



Développements apportés au logiciel LBR-5

Fondements théoriques

ANAST UNIVERSITE DE LIEGE

LIEGE

JUIN 2007

AUTEUR :	THOMAS RICHIR	JUIN 2007
MISE A JOUR – VERSION 1 :	22 JUIN 2007	



TABLE DES MATIERES

1. Récapitulatif développements LBR-5 depuis 2003	3
2. Elément « double-coque »	4
2.1. Approche « Forces »	5
2.2. Approche « Déplacements »	7
2.3. Calcul des contraintes (σ_y , τ_{yz}) dans les cloisons transversales de double-coque	8
2.4. Observations	9
3. Prise en compte des coefficients de participation	10
4. Restrictions IT DCN : flambement en compression	12
4.1. Raidisseurs	12
4.2. Maille de tôle	12
5. Module « Beam Theory »	13
5.1. Calcul des contraintes normales dues à la flexion	13
5.2. Calcul des contraintes de cisaillement dues à l'effort tranchant	13
5.3. Prise en compte des coefficients de participation	15
6. Restrictions IACS pour la résistance d'ensemble	16
6.1. Flexion	16
6.2. Cisaillement	16
7. Restrictions IACS pour le flambement	17
7.1. Flambement en compression	17
7.1.1. Contrainte élastique de flambement des bordés	17
7.1.2. Contrainte élastique de flambement des raidisseurs longitudinaux	17
7.1.3. Contrainte critique de flambement	19
7.1.4. Critère de dimensionnement	19
7.2. Flambement en cisaillement	20
7.2.1. Contrainte élastique	20
7.2.2. Contrainte critique	20
7.2.3. Contrainte appliquée	20
7.2.4. Critère de dimensionnement	20
8. Vérification de la résistance élastique des lisses (BV)	21
8.1. Contrainte normale due à la pression latérale	21
8.2. Critère de vérification	21
9. Epaisseur minimum des tôles (BV)	22
10. Moment d'inertie et axe neutre effectifs	23
11. Optimisation multi critères	24
ANNEXE 1 : Architecture du logiciel LBR-5	25
ANNEXE 2 : Structure du fichier .txt généré par LBR-5 GUI	26
ANNEXE 3 : Schéma d'analyse d'une structure double-coque	27

1. RECAPITULATIF DEVELOPPEMENTS LBR-5 DEPUIS 2003

Tableau 1 : Développements depuis 2003

LBR-5	
LBR-4 (équ. diff. plaques raidies)	NEW Beam theory (théorie poutre)
<ul style="list-style-type: none"> • Élément « épontille » ^{(1) (2)} • Rotules élastiques en $x = 0$ et $x = L$ ⁽³⁾ • Élément « double-coque » • Prise en compte coeff. participation ⁽²⁾ • Restrictions IT DCN pour la résistance au flambement des tôles et des raidisseurs en compression ⁽²⁾ • Coûts de redressement ⁽⁴⁾ • + modifications et corrections apportées par Frédéric ⁽²⁾ 	<ul style="list-style-type: none"> • Coefficient de matériau k ⁽²⁾ • Application d'un effort tranchant de la poutre-navire ⁽²⁾ • Restrictions IACS pour la résistance à la flexion et au cisaillement de la poutre-navire ⁽²⁾ • Restrictions IACS pour la résistance au flambement des tôles et des raidisseurs en compression et en cisaillement ⁽²⁾ • Restrictions BV pour la résistance à la flexion des lisses ⁽²⁾
<ul style="list-style-type: none"> • ECRITURE DU FICHIER .txt DE DONNEES VIA L'INTERFACE GRAPHIQUE ⁽⁵⁾ • Epaisseurs de corrosion ^{(2) (6)} • Epaisseur minimale des tôles (restriction géométrique) en fonction d'un code de position (critère BV) ⁽²⁾ • Restrictions globales ⁽²⁾ <ul style="list-style-type: none"> ○ Moment d'inertie minimum ○ Module de résistance minimum ○ Poids maximum ○ Coût maximum (cost lbr-5 ou costcat) • Fonction objectif moment d'inertie ⁽²⁾ • Optimisation multi-critères • Optimisation discrète (en cours) ⁽⁷⁾ • Optimisation de forme et de topologie ⁽⁸⁾ 	

(1) Développements apportés par Judith.

(2) Disponible dans version dynamique (Luc et Amirouche).

(3) Voir thèse de doctorat de Philippe Rigo, 3^{ème} Partie « Extension du logiciel des bordages raidis à des structures ayant des conditions d'appui particulières ».

(4) Développements apportés par Catalin et Judith, **à valider dans dernière version.**

(5) Mise au point par Eugen et Bogdan.

(6) Développements apportés par Nicolas.

(7) Sujet de recherche de Maud.

