL DU COURANT CORRESPONDANT A UN RAPPROCHEMENT DONNE.

Les hypothèses ont été citées au chapitre 7. La figure 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 numéro du sous-conducteur.



On définit tout d'abord :

$$\left. \begin{aligned} a &= d \sin \theta_s & b &= d \cos \theta_s \\ d_1 &= b - f_1 \sin \theta_1 - f_2 \sin \theta_2 & d_2 &= a + f_2 \cos \theta_2 - f_1 \cos \theta_1 \\ \text{de là } \delta &= \text{artg} (d_2/d_1); & \alpha &= \frac{\pi}{2} - \theta_1 - \delta \text{ et } \beta = \frac{\pi}{2} - \theta_2 + \delta \end{aligned} \right\} (1)$$

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

$$\left. \begin{aligned} S_1 &= S_{01} - d \cdot \sin (\psi - \psi_0) \\ S_2 &= S_{01} + d \cdot \sin (\psi - \psi_0) \end{aligned} \right\} \text{ avec } \psi_0 = \frac{4f_0}{S} \cdot \sin \theta_s \quad (2)$$

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

On rappelle l'expression de la longueur du câble

$$l_i = S_i + \frac{8}{3} \cdot \frac{f_i^2}{S} - \frac{T_1 + T_2}{K} \quad (3)$$

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

$$\frac{8 f_1 \cdot T_1}{S_1} \cdot \sin \alpha = M \cdot g \cdot \sin(\alpha + \theta_1) \quad (4)$$

$$\frac{8 f_2 \cdot T_2}{S_2} \cdot \sin \beta = M \cdot g \cdot \sin(\beta + \theta_2) \quad (5)$$

$$F \sin \alpha = M \cdot g \cdot \sin \theta_1 \quad (6)$$

$$F \sin \beta = M \cdot g \cdot \sin \theta_2 \quad (7)$$

équations auxquelles on ajoute les relations :

$$T_1 = T_0 - c \cdot EA \cdot \Delta \theta_T + EA \cdot \frac{\ell_1 - \ell_{01}}{\ell_{01}} \quad (8)$$

$$T_2 = T_0 - c \cdot EA \cdot \Delta \theta_T + EA \cdot \frac{\ell_2 - \ell_{02}}{\ell_{02}} \quad (9)$$

$$e = \sqrt{d_1^2 + d_2^2} \quad (10)$$

$$T_1 = T_2 + J \cdot (\psi - \psi_0) \quad (11)$$

Dans les équations 6 et 7 on remplacera F par la définition:

$$F = k_0 \frac{0,2 \cdot 10^{-6} I^2}{e} \cdot S \text{ avec } k_0 = \frac{\text{artg} \sqrt{\frac{d}{e} - 1}}{\sqrt{\frac{d}{e} - 1}} \quad (12)$$

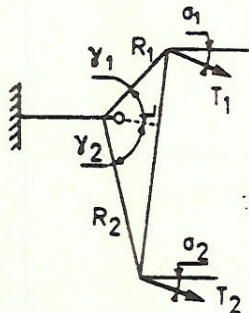
On notera dans (12) que I^2 représente en fait $I_1^2 - I_{\text{nat}}^2$ où I_1 est l'intensité que l'on cherche I_{nat} est le courant naturel qui tient compte de la présence des forces électrostatiques.

Le système de 8 équations (4 à 11) fournit, pour un échauffement et un écartement e donnés, la solution du système c'est-à-dire la détermination des inconnues :

$f_1, f_2, T_1, T_2, \theta_1, \theta_2, \psi$ et I_1

à condition de connaître la valeur initiale T_0 , les caractéristiques du conducteur M, EA, c, le courant naturel I_{nat} et la portée S.

Note 1 : L'équation 12 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:

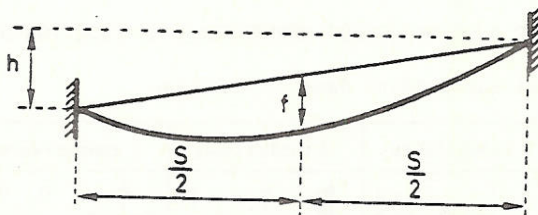


$$\frac{T_1}{T_2} = \frac{R_2}{R_1} \frac{\sin(-\sigma_2 + \gamma_2 + \psi)}{\sin(\sigma_1 + \gamma_1 - \psi)}$$

cette nouvelle équation de contrainte qui suppose que la rotation autour de l'articulation se fait sans rigidité, peut remplacer l'équation 12 le cas échéant.

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

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



Néanmoins cette modification n'affecte pas la valeur approchée de $\frac{l}{d}$ 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 d'équilibre 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 du 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)

$$\frac{l_1}{d} = \frac{4470}{S} \sqrt{\frac{1}{k_0} \cdot \frac{e}{d} \left(1 - \frac{e}{d}\right) \cdot \left(T'_0 + \frac{16EA}{3S^2} \cdot \frac{f_0'^2}{1 + \frac{2EAf}{SJ}} \cdot TC_1 + TC_2\right)}$$

et
$$\frac{l}{d} = \sqrt{\left(\frac{l_{nat}}{d}\right)^2 + \left(\frac{l_1}{d}\right)^2}$$

où TC_1 est le premier terme correctif = $1 - \frac{\Delta f_0}{d \cdot \left(1 - \frac{e}{d}\right)}$

et TC_2 est le deuxième terme correctif = $\frac{f_0' \cdot \Delta T_0}{\left(1 + \frac{2EAf}{SJ}\right) \cdot d \cdot \left(1 - \frac{e}{d}\right)}$

et les nouvelles définitions
$$\begin{cases} 2 f_0' = f_{01} + f_{02} \\ T'_0 = \frac{MgS}{8 f_0'} \end{cases}$$

N.B.

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

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

Nous avons constaté que le nouveau rapport critique était encore de 0,4, mais relativement à l'écartement à mi-portée.

Le chapitre 7 donne quelques exemples d'application de la formule proposée.

A.4.3. VALEUR DU COEFFICIENT CORRECTIF β EN FONCTION DU TYPE DE FAISCEAU

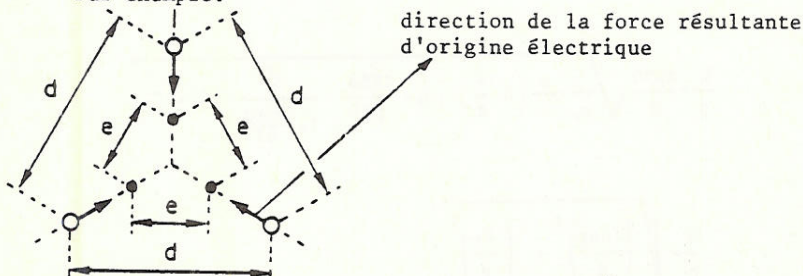
n = nombre de conducteurs dans le faisceau

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

θ_s = angle d'inclinaison par rapport à l'horizontale de la direction de la force électromagnétique dans sa position la plus verticale possible

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.

Par exemple:



Moyennant ce choix, on conserve la relation $\frac{e}{d} \approx 0,4$ pour le calcul du courant de contact.

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

$\theta_s = \frac{\pi}{2}$ est à proscrire.

EQUATIONS DU MOUVEMENT DU PENDULE A DEUX DEGRES DE LIBERTE

A.5.1. MISE EN EQUATIONS

Les notations utilisées dans cette annexe sont détaillées au chapitre 5.

Les équations de LAGRANGE du mouvement s'écrivent en toute généralité :

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial L}{\partial \dot{q}} \right) - \frac{\partial L}{\partial q} = Q \quad (1)$$

où L langrangien du système
 q les coordonnées généralisées
 Q les forces généralisées non conservatives
 Dans notre cas :

$$L = \left(\frac{1}{2} M (d^2 \dot{\beta}^2 + \dot{d}^2) - U_1^0 - U_2^0 - \left[T_0 (\ell - \ell_0) + \frac{1}{2} EA \frac{(\ell - \ell_0)^2}{\ell_0} \right] - \alpha EA \Delta \theta (\ell - \ell_0) \right) - Mg (d_0 - d \cos \beta) \quad (2)$$

(relations 9 à 11 du chapitre 5) où ℓ , tirée de la relation 3 du chapitre 5, est donnée par

$$\ell = s + \frac{6d^2}{S} - \frac{T}{K} \quad (3)$$

q représente les grandeurs d et β
 Q les forces électromagnétiques généralisées.

On peut alors calculer successivement :

$$\frac{\partial L}{\partial \dot{q}} \text{ qui se décompose en } \frac{\partial L}{\partial \dot{\beta}} = \frac{1}{2} M. (2 d^2 \dot{\beta}) \quad (4)$$

$$\text{et } \frac{\partial L}{\partial \dot{d}} = \frac{1}{2} M. (2 \dot{d}) \quad (5)$$

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{\partial L}{\partial \dot{q}} \right) \text{ peut alors s'écrire } \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial L}{\partial \dot{\beta}} \right) = M. (2 d \ddot{\beta} + d^2 \ddot{\beta}) \quad (6)$$

$$\text{et } \frac{d}{dt} \left(\frac{\partial L}{\partial \dot{d}} \right) = M. \ddot{d} \quad (7)$$

$\frac{\partial L}{\partial q}$ qui se décompose en :

$$\frac{\partial L}{\partial \beta} = - Mgd \sin \beta \quad (8)$$

$$\text{et } \frac{\partial L}{\partial d} = - \frac{\partial \ell}{\partial d} (T_0 - \alpha EA \Delta \theta + EA \frac{\ell - \ell_0}{\ell_0}) + Md \ddot{\beta} + Mg \cos \beta \quad (9)$$

$$\text{où } \frac{\partial \ell}{\partial d} = \frac{12d}{S} \quad (10)$$

d'après la relation 3 ci-dessus

$$\text{et } T_0 - \alpha EA \Delta \theta + EA \frac{\ell - \ell_0}{\ell_0} = T \quad (11)$$

d'après la relation 5 du chapitre 5

Q qui se décompose :

$$\text{selon } d : Q_d = - F \sin\beta \quad (12)$$

$$\text{selon } \beta : Q_\beta = - F \cos\beta \cdot d \quad (13)$$

où F est défini à la relation 6 du chapitre 5

Les équations du mouvement s'écrivent :
d'une part :

$$2M\ddot{d}\beta + M\dot{d}^2\ddot{\beta} + Mgd \sin\beta = - F \cos\beta \cdot d \quad (14)$$

qui peut se mettre sous la forme

$$\ddot{\beta} = \frac{1}{d} (- 2\dot{d}\dot{\beta} - g \sin\beta - \frac{F}{M} \cos\beta) \quad (15)$$

et d'autre part :

$$M\dot{d} + \frac{12}{S} \frac{dT}{dt} - M\dot{d}\beta^2 - Mg \cos\beta = - F \sin\beta \quad (16)$$

qui peut se mettre sous la forme

$$\dot{d} = d\dot{\beta}^2 + g \cos\beta - \frac{12}{MS} \frac{dT}{dt} - \frac{F}{M} \sin\beta \quad (17)$$

Finalement on obtient, en fonction de f et β , connaissant
la relation $d = \frac{2}{3} f$:

$$\ddot{\beta} = \frac{1}{f} (- 2\dot{f}\dot{\beta} - \frac{3}{2} g \sin\beta - \frac{3}{2} \frac{F \cos\beta}{M}) \quad (18)$$

$$\dot{f} = f\dot{\beta}^2 + \frac{3}{2} g \cos\beta - \frac{12}{MS} \frac{dT}{dt} - \frac{3F}{2M} \sin\beta \quad (19)$$

A.5.2. INTERPRETATION PHYSIQUE DIRECTE DE LA DERIVEE DE L'ENERGIE DE DEFORMATION

On remarquera que les forces élastiques, caractérisées par le terme tiré de l'équation (16)

$$\frac{12}{S} \frac{dT}{dt} \quad (20)$$

correspond à une force de rappel du bras élastique du pendule. On pouvait en avoir une idée intuitive basée sur l'expression instantanée de la flèche dans le plan du mouvement.

En effet, si les forces sont uniformément réparties, on peut toujours écrire, pour une parabole

$$f = \frac{R}{8T} \cdot S \quad (21)$$

où R est la résultante des forces agissantes. Par exemple, à l'instant initial on obtiendrait ($R = Mg$, le poids total du câble)

$$f_0 = \frac{MgS}{8T_0}, \text{ relation bien connue.} \quad (22)$$

En général, on peut donc écrire la force de rappel, qui doit équilibrer la résultante des forces en présence, par : (relation 21 transformée)

$$R = \frac{8fT}{S} \quad (23)$$

ce qui peut s'écrire, en fonction de d :

$$R = \frac{12dT}{S}, \text{ c'est bien la relation 20.}$$

Les équations (18) et (19) sont celles reprises au chapitre 5.

ANNEXE 6

NOTATIONS UTILISEES AU CHAPITRE 2

Grandeurs	Symboles	Unités (S.I.)	Type de grandeur (1)	Dimension minimale (2)	Première apparition ou défini- tion de la relation	Remarques
e.m.	a(t)	-	e.m.	-	78	
section droite des conducteurs(4)	A ₀	m ²	s	1	3	
e.m.	B	m ⁻¹	v	3n	51	
e.m. (4)	B ₀	m ⁻¹	v	3n	31	
relation de contrainte	C _i	i(3)	équation	-	47	
module de la distance minimale entre conducteurs	d	m	s	1	70	
potentiel de dislocation	D	J	s	1	9	
vecteur unitaire	e ₁ , e ₂	-	v	3	69	
e.m.	E _T	m	s	1	37	
module d'élasticité	E	Pa	s	1	7	
rigidité extensionnelle du câble	E.A ₀	N	s	1	7	
e.m.	f(t)	-	s	1	85	
fréquence industrielle	f _c	Hz	s	1	68	
force conservative par unité de longueur	f _{NC}	N/m	v	3	10	composantes f _i ^C i = 1,2,3
force non conservative par unité de longueur	f	N/m	v	3	2	
forces externes généralisées	f _{ext}	N	v	3n	63	
forces internes généralisées indépendantes de Δq	f _{int}	N	v	3n	62	
force électromagnétique ins- tantanée	F	N	v	3	76	d ² F valeur élémentaire
mesure de la déformation de Green	g	-	s	1	5 et 6	Δg (incrément) en 50'
forces internes généralisées	G _{int}	N	v	3n	35	
forces internes généralisées, forme incrémentale	G _{int} ^Δ	N	v	3n	54	
forces externes généralisées	G _{ext}	N	v	3n	33	
forces externes généralisées, forme incrémentale	G _{ext} ^Δ	N	v	3n	63	
forces d'inertie généralisées	G _{inertie}	N	v	3n	39	
valeur maximale du facteur temporel de F	h	A ²	s	1	tableau 3	
e.m.	H	m ⁻¹	M	(3n,3n)	36	
intensité instantanée du courant	i(t)	A	e.m.	-	68	i ₁ , i ₂ , i ₃ selon la phase
valeur efficace du courant de court-circuit	I _{eff}	A	s	1	68	I _{2eff} , I _{3eff} etc...
Jacobien de la transformation s ₀ → ζ	J ₀	m	s	1	24	
résultat de la première inté- gration de K	k	H/m	v	3	101	
facteur géométrique de F	K	H/m	v	3	77	
matrice de raideur tangente d'un élément	K _T	N/m	M	(3n,3n)	63	composantes K ₀ , K(q), K(N)
longueur d'un élément-câble (4)	l ₀	m	s	1	2 et 25	
inductance de l'équivalent Thevenin	L	H	s	1	68	
matrice de masse d'un élément câble	M	Kg	M	(3n,3n)	38 et 40	
nombre de noeuds d'un élément câble	n	-	s	1	20	
effet normal (tension) dans un câble	N	N	s	1	7	
matrice des fonctions de forme d'un élément câble	P	-	M	(3,3n)	21	
déplacements généralisés pour un élément câble	q	m	v	3n	22	
e.m.	Q	m	v	3	95	
e.m.	QR	m ²	v	3	94	

vecteur de distance entre deux éléments de conducteur	r	m	v	3	69	r _m , valeur minimale
résistance de l'équivalent Thevenin	R	Ω	s	1	68	
vecteur r discrétisé e.m.	R(ξ, n)	m	v	3	94 et 96	ds ₁ , ds ₂ élément de conducteur
coordonnée courante le long du câble (4)	S	m ⁻²	M	(3n, 3n)	30	
	s ₀	m	s	1	2	
temps	t	s	s	1	1	u _i composantes i = 1, 2, 3, du variation de u
énergie cinétique	T	J	s	1	1 et 3	
déplacement d'un point matériel du câble	u	m	v	3	10	
vitesse d'un point matériel	ū	m/s	v	3	3	x ₁ , composante i=1, 2, 3
accélération d'un point matériel	ū	m/s ²	v	3	11	
énergie potentielle totale	U	J	s	1	1	
énergie potentielle de déformation	U ₁	J	s	1	4	
énergie potentielle des charges extérieures	U ₂	J	s	1	10	
différence de potentiel	V	V	s	1	82	
coordonnées généralisées pour un élément câble	w	m	v	3n	23	
pooids d'intégration de Gauss	W	-	s	1	26	
coordonnées d'un point matériel	x	m	v	3	23	
e.m.	Y	m ⁻¹	M	(3, 3n)	27 et 29	
e.m.	Z(ξ)	m	v	3	97 et 98	
impédances de l'équivalent Thevenin (homopolaire, directe, inverse)	Z ₀ , Z _d , Z _i	Ω	s	1	tableau 2	
e.m.	ZQR	m ³	v	3	97	
coefficient de dilatation thermique linéaire	α	°C ⁻¹	s	1	7	n ∈ [-1, 1]
rapport de Z ₀ /Z _d	α	-	s	1	78	
déphasage de la force électromotrice de l'équivalent Thevenin, en t = 0	γ	rad	s	1	68'	
mesure de la déformation élastique	ε	-	s	1	4	n ∈ [-1, 1]
variable courante normalisée sur un élément câble	η	-	s	1	92	
température	θ	°C	s	1	7	68' i
déphasage du courant de court-circuit par rapport à la force électromotrice de l'équivalent Thevenin	θ	rad	s	1	68' i	
multiplicateur de Lagrange	λ	i(3)	s	1	9	ξ ∈ [-1, 1]
perméabilité du vide	μ ₀	H/m	s	1	77	
variable courante normalisée sur un élément câble	ξ	-	s	1	20 et tableau 1	
masse volumique du câble (4)	ρ ₀	Kg/m ³	s	1	3	89'
contrainte	σ	Pa	s	1	4	
facteur d'asymétrie du courant	ψ	-	s	1	89'	20 et tableau 1
fonction de forme ou d'interpolation du noeud j d'un élément câble	φ _j	-	e.m.	-	20 et tableau 1	
rotation du mécanisme	ψ	rad	s	1	18	ω = 2πf
pulsation industrielle	ω	Hz	s	1	68	

(1) e.m. = expression mathématique

s = scalaire

v = vecteur

M = matrice

- = sans dimension

(2) n est le nombre de noeuds d'un élément fini câble. Seule la dimension minimale est indiquée. En pratique, par souci de simplification de programmation (compatibilité directe avec les éléments poutres, e.g.) on utilise systématiquement 6 degrés de liberté par noeud au lieu de 3, ce qui revient à remplacer 3n par 6n dans la colonne des dimensions.

(3) i signifie indéterminé, peut prendre plusieurs valeurs.

(4) les valeurs qui font report à ce texte sont relatives à l'état initial non déformé.

CONTRAINTES NON-LINEAIRES - ELEMENT DE MECANISME

Coefficients des équations discrétisées.

Cette annexe établit les matrices des coefficients relatives à la théorie établie au chapitre 2 à propos de l'élément de mécanisme. Pour rappel, les trois contraintes sont :

$$C_1(q) = v_2 - v_1 = 0 \quad (1)$$

$$C_2(q) = u_2 - u_1 - \ell \left[\cos(\psi_0 + \Delta\psi) - \cos\psi_0 \right] = 0 \quad (2)$$

$$C_3(q) = w_2 - w_1 - \ell \left[\sin\psi_0 - \sin(\psi_0 + \Delta\psi) \right] = 0 \quad (3)$$

On définit le vecteur des déplacements de l'élément :

$$q^T = u_1 \ v_1 \ w_1 \ \Delta\psi \ u_2 \ v_2 \ w_2 \quad (4)$$

En fait, il y a 6 d.d.ℓ. par noeuds, ici seuls les non nuls sont représentés, $\Delta\psi$ est en réalité le 5ème degré de liberté du noeud 1.

dès lors :

$$a) \left(\frac{\partial C_1}{\partial q} \right)^T = \begin{bmatrix} 0 & -1 & 0 & 0 & 0 & 1 & 0 \end{bmatrix} \quad (5)$$

$$\left(\frac{\partial^2 C_1}{\partial q^2} \right)^T = 0 \quad (\text{vecteur nul}) \quad (6)$$

$$B) \left(\frac{\partial C_2}{\partial q} \right)^T = \begin{bmatrix} -1 & 0 & 0 & \ell \sin(\psi_0 + \Delta\psi) & 1 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (7)$$

$$\left(\frac{\partial^2 C_2}{\partial q^2} \right)^T = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & \ell \cos(\psi_0 + \Delta\psi) & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (8)$$

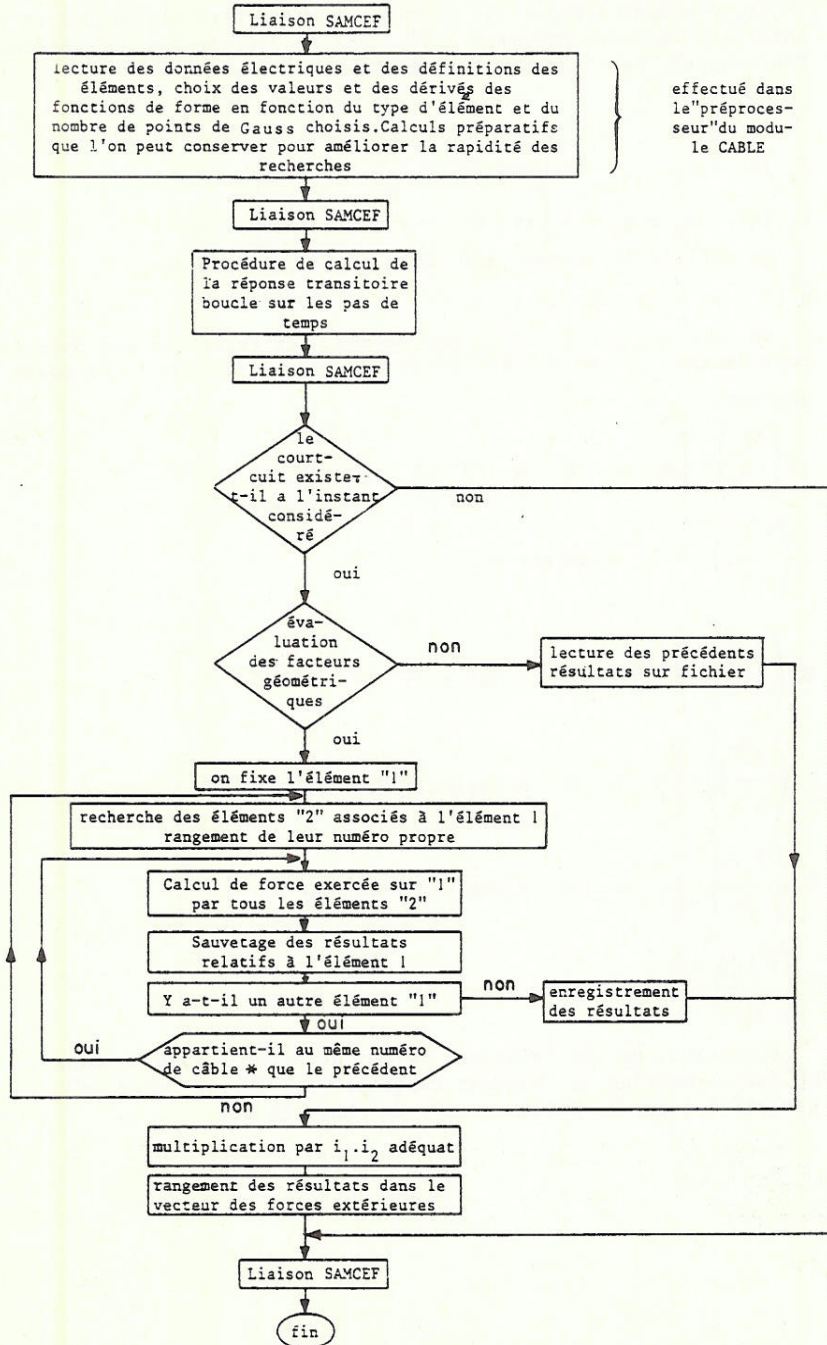
$$C) \left(\frac{\partial C_3}{\partial q} \right)^T = \begin{bmatrix} 0 & 0 & -1 & \ell \cos(\psi_0 + \Delta\psi) & 0 & 0 & 1 \end{bmatrix} \quad (9)$$

$$\left(\frac{\partial^2 C_3}{\partial q^2} \right)^T = \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & -\ell \sin(\psi_0 + \Delta\psi) & 0 & 0 & 0 \end{bmatrix} \quad (10)$$

L'ensemble de ces relations permet de définir complètement l'élément (matrice de "raideur tangente" et "forces internes" caractérisé par la relation (67) du chapitre 2.

ANNEXE 8

CALCUL DE LA FORCE ELECTROMAGNETIQUE
ORGANIGRAMME



* Un même "numéro de câble" est attribué à tous les éléments qui n'ont pas d'influence les uns sur les autres.

REFERENCES

INTRODUCTION

- [1] Asea, "Computer program for design calculations on spans in outdoor switchyards, *ASEA Information, Reference FKTK/KK240-101 E, Meeting, paper A79 055-5*, Septembre 1971.
- [2] Bathe, J.J., "ADINA : A finite element program for Automatic Dynamic Incremental Nonlinear Analysis", *Acoustics and Vibration Laboratory, Mechanical Engng. Department, Massachusetts. Institute of Technology - Cambridge(USA)*, Report 82448-1
- [3] Bathe, K.J., Wilson, E., Peterson, F., "SAPIV. A structural Analysis Program for Static and Dynamic Response of Linear Systems", *Collège of Engineering, Univ. of California, Berkley California, USA*, Report n°EEERC 73-11, 1973
- [4] Bathe, K.J., Wilson, E., Iding, R., "NONSAP. A Structural Analysis Program for Static and Dynamic Response of Nonlinear Systems", *Structural Engineering Laboratory, Univ. of California, Berkley USA*, Report n°UCSESM 74-3, 1974.
- [5] Cakebread, R.J., Brown, H.J., "Combinaisons de charges mécaniques à prendre en considération pour la conception des structures et des équipements de postes dans l'air à THT", *Revue ELECTRA n°60*, pp. 31 à 55, Octobre 1978
- [6] Clough, R.W., Penzien, J., "Dynamics of Structures", *Intern. Student Edition, Mc Graw Hill, New York*, 1975
- [7] Dalle, B. Roussel, P., "Mechanical effects of high short-circuit current on overhead lines", *IEEE PES Winter Meeting, paper A79 055-5*, Janv. 1979, ou *Note CIGRE 23-82/WG 02/03-IWD*, 1982.
- [8] Dalle, B., Mme. Blanchon, Planchard, J., "Effets électrodynamiques des courants de court-circuit sur les portées tendues", *Demi-journée d'étude SEE, Paris*, 11 mai 1981, ou *Note CIGRE 23-82/WG 02/05-IWD*, 1982
- [9] Deter, O., Ter Horst, A., Stein, N., Lehmann, W., Rameil, W., "Influence exercée par les courants de service et de court-circuit très élevés prévisibles sur la conception des postes extérieurs du réseau à 420 kV", *Rapport CIGRE 23-05, Paris*, 1976
- [10] Ford, G., Nartowski Z., "The probabilistic approach to substation bus short circuit design", *Note CIGRE 23-79/WG 02/15-IWD*, Mai 1979
- [11] Ford, G., Cenanovic, H., Craig, D.B., Huestis, H.W., Shortt, T.A., "Etudes relatives à l'augmentation des courants nominaux des jeux de barres", *Rapport CIGRE 23-04, Paris*, 1976
- [12] Guillot, J.P., Roussel, P., "Efforts électrodynamiques sur les jeux de barres. Comparaison entre résultats des mesures et des calculs", *Note EDF HM/072/2294*, Octobre 1972

- [13] Guillot, J.P., "Essais réalisés sur les portées tendues des postes HT", *EDF Note HM/072/JG/JD ou Note CIGRE 23-73/GT02/29-DTI*, Octobre 1973
- [14] Guillot, J.P., "Efforts électrodynamiques sur les portées des postes H.T. - Résultats expérimentaux", *document CIGRE 23-74/GT02/05-DTI ou note EDF HM 72/2796 JPG/PS*, Mars 1974
- [15] Holmgren, B., Landin, I., Lindqvist, C., "Calcul des lignes aériennes de transport en tenant compte des courants de court-circuit élevés", *Rapport CIGRE 22-01, Paris, Session 1976*
- [16] Hosemann, G., Müller-Schneider-Weise, "Grandeur et fréquence d'apparition des sollicitations extrêmes de tension et de courant et leur influence sur la structure technique et économique des postes à Haute Tension", *Rapport CIGRE 23-01, Paris, Session 1970*
- [17] Hosemann, G., Tsanakas, D., "Efforts dynamiques de court-circuit sur des structures de barres omnibus avec des conducteurs rigides. Etudes paramétriques et conclusions des méthodes simplifiées de calcul", *Revue ELECTRA, n°68, pp. 37 à 64, Janvier 1980*
- [18] Jedrzejczyk, S., Roguska, M., Zarebski, W., "Investigations results of electrodynamic forces on flexible conductor acting on substation apparatuses", *Note CIGRE 23-76/WG 02/9-IWD, 1976*
- [19] Johannet, P., Dalle, B., "Lignes Aériennes. Calcul des chutes de tension, des échauffements et des effets électrodynamiques en cas de court-circuit", *Techniques de l'Ingénieur 12-1979, Note D673, pp. D 673-16 à D 673-20, 1979*
- [20] Kudrjacev, E.P., "Calculation of short-circuit approaching of the transmission line conductors", *Note CIGRE 23-80/WG 02/1-IND, 1980*
- [21] Landin, I.J., Lindqvist, C.I., Bergstrom, L.R., Cullen, G.R., "Mechanical effects of high short-circuit currents in substations" *Note CIGRE 23-74/WG 02/16-IWD ou IEEE Trans. on PAS, vol. PAS 94, pp. 1657-1655, 1974.*
- [22] Landin, I., "Flexible conductors. Comparison of information concerning calculation methods", *Note CIGRE 23-77/WG 02/04-IWD, Octobre 1977.*
- [23] Landin, I., "Dynamic effects on flexible conductors" (questionnaire), *Note CIGRE 23-78/WG 02/3-IWD et 15-IWD, 1978.*
- [24] Landin, I., "The mechanical effects of SCC in substations with flexible conductors-stresses in the case of horizontally tensioned conductor/arrangement case A", *Note CIGRE 23-80/WG 02/07-IWD, 1980*
- [25] Landin, I., Nartowski, Z., "Choice of substation temporary air clearances for flexible phase conductors swing due to short-circuit currents", *Note CIGRE 23-79/WG 02/4-IWD, 1979.*

- [26] Landin, I., "Dynamic effects on flexible conductors. Choice of air clearances for phase. Conductor swing-out in connection with short-circuits", *Note CIGRE 23-78/GT 02/07-IWD*, 1978.
- [27] Landin, I., "Dynamic effects of flexible conductors. a) a simple analysis of received answers to the questionnaire on flexible conductors", *Note CIGRE 23-78/WG 02/6-IWD et 17-IWD*, 1978.
- [28] Lehmann, W., "Flexible conductors under short-circuit conditions. (NONSAP calculations)", *Note CIGRE 23-77/WG 02/21-IWD*, 1977.
- [29] Lehmann, W., "Flexible conductors under short-circuit conditions", *Note CIGRE 23-77/WG 02/21-IWD*, 1977.
- [30] Lehmann, W., Lilien, J.L., Orkisz, J., "The mechanical effects of short-circuit currents in substations with flexible conductors. Numerical methods - computer approach", *CIGRE, Session 1982, Rapport 23-08*, 1982.
- [31] Olszowski, B., Orkisz, J., Waszczyszyn, Z., "Calculation of mechanical effects in EHV outdoor substations at short circuit currents", *Revue Electrotechnique*, 12, 8/1977, pp. 275-285, *Document CIGRE 23-76/WG 02/10-IWD*, 1976.
- [32] Palante, G., "Etude et conclusions des résultats de l'enquête sur les effets thermiques et dynamiques des forts courants de court-circuit dans les postes à haute tension", *Electra n°12*, pp. 51 à 64, Mars 1970.
- [33] Palante, G., "Enquête sur les effets thermiques et dynamiques des forts courants de court-circuit dans les postes à haute tension", *Electra n°4*, pp. 44 à 69, Mars 1969.
- [34] Rigoet, P., Kupiec, M., "Courant de court-circuit de 63 kA - Etude du phénomène électrodynamique en ligne - Projet de Directives pour la détermination des lignes aériennes" *EDF Note EAL 0247/PR/MK/JL*
- [35] Roussel, P., "Comportement dynamique des lignes aériennes. Programmes CONEX 4 et 5", *Note EDF HI/2545/02*, Septembre 1977.
- [36] S.A.M.C.E.F., "Système d'analyse des milieux continus par éléments finis", *Manuels théorique et d'utilisation. Laboratoire d'Aéronautique, Univ. de Liège*, 1979.
- [37] Thomas, Y., Rigoet, P., Benistan, G., Kupiec, M., Casale, J.P., Roussel, P., Guillot, J., "Incidence de l'augmentation des courants de court-circuit sur la conception des ouvrages à 400 kV du réseau de transport d'Electricité de France", *Rapport CIGRE 23-06, Paris*, Session 1976.
- [38] Van Hamel, A.W., "Problèmes liés aux courants de service et de court-circuit très élevés et leurs conséquences sur la conception des postes", *Rapport CIGRE 23-07, Paris*, Session 1974.

- [39] Yershevich, Krivushkin, "Forecast of fault current levels in 110-330-750 kV network in 2000 (USSR)", *Note CIGRE 23-08/WG 02/15-IWD*, 1980.
- [40] Yedrzejczyk, S., Roguska, M., Zarebski, W., "Calcul des efforts dans les conducteurs flexibles pendant les défauts", *Biuletyn Instytutu Energetyki*, n°713, pp. 61-64, 1974.
- [41] Zarebski, W., "The mechanical effects of short-circuit currents in substations with flexible conductors. The stresses in case of horizontal connections between apparatuses and post insulators", *Note CIGRE 23-08/WG 02/21-IWD et 03-IWD*, 1980.

Modèle mathématique - aspect mécanique (paragraphe 2.1 et 2.2)

- [42] Bathe, K.J., Ramm, E., Wilson, E.L., "Finite element formulations for large displacement and large strain analysis", *Int. J. Num. Math. Eng.* vol. 9, pp. 353-386, 1975.
- [43] Bathe, K.J., Wilson, E.L., "Numerical methods in finite element analysis", *Prentice-Hall Inc., Australie*, 1976.
- [44] Claren, R., Diana, G., "Dynamic strain distribution on loaded stranded cables", *IEEE Trans. on PAS*, vol. PAS-88, n°12, pp. 1678, 1969.
- [45] Destoquay, C., "Efforts Electrodynamiques dans les postes H.T.", *Travail de fin d'études, Université de Liège, Institut d'Electricité Montefiore*, 1978.
- [46] ELECTRA, "Guide pour les mesures d'auto-amortissement des conducteurs", *Revue ELECTRA*, n°62, pp. 79-90, Janvier 1979.
- [47] Epstein, M., Murray, D.W., "Large deformation in plane analysis of elastic beams", *Computer and Structures*, vol. 6, n°1-A, pp. 1-9, Pergamon Press, 1976.
- [48] Felippa, C.A., "Finite element analysis of three dimensional cable structures", *Computational methods in non-linear mechanics texas institute for computational mechanics*, 1974.
- [49] Gérardin, M., Sander, G., Nyssen, C., "Mixed variational formulations in linear and non-linear structural dynamics", *Application of computer methods in engineering, USC, Los Angeles*, 1977.
- [50] Gérardin, M., Hogge, M., Nyssen, C., Laschet, G., Robert, G., "Module d'analyse dynamique non linéaire NLDYN : méthodes envisagées et résultats préliminaires", *Note du laboratoire d'Aéronautique de l'Université de Liège, (LTAS), Rapport VF-38, Liège*, Janvier 1979.
- [51] Gérardin, M., Hogge, M., Lilien, J.L., Roquet, A., "Etude du poste 150 kV de Bruegel avec mécanisme de tension à contrepoids. Tenue des jeux de barres aux courts-circuits", *Etude Univ. de Liège (LTAS et TDEE)*, Décembre 1979.
- [52] Gérardin, M., Hogge, M., Idelsohn, S., Laschet, G., Carnoy, E., Nyssen, C., "Module d'analyse dynamique non-linéaire NLDYN : Notice et exemples d'utilisation", *Rapport VF-40/1 du Laboratoire d'Aéronautique de l'Université de Liège*, Mars 1980.
- [53] Gérardin, M., Lilien, J.L., "Calcul des efforts électrodynamiques dans les structures des postes à haute tension", *Univ. de Liège, Laboratoire d'Aéronautique (LTAS), Rapport VF-36*, 1978.
- [54] Henghold, W.M., Russell, J.J., Morgan, J.D., "Free vibrations of cable in three dimensions", *Journal of the structural div. (ASCE)*, pp. 1127-1136, May 1977.

- [55] Hibbitt, H.D., Becker, E.B., Taylor, L.M., "Non-linear analysis of some slender pipelines", *FENOMECH'78*, North-Holland Publ., Amsterdam, part 1, pp. 203-226, 1979.
- [56] Hooker, R.J., Humphreys, W., "Damping of electrical transmission lines. Part II : field and laboratory studies", *2nd international conf. on progress in cables and overhead lines for 220 kV and above IEE Power Division*. London, Septembre 1979.
- [57] Irvine, H.M., Caughey, T.K., "The linear theory of free vibrations of suspended cable", *Proc. R. Soc. Lond. A* 341, pp. 299-315, 1974.
- [58] Irvine, H.M., Griffin, J.M., "On the dynamic response of a suspended cable", *Earthquake Engineering and structural dynamics*, vol. 4 pp. 389-402, 1976.
- [59] Jedrzejczyk, S., Roguska, M., Zarebski, W., "Calcul des efforts dans les conducteurs flexibles pendant les défauts", *Biuletyn Instytutu Energetyki n°718*, pp. 61 à 64, document 23-75/WG 02/21-IWD, (traduit), 1975.
- [60] Lehner, Batterman, "Static and dynamic finite deformations of cables using rate equations", *Comp. Meth. in Appl. Mech. and Eng.*, vol. 2, pp. 349-366, 1973.
- [61] Orkisz, J., "Computer approach to evaluation of mechanical effects of short-circuit current in substations with flexible conductors", *Note CIGRE*, 23-80/WG 02/5-IWD, 1980.
- [62] Planchard, J., Roussel, P., "Simulation numérique du comportement dynamique des lignes moyenne tension", *Note EDF*, HI 1949/02, Paris, Octobre 1975.
- [63] Preumont, A., "Analyse sismique du coeur d'un réacteur nucléaire PWR", *Thèse Univ. de Liège. n° réf. Rapport Belgonucléaire BN 8102-03, n° réf. 243.00/100/390*, 1981.
- [64] Ramberg, S.E., Griffin, O.M. "Free vibrations of TAUT and slack marine cables", *Journal of the structural division (ASCE)*, pp. 2079-2092, Novembre 1977.
- [65] Roussel, P., "Calcul des efforts électrodynamiques sur les jeux de barres dans les postes", *Note EDF*, HI 1122/02, Paris, Mars 1973.
- [66] Roussel, P., "Comportement dynamique des lignes aériennes", *Note EDF*, HI 1884/02 Paris, Juin 1975.
- [67] Roussel, P., "Numerical solution of static and dynamic equations of cables", *Computer methods in applied mechanics and engineering vol. 9, n°1*, Septembre 1976, pp. 65-74, 1976.
- [68] Roussel, P., "Etude numérique des efforts électrodynamiques sur les jeux de barres dans les postes", *Note EDF*, HI 750/02, Paris, Février 1972.

- [69] Sander, G., "Notes du cours de théorie des structures", *Laboratoire d'Aéronautique, Univ. de Liège, rapport SF-77*, Octobre 1978.
- [70] Sander, G., "Communications personnelles", *Cours 3ème cycle Eléments finis, Univ. de Liège*, 1981.
- [71] Sander, G., Gérardin, M., Nysse, C., Hogge, M., "Accuracy versus computational efficiency in non-linear dynamics", *Presented at Fenomech'78 Int. conf. on Finite Elements in Non-Linear Mechanics, ISD, Universität Stuttgart 30 août-1 sept. 1978, où document CIGRE 23-78/WG 02/29-IWD*.
- [72] Simmons, J.M., Gilmore, K.L., Dulhunty, P.W., "Damping of Electrical Transmission lines", Part I : analysis and numerical simulation , *2nd International conference on progress in cables and overhead lines for 220 kV and above, IEE Power Division, London, Septembre 1979*.
- [73] Van Der Heijden, A.M.A., "On the influence of the bending Stiffness in cable analysis", *Laboratory of Eng. mechanics, Delft University of Technology-The Netherlands, report n°495, Koninkl. Nederl. Akademic van wetenschappen, Amsterdam, Proceeding, Series B, 76, n°3, pp. 217-229, 1973*.
- [74] Zienkiewicz, O.C., "The finite element method", *Mac Graw Hill, London, 1977*.

Modèle mathématique - aspect électrique (paragraphe 2.3 et 2.4)

- [75] Ballus, H., "Ein Beitrag zur Berchnung Elektromagnetischer Kräfte zwischen stromführenden Leitern", *Dissertation Darmstadt 1970 (Technische Hochschule) ou ETZ-A, 90, Jg, pp. 539-544, 1969*.
- [76] Cestmir, S., "Communications personnelles", *Energovod, Prague, 1980*.
- [77] Charles, E.D., "Mechanical forces on current carrying conductors" *Proc. IEE, vol. 110, n°9, pp. 1671-1677, Septembre 1963*.
- [78] Coneim, C., "Sur l'approximation de la statique des câbles aériens en présence de champs de forces électromagnétiques", *Thèse présentée à l'Université de Paris-Sud, Centre d'ORSAY, (n° d'ordre 2933), février 1981*.
- [79] C.P.T.E., "Courants de court-circuit dans le réseau belge en 1980-1981. Réseau 380, 225 et 150 kV - Régime de fortes charges", *Etude A-218 CPTE, Service "Dynamique et Conduire des Réseaux", Mai 1979*.
- [80] Dalle, B., Mme. Blanchon, Planchard, J., "Effets électrodynamiques des courants de court-circuit sur les portées tendues", *Demi-journée d'Etude organisée par S.E.E. Section 12, Paris, sur le thème : "Comportement aux courts-circuits des jeux de barres tendus des postes à très haute tension", mai 1981*.

- [81] Destoquay, C., Geradin, M., Lilien, J.L., "Efforts électrodynamiques dus aux courants de court-circuit dans les postes H.T.", *Revue AIM, Liège*, pp. 159-173, 1978.
- [82] Destoquay, C., "Efforts électrodynamiques dans les postes H.T.", *Travail de fin d'Etudes. Univ. de Liège. Institut d'Electricité Montefiore*, 1978.
- [83] Ducluzaux, A., "Les efforts électrodynamiques", *Merlin Gérin, Cahier technique n°7*, février 1976.
- [84] Ducluzaux, A., "Calcul pratique des intensités de court-circuit", *Merlin Gérin, Cahier technique n°10*, mai 1975.
- [85] Geradin, M., Lilien, J.L., "Calcul des efforts électrodynamiques dans les structures des postes à haute tension", *Laboratoire d'Aéronautique, Univ. de Liège, Rapport VF-36*, 1978.
- [86] Horward, J.L., "Détermination des constantes de temps unidirectionnelles du réseau belge", *Univ. de Liège, Institut d'Electricité Montefiore, Electricité Théorique*, Septembre 1975.
- [87] Lemmens, P., "Efforts électrodynamiques dans les faisceaux", *Travail de fin d'études, Univ. de Liège, Institut d'Electricité Montefiore*, 1979.
- [88] Lilien, J.L., "Efforts électrodynamiques dans les postes H.T. avec jeu de barres rigides. Modélisation et comparaison de la mesure et du calcul", *Université de Liège, Institut d'Electricité Montefiore, Note interne 78/1, D/1978/0480/10*, mai 1978.
- [89] Lilien, J.L., "Efforts électrodynamiques dans les postes à haute tension lors de défauts polyphasés", *présenté à la conférence I.A.S.T.E.D. The international association of science and technology for development, Montreux, Proceeding*, pp. 42-47, juin 1979.
- [90] Lilien, J.L., Kluser, C., "Efforts électrodynamiques dans les postes H.T."
 1. Génération d'éléments finis poutre et câble
 2. Programme de calcul des forces d'origine électromagnétique"
Univ. de Liège, Note interne 78/2, D/1978/0480/22, 1978.
- [91] Manuzio, C. "An investigation of forces on bundle conductor spacers under fault conditions", *IEEE on PAS, vol. 86, n°2*, pp. 166-184., 1967.
- [92] Metha, P.R., Swart, R.L., "Generalized formulation for electromagnetic forces on current carrying conductors", *IEEE Trans. on P.A.S. vol. PAS-86, n°2*, p. 155, février 1967.
- [93] Nicholls, "Aluminium conductors for overhead lines", *IEE n°9*, Septembre 1967.
- [94] Rolicz, P., Peterson, W., Rakowski, W., "Electromagnetic forces in three phase leads", *Electric Power Systems Research*, 2, pp. 171-178, 1979.

- [95] Roquet, A., "Efforts électrodynamiques dans les postes haute tension", *Univ. de Liège. Institut d'Electricité Montefiore, Travail de fin d'études*, juillet 1978.
- [96] Schaffer, G., "Forces électrodynamiques apparaissant dans les postes électriques lors de courts-circuits", *Revue Brown Boveri* 6/7, pp. 303-309, 1970.

CHAPITRE 3

Traitement numérique - Intégration temporelle (paragraphe 3.1 à 3.3)

- [97] Abramovitz, M., Stegun, I.A., "Handbook of mathematical functions", *Dover public., New York*, 1970.
- [98] Bathe, K.J., Wilson, E.L., "Stability and Accuracy analysis of direct integration methods", *Int. J. of Earthquake eng. and Structural Dynamics*, vol. 1, pp. 283-291, 1973.
- [99] Bathe, K.J., Ramm, E., Wilson, E.L., "Finite element formulations for large displacement and large strain analysis", *Int. J. of Num. Meth. Enging.* vol. 9, pp. 353-386, 1975.
- [100] Belytschko, T., Hughes, T.J.R., "Computational methods for transient analysis", à paraître.
- [101] Belytschko, T., Mullen, "Explicit integration of structural problems finite elements in non linear mechanics", vol. 2, *TAPIR, Trondheim*, 1978.
- [102] Belytschko T., Schoeberle, D.F., "On the unconditional stability of an implicit algorithm for non linear structural dynamics", *J. Appl. Mech.*, vol. 17, pp. 865-869, 1975.
- [103] Belytschko, T., Holmes, N., Mullen, R., "Explicit integration - Stability solution properties, cast", *Winter Meeting of ASME*, vol. 14, décembre 1975.
- [104] Cannon, R.H., "Dynamics of physical systems", *Mc Graw Hill, New York*, 1967.
- [105] Felippa, C.A., Park, K.C., "Direct time integration methods in non linear structural dynamics", *FENOMECH, ISD, Univ. Stuttgart*, Septembre 1978, ou *Comp. Meth. Appl. Mech. Eng.*, 17/18, pp. 277-313, 1979.
- [106] Gear, C.W., "Numerical initial value problems in ordinary differential equations", *Prentice Hall. Series in Automatic computation, New Jersey*, 1971.
- [107] Geradin, M., "A classification and discussion of integration operators for transient structural response", *AIAA, 12th Aérosp. Sc. Meeting, Washington, D.C.*, 1974.
- [108] Hilber, H.M., Hughes, T.J.R., Taylor, R.M., "Improved numerical dissipation for time integration algorithms in structural dynamic ", *Earthquake Eng. str. dyn.* 5, pp. 283-292, 1977.
- [109] Houbolt, J.C., "A recurrence matrix solution for the dynamic response of elastic aircraft", *J. of the Aéronaut. Sciences*, vol. 17, pp. 540-550, 1950.

- [110] Huck, A., "Méthodes numériques en réponse dynamique avec amortissement structural", *Thèse présentée à l'Université de Liège, Faculté des Sciences Appliquées*, 1977.
- [111] Hughes, T.J.R., "A note on the stability of Newmark's algorithm in non-linear structural dynamics", *Int. J. Num. Meth. Eng.* vol. 11 (2), pp. 383-386; 1977.
- [112] Hughes, T.J.R., "Stability, convergence and growth and decay of energy of the average acceleration method in non-linear structural dynamics", *computers and structures*, vol. 6, pp. 313-324, 1976.
- [113] Hughes, T.J.R., Caughey, T.K., Liu, W.K., "Finite element methods for non-linear elastodynamics which conserve energy", *J. App. Mech.* 45, pp. 366-370, 1978.
- [114] Key, S.W., "A finite element procedure for the large deformation dynamic response of axisymmetric solids", *Comp. Appl. Mech. Eng.*, 4, pp. 195-218, 1974.
- [115] Key, S.W., "Transient response by time integration : review of implicit and explicit operators", *Advanced structural dynamics Ed. J. DONEA, Appl. Sc. Publ. London*, pp. 71 à 95, 1980.
- [116] Kuo, B.C., "Discrete data control systems", *Prentice Hall, Electrical engineers series, New Jersey*, 1973.
- [117] Matthies, H., Strang, G., "The solution of non-linear finite element equations", *Int. J. Num. Meth. Eng. (IJNME)* 14, pp. 1613-1626, 1979.
- [118] Newmark, N.M., "A method of computation for structural dynamics", *Proc. ASCE. J. Eng. Mech. Div.* 85, pp. 67-94, 1959.
- [119] Oden, J.T., Frost, R.B., "Convergence accuracy and stability of finite element approximations for a class of non-linear hyperbolic equations", *Int. J. for Num. Meth. in Eng.*, vol. 6, pp. 357-365, 1973.
- [120] Park, K.C., "An improved stiffly stable method for direct integration of non-linear structural dynamics equations", *J. Appl. Mech.* 42, pp. 464-470, 1975.
- [121] Park, K.C., Underwood, P.G., "A variable step central difference method for structural dynamic analysis-Theoretical aspects (Part 1)", *Computer methods in applied mechanics and engineering* 22 (1980), pp. 241-258, 1980.
- [122] Park, K.C., "Evaluating time integration methods for non-linear dynamics analysis", *ASME, Winter Meeting, Houston*, Novembre 1979.
- [123] Ralston, A., "Relative stability in the numerical solution of ordinary differential equations", *SIAM Review*, vol. 7, pp. 114-125, 1965.

- [124] Stricklin, J.A., Haisler, W.E., Von Riesenmann, V.A., "Comments on non-linear transient structural dynamics"

Finite element analysis of transient non-linear structural behaviour, ASME, AMD - vol. 14, pp. 157-178, 1975.

- [125] Wilson, E.L., Farhoomand, I., Bathe, K.J., "Non-linear dynamic analysis of complex structures", *Earthquake Eng. str. Dyn.*, 1, pp. 241-252, 1973.

Traitement numérique

Remise à jour de la matrice d'itération (paragraphes 3.4 et 3.5)

- [126] Bathe, K.J., CIMENTO, A., "Some practical procedure for the solution of non-linear finite element applications", *Comp. Meth. in Appl. Mech. and Engng.*, pp. 59-85, 1980
- [127] Davidon, W., "Variable metric method for minimization", *Research and Development Report ANL-5990, US Atomic Energy Commission, Argonne National Laboratories - 1959*
- [128] Dennis, J.E., More, J.J., "Quasi-Newton methods, motivation and theory", *SIAM Review*, Vol. 19, n° 1, pp. 46-89, 1977
- [129] Fletcher, R., Freeman, "A Modified Newton Method for minimization", *Univ. of Dundee, Dept Mathematics, Numerical Analysis, Report 7, 1975*
- [130] Fletcher, R., Powell, M.J.D., "A rapidly convergent descent method for minimization", *Comp. Journal*, 6, pp.163-168, 1963
- [131] Gérardin, M., Hogge, M., Idelsohn, S., "Implicit finite element method", to appear in "Computational Methods for Transient Analysis" Eds. T. Belytschko, T. J.R. Hughes, North Holland Publ. Co., 1982
- [132] Gérardin, M., Hogge, M., "Quasi-Newton iteration in non-linear Structural Dynamics", *paper M 7/1, Int. Conf. Smirt-5, Berlin, Août 1979*
- [133] Gérardin, M., Hogge, M., Idelsohn, S., Laschet, G., Carnoy, E., Nysen, C., "Module d'analyse dynamique non-linéaire NLDYN : notice et exemples d'utilisation", *Rapport VF-40/1 du Laboratoire d'Aéronautique de l'Université de Liège, Mars 1980*
- [134] Gérardin, M., Idelsohn, S., Hogge, M., "Computational strategies for the solution of large non-linear problems via quasi-Newton methods", *Presented at Computational Methods in Nonlinear structural and Solid Mechanics, Washington U.S.A., Octobre 1980, ou Rapport VA-32 LTAS Université de Liège, 1980*
- [135] Gérardin, M., Idelsohn, S., Hogge, M., "Non-linear structural dynamics via Newton and quasi-Newton methods", *Nuclear Engineering and Design 00, North Holland Publ. Company, article n° Ned 523, 1980*

- [136] Goldfarb, D., "Extension of Davidon variable metric method to maximization under linear inequality and equality constraints", *Siam Jm* 17, pp. 739-764, 1969
- [137] Shanno, D.F., "Conditioning of Quasi-Newton method for function minimization", *MC* 24, pp. 647-656, 1970
- [138] Spedicato, E., "Quasi-Newton methods for non-linear unconstrained minimization : A Review", *Towards global optimization 2*, éd. L.C.W. Dixon et G.P. Szego, North Holland Publishing Company, cet article contient environ 150 références (bibliographie Quasi-Newton), 1978
- [139] Wolfe, M.A., "Numerical methods for unconstrained optimization", Published by van Nostrand Reinhold Company Ltd, (Int. student edition), New-York, 1978

Traitement numérique - Position de référence (paragraphe 3.6)

- [140] Gérardin, M., Lilien, J.L., "Calcul des efforts électrodynamiques dans les structures des postes à haute tension", *Laboratoire d'Aéronautique, Université de Liège Rapport VF-36*, 1978
- [141] Lehner, J.R., Batterman, S.C., "Static and dynamic finite deformation of cables using rate equations", *Comp. Meth. Appl. Mech. Eng.*, 2, pp. 349-366, 1973
- [142] Webster, R.L., "On the static analysis of structures with strong geometric non-linearity", *Comp. and Struct. Vol. 11*, pp. 137-145, Pergamon Press, Grande-Bretagne, 1980

Traitement numérique - Line search (paragraphe 3.7)

- [143] Bathe, K.J., Cimento, A., "Some practical procedure for the solution of non-linear finite element equations", *Comp. Meth. in Appl. Mech. and Enging.* 22, pp. 59-85, 1980
- [144] Gérardin, M., Idelsohn, S., Hogge, M., "Computational strategies for the solution of large non-linear problems via Quasi-Newton methods", *Laboratoire d'aéronautique, LTAS, Université de Liège, rapport VA-32*, 1980

Traitement numérique
Organisation générale du logiciel (paragraphe 3.8)

- [145] Irons, B.M., "A frontal solution program", *Int. J. Num. Meth. Eng.*, Vol. 2, pp. 5-32, 1970
- [146] Sander, G., "Méthode des éléments finis", *Cours 3ème cycle, Université de Liège, Laboratoire de Techniques Aéronautiques et Spatiales, Communications personnelles*, 1981

CHAPITRE 4

Vérifications expérimentales et quelques applications (paragraphe 4.1 à 4.4)

- [147] Atwood, A.T., Mills, M.H., Downs, D.I., Stone, H., "Dynamic behavior of a 200 kV dead end suspension bus during short-circuit", *AIEE Pas*, pp. 163-169, 1962
- [148] Bénistan, G., "Jeu de barres en câbles - Structure α ", *Note CIGRE 23-76/GT02/06-DTI*, Mai 1976
- [149] Bénistan, G., "Jeu de barres en câbles - Résultats des essais effectués par différents laboratoires", *Note CIGRE 23-77 /WG02/09-IWD*, 1977
- [150] Casale, J.P., Roussel, P., Guillot, J.P., "Etude des efforts électrodynamiques sur les portées tendues des postes H.T., programme CONEX", *Note EDF HMO 72/3088/JPC/PR/MC*, 1975
- [151] Cichon, C., Orkisz, J., "Application des superéléments en treillis tri-dimensionnels et de la condensation du système au calcul de la fréquence propre des vibrations des portiques", (en polonais, traduction Ulg) *Polska Akademia Nauk-Prace Komisji Mechaniki Stosowanej Mechanika 10*, 1979, disponible Service Construction Machines Electriques, 26 octobre 1979
- [152] Costello, G.A., Phillips, J.W., "Effective modulus of twisted wire cables", *Journal of the Engineering Mechanics Division (ASCE)*, pp. 171-181, Février 1976
- [153] Dienne, G., Robert, A., "Essais de court-circuit sur jeux de barres souples. Mesure et calcul des efforts et des déplacements", *Journée d'études du 11 mai 1981, SEE, Paris*, 1981
- [154] Gérardin, M., Hogge, M., Lilien, J.L., Roquet, A., "Etude du poste 150 kV de Bruegel avec mécanisme de tension à contrepoids. Tenue des jeux de barres aux courts-circuits", *Université de Liège, Laboratoire d'Aéronautique et Transport et Distribution de l'Energie Electrique*, Décembre 1979
- [155] Guyan, R.J., "Reduction of stiffness and mass matrix", *AIAA Journal*, 2,3, 1965
- [156] Lehman, W., "Mechanical effects of short-circuit currents in substations with flexible conductors compiled from the Laborelec test-structure", *Results of the Siemens calculation, note CIGRE 23-80/WG02/25-IWD*, Août 1980
- [157] Lehmann, W., Lilien, J.L., Orkisz, J., "Les conséquences mécaniques des courants de court-circuit dans les postes haute tension à conducteurs flexibles. Méthodes numériques - Approche informatique", *CIGRE session 1982 Rapport 23-08*, 1982 Publication recommandée par le CE CIGRE n° 23
- [158] Lilien, J.L., Gérardin, M., Pirotte, P., "Sollicitations électrodynamiques dans les postes lors de défauts", *Conférence canadienne sur les communications et l'énergie (IEEE Serv. Cent.) Montreal, Cat. n° 80, CH 1583-4*, pp. 192-195, Octobre 1980

- [159] Lilien, J.L., Kluser, C., "Efforts électrodynamiques dans les postes haute tension. 1. Génération d'éléments finis poutre et câble. 2. Programme de calcul des forces d'origine électromagnétique, *Université de Liège - Institut d'Electricité Montefiore, note interne 78/2, D/1978/0480/22, 1978*
- [160] Lilien, J.L., "Etude comparative du comportement au court-circuit d'un jeu de barres en câbles. Partim: description des données et discrétisation utilisée pour le calcul, *Université de Liège, Institut d'Electricité Montefiore, note interne I/1980/0480/10, 1980*
- [161] Lilien, J.L., "Etude comparative (expérimentale-numérique) du comportement au court-circuit d'un jeu de barres en câbles. Essais : Laborelec. Calculs: Université de Liège. Partim : le résultat du calcul et la comparaison expérimentale, *Université de Liège, Institut d'Electricité Montefiore, note interne D/1980/0480/11, 1980*
- [162] Lilien, J.L., "Poste de soutirage à 400 kV. Etude des efforts exercés sur les descentes en câbles en hypothèses électrodynamiques. Résultats des calculs 63 kA 0,5s configuration n° 2", *Rapport de calcul. Transport et Distribution de l'Energie Electrique, Université de Liège, 10 Juillet 1981, idem configuration 1, 19 Juin 1981*
- [163] Lilien, J.L., "Poste de soutirage à 400 kV. Etude des efforts exercés sur les descentes en câbles en hypothèses électrodynamiques. Résultats des calculs 63 kA 0,2s configuration 1", *Rapport de calcul. Transport et Distribution de l'Energie Electrique, Université de Liège, 2 rapports : 1er avril 1981, 5 mai 1981*
- [164] Lilien, J.L., "Etude comparative du comportement au court-circuit d'un jeu de barres en câbles avec hauban. Discrétisation, résultats du calcul et comparaison expérimentale", *Note interne D 1980/0480/14, 1980*
- [165] Lilien, J.L., "Proposition of structure for testing and calculating the electromagnetic forces on flexible conductors", *Note CIGRE 23-80/NGO2/08-IWD, 1980*
- [166] Lilien, J.L., "Comparaison between experimental and numerical results on flexible conductors", *document CIGRE 23-80/WG02/18-IWD, 1980*
- [167] Lilien, J.L., Pirotte, P., "Comportement électrodynamique des descentes sur postes en cas de défaut", *CIGRE Symposium 22-81, Stockholm, Rapport 112-09, 1981*
- [168] Lilien, J.L., "Comportement aux courts-circuits des jeux de barres tendus des postes à très haute tension - 1è partie : applications numériques et comparaisons expérimentales", *Conférence 11 mai 1981 à la Société des Electriciens et Electrotechniciens (SEE), Paris, 1981*

- [169] Robert, G., Hogge, M., Geradin, M., "Câble - Programme de calcul des efforts électrodynamiques dans les conducteurs souples à haute tension. Notice d'utilisation ", *Rapport VF-39 du Laboratoire d'Aéronautique, Université de Liège*, 1979
- [170] Robert, A., "Short-circuit tests on flexible bus-bars. Measurement and calculation of stresses and displacements", *Rapport LABORELEC 1-4500/001/E/JMC/AR*, 10 Décembre 1980, ou *Note CIGRE 23-21/WG02/17-IWD*, 1981
- [171] S.A.M.C.E.F., "Système d'analyse des milieux continus par éléments finis", *Manuels théoriques et d'utilisation - Laboratoire de techniques aéronautiques et spatiales, Université de Liège*, 1979
- [172] Weelen, M.L., "Postfac - Programme de traitement des fichiers d'archivage et de communication", *Université de Liège, Laboratoire d'aéronautique (LTAS) Rapport IF-27*, Février 1979

Méthode simplifiée et étude paramétrique (paragraphe 5.1 à 5.5)

- [173] Bënistan, G., Landin, I., Nartowski, Z., "Les effets mécaniques des courants de court-circuit dans les postes équipés de conducteurs flexibles. Balancement des conducteurs et choix des distances dans l'air", *document CIGRE 23-80/WG02/14-IWD*, 1980
- [174] Craig, D.B., Ford, G.L., "The response of strain bus to short circuit currents", *document CIGRE 23-79/WG02/09-IWD ou IEEE pas 99* (1980) pp. 434-442, Septembre 1979
- [175] Engel, B., "Mechanische Beanspruchung von Leiterseilen in Anlagen nach einem Kurzschluss", *Electrizitäts wirtschaft 78* (1979) pp. 186-189, 1979
- [176] Hosemann, G., Mathejczyk, Stein, N., "Short circuit forces in single and bundled conductors", *Note CIGRE 23-77/WG02/02-IWD*, April 1977
- [177] Lilien, J.L., "Calculations results on flexible conductors", *note CIGRE 23-80/WG02/4-IWD*, Mars 1980
- [178] Lilien, J.L., "The pendulum model - Equations and comparisons with numerical and experimental curves", *note CIGRE 23-81/WG02/11 - IWD*, 1981
- [179] Luongo, A., Rega, G., Vestroni, F., "Monofrequent oscillations of a non-linear model of a suspended cable", *Journal of Sound and Vibration, Vol. 82 (2)*, pp. 247-259, 1982
- [180] Manuzio, C., "An investigation of forces on bundle conductor spacers under fault conditions", *IEEE p. 166*, Février 1967, Vol. PAS-86, n° 2, 1967
- [181] VDE Regulations, "Recommandations of the rating of substations to withstand mechanical and thermal stresses caused by short-circuit current", *VDE 0022/1-64 § II.8 ou note CIGRE 23-73/WG02/05-IWD*, 1973
- [182] Zarebski, Z., "Proposition of structure for testing and calculating the electromagnetic forces in flexible conductors", *note CIGRE 23-79/WG02/12-IWD*, July 1979

CHAPITRE 6

Modèle réduit (paragraphe 6.1 à 6.5)

- [183] Cestmir, S., "Communications personnelles", *note technique traduite par M. Hyart, Université de Liège - Energovod Prague, 1980*
- [184] Dehousse, N.M., Arnould, R., "Les modèles réduits de structure en génie civil", *Dunod, 1971*
- [185] Higgs, "Electroanalogic methods - Part IV", *Appl. Mech. Review, 10, 8, pp. 331-335, 1957*
- [186] Hunziker, G., "Theorie gespannter Seile Schnellhöhe und Modellmechanik", *Dissertation der Eidg. Techn. Hochschule, Zürich, A.G. Gebr. Leemann und Co, Zürich 1942*
- [187] Möcks, "La danse des câbles", *conférence donnée à la S.R.B.E., Bruxelles, le 25 Avril 1972*
- [188] Schuring, D.J., "Scale models in engineering", *Edit. Pergamon Press-Oxford, 1977*
- [189] Swart, R.L., Mehta, P.R., "Discussion de l'article : An investigation of the forces on bundle conductor spacers under fault conditions de Manuzio", *IEEE Trans. on PAS, Vol. 86, n° 2, pp. 166-183, 1967*
- [190] Wait, J.R., "Electromagnetic scale modeling", *Golem Press, Boulder, 1971*

Faisceaux découplés (paragraphe 7.1 à 7.5)

- [191] Cahen, F., Pelissier, R., "L'emploi des conducteurs en faisceaux pour l'armement des lignes à très haute tension", *Bulletin de la Société Française des Electriciens*, tome 8, pp. 111-160, Mars 1948
- [192] Calvaer, A., "Forces agissant sur les conducteurs des lignes guidant des ondes transversales électromagnétiques", *C.R. Acad. Sc. Paris*, t. 280, série B, pp. 757-760, 23 Juin 1975
- [193] Couvreur, M., Dienne, G., "Note relative au galloping des conducteurs des lignes aériennes", *LABORELEC Section 1 - Réf. 1 - GD/yw* du 25 Janvier 1977
- [194] Havard, D.G., "Displacement of bundled conductors due to combined electromagnetic and gravitational forces", *Ontario - Hydro Research division report. Rapport 76-8-H*, Janvier 1976, ou *Note CORECH 81-35*, 1981
- [195] "IEEE Symposium on mechanical oscillations of overhead conductors", *Summer meeting, July 15, Report : 79TH0064-6-FWR(15 rapports)*, 1979
- [196] Jasicki, Z., "Hunting of generators due to varying reactance of overhead line bundle conductors", *CIGRE, Paris 1974, rapport 32-08 (version originale)*, 1974
- [197] Kashimura, Watanabe, Ishikawa, Yabe, Utsumi "Spacer intervals of bundle conductors determined by electromagnetic force due to load-current", *Dainichi-Nippon cables rev. (Japan)*, n° 55, pp. 31-39, 1973
- [198] Leppers, P.H., Brand, H., Couvreur, M., "Maitrise du galop des faisceaux de conducteurs de section moyenne par la suppression des entretoises ou par des moyens similaires", *CIGRE, session 1978, rapport 22-09, Paris*, 1978
- [199] Leppers, P.H., Lilien, J.L., "Le comportement des faisceaux découplés. Surintensités provoquant le contact et courant de séparation", *Communications techniques ELECTRA n° 81*, pp. 91-115, Mars 1982. Publication recommandée par le CE CIGRE n° 22.
- [200] Munakata, Yoshida, "Determination of spacer intervals in quadruple conductor transmission line", *Sumitomo electric technique, rev. n° 3*, pp. 9-15, 1963
- [201] Owens, R.J., "Calculation of forces of attraction between bundled conductors", *Electric light and power*, nov. 15, pp. 124-129, 1959
- [202] Rollins, R.M., "Kissing conductors cause problems", *Electrical World*, pp. 92, 93, nov. 15, 1979
- [203] Yamazaki, Tsujimoto, Munakata, "On the desing of double conductor transmission lines of vertical configuration", *écrit en Japonais*

Les références suivantes sont relatives aux faisceaux de conducteurs (abordés à l'annexe 2)

- [204] ASEA, "Dynamic forces from multiple conductors as measured during full scale short-circuit tests", *ASEA Information n° JK/030008 E*, 1977
- [205] Alexandrov, "Theory of bundle conductors", *IEEE Trans.on PAS Vol. PAS-88, n° 6, pp. 932-936*, 1969
- [206] Awad, M.B., "Influence of short-circuit currents on HV and EHV strain bus design", *IEEE Trans.on PAS, Vol. 99, n° 2*, Mars 1980
- [207] Champa, Plungas, Monetti, "The effect of spacers in reducing conductor motion", *IEEE PES Summer Meeting 1977, Paper A 77 765-1*
- [208] CIGRE, "Mechanical effects of high short-circuit currents in substations", *note CIGRE 23-74/WG02/16-IWD*, Octobre 1974
- [209] Craig, D.B., Ford, G.L., "The response of strain bus to short circuit current", *document CIGRE 23-79/WG02/09-IWD*, 1979, ou *IEEE PAS 99, pp. 434-442*, 1980
- [210] Dalle, B., "Etude du pincement d'un faisceau de sous-conducteurs d'une portée de ligne lors d'un court-circuit", *note E.D.F. HM 72/04203/BD/MC*, Mai 1979
- [211] GECOLI - Cahier des charges pour entretoises, "Lignes 380 kV (2ème terne) Grâmmes-Courcelles - Courcelles-Gouy et liaison 150 kV de Gouy", Février 1979-
- [212] Guillot, J.P., "Efforts électrodynamiques sur les portées des postes haute tension. Résultats expérimentaux", *E.D.F. Note HM 72/2796 ou Note CIGRE 23-74/GT02/05-DTI*, Mars 1974
- [213] Hoshino, "Estimate of forces exerted against spacers when faulty conditions occurs", *IEEE, p.1475*, Sept. 1970
- [214] Jdrzejzyk, Roguska, Zarebski, "Calcul des efforts dans les conducteurs flexibles pendant les défauts", *Biuletyn Instytutu Energetyki, n° 718, pp. 61-64*, 1974
- [215] Johannet, Dalle, B., "Lignes aériennes. Calcul des chutes de tension, échauffements et efforts électrodynamiques en cas de court-circuit", *Techniques de l'ingénieur, D 673, pp. 1-20*, Décembre 1979
- [216] Jankosz, "Investigations of electrodynamic forces on EHV substation arrangements with flexible conductors", *note CIGRE 23-76/WG02/8-IWD*, 1976
- [217] Lemmens, P., "Efforts électrodynamiques dans les faisceaux", *Travail de fin d'études, Université de Liège, Institut d'Electricité Montefiore - Liège*, 1979
- [218] Ludwig, G., "Determination of short current effects in bundle conductors", *note CIGRE 23-78/WG02/10-IWD*, Avril 1980

- [219] Manuzio, C., "An investigation of forces on bundle conductor spacers under fault conditions", *IEEE on PAS*, Vol. 86, n° 2, pp. 186-184, 1967
- [220] Modzianowski, Waszczyszyn, "Dynamical analysis of EHV substations with multicable bundles, at short circuits current", *Department of the Institute of structural mechanics. Technical university in Cracow, Part. I-VIII*, 1977-1980
- [221] Möcks, "Die Tielfeldlänge in Bündelleitern", *Hauszeitschrift der firma Richard Bergner Elektro-Armaturen Swabach*, 1968
- [222] Nigol, Clarke, Haward, "Torsional Stability of bundle conductors", *Ontario hydro research division, IEEE Vol. PAS-96, n° 5*, Septembre/Octobre 1977
- [223] Olszowski, Orkisz, Waszczyszyn, "Calculation of mechanical effects in EHV outdoor substations at short-circuit currents", *note CIGRE 23-76/WG02/10-IWD*, 1976
- [224] Palante, G., "Enquête sur les effets thermiques et dynamiques des forts courants de court-circuit dans les postes à haute tension", *Electra n° 4*, pp. 44 à 69, Mars 1968
- [225] Prest, Rissone, "Bundle conductors on grid lines in England and Wales", *IEE*, p. 1873, Décembre 1967
- [226] Rawlins, C.B., "Extended analysis of wake induced oscillation of bundled conductors", *IEEE, Vol. PAS-96, n° 5*, Septembre/Octobre 1977
- [227] Retallack, Fry, Popeck, "Bundle conductor spacer", *IEEE*, p. 646, Octobre 1963
- [228] Rosière, "Modification des caractéristiques linéiques des lignes en faisceau lors des courts-circuits", *Université de Liège, Institut d'Electricité Montefiore. Travail de fin d'études*, Juin 1974
- [229] Ruhlman, Eucker, Swart, "Electrodynamic studies of bundled conductor spacers", *IEEE*, p. 750, Octobre 1963
- [230] Serizawa, "Mechanical characteristic of a dead end suspension double conductors bus during short-circuit", *note CIGRE 23-75/WG02/20 IWD*, 1975
- [231] Stein, N., Herrmann, "Mechanische Kurzschlussbeanspruchungen an Bündelleiternordnungen in Hochspannungsanlagen", *F.G.H. (Forschungs-Gemeinschaft für Hochspannungs und Hochstrom technik E.V.) 121-2/15-78*, Mars 1978
- [232] Takei, Hayashi, Sato, "Quelques problèmes sur les caractéristiques mécaniques et les méthodes de tirage des conducteurs en faisceaux", *CIGRE, Vol. 202*, 1960
- [233] Van Hamel, "De Hogspanningslijnen van het Nederlandse 380 kV-koppelnet", *SRBE, Vol. 7, n° 3*, 1972
- [234] Zetterholm, "Investigations concernant les conducteurs jumelés", *CIGRE, Vol. 410, p. 34*, 1950