(8) Voir "Optimization of a Rolling Floating Lock Gate for the Antwerp Port", Richir et al., ICCBEXI'06 + outil GAG (Luc et Amirouche)

2. ELEMENT « DOUBLE-COQUE »¹

L'élément de base de LBR-5 (Figure 1) est un panneau raidi par deux lits de nervures (raidisseurs et cadres) pour lequel le comportement est régi par des équations différentielles bien connues (Donnell, Von Karman et Jenkins). Ces équations peuvent être résolues en utilisant des développements en série de Fourier. Les sensibilités (dérivées par rapport aux variables de conception) de la fonction « objectif » et des différentes restrictions définissant le problème d'optimisation peuvent alors être obtenues analytiquement, ce qui constitue l'atout majeur du logiciel LBR-5.

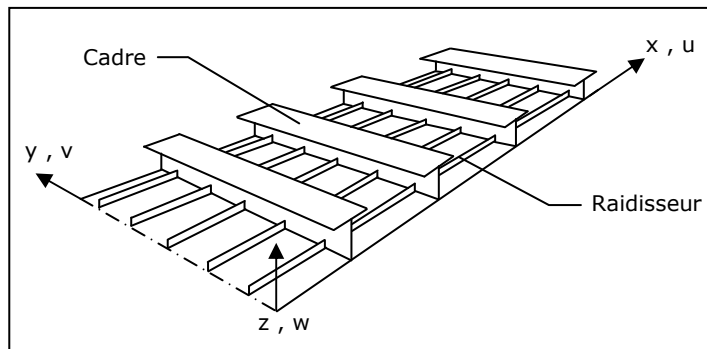


Figure 1 : Élément « panneau raidi » de LBR-5

Afin de conserver cet avantage, on utilise toujours l'élément « panneau raidi » pour modéliser les structures à double-coque. Si on appelle élément « double-coque » (Figure 2) l'association de deux panneaux raidis parallèles, de même largeur et joints par des cloisons transversales, la procédure envisagée pour prendre en compte les éléments « double-coque » dans l'analyse structurelle est la suivante :

- chaque élément « double-coque » est divisé en deux éléments « panneau raidi » dont les cadres transversaux présentent une hauteur d'âme égale à la moitié de celle des cloisons transversales ;
- des charges additionnelles sont appliquées à chacun des deux éléments « panneau raidi » afin de conserver le comportement monolithique de l'élément « double-coque ».

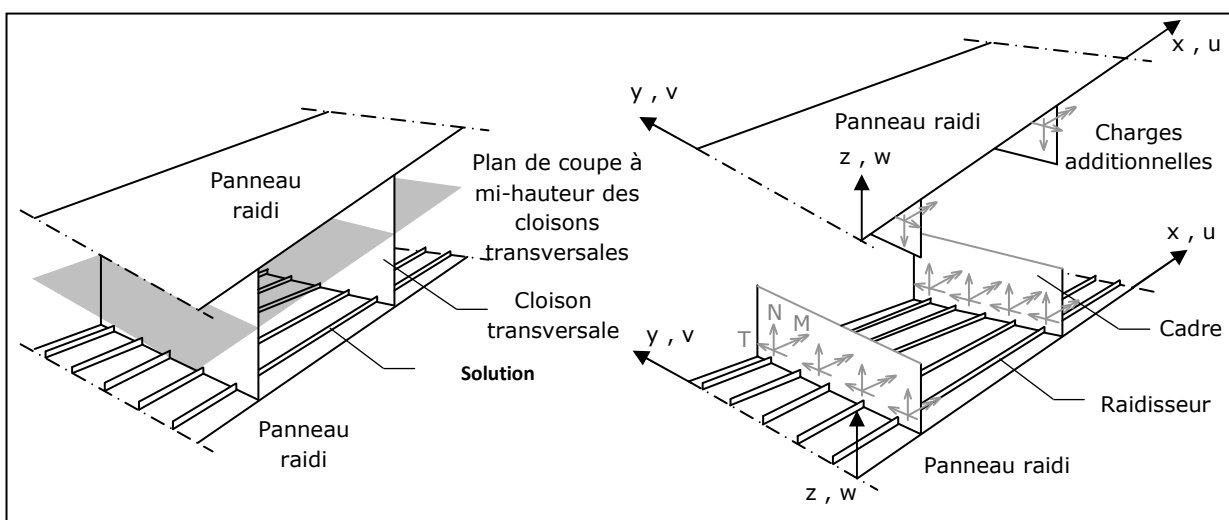


Figure 2 : Élément « double-coque » de LBR-5

¹ "Scantling Optimization of Double-Hull Structures to Minimize their Production Cost", Richir et al., IMDC'06

On considère des polynômes de degré 2 (allure parabolique) pour exprimer l'allure des charges additionnelles N , T et M en fonction de y (Equ. 1). Pour l'élément « panneau raidi » k , on écrit :

$$\begin{aligned} N^k &= \sum_{i=1}^3 n_{ik} N_i = \sum_{i=1}^3 n_{ik} 1000 y^{i-1} \\ T^k &= \sum_{i=1}^3 t_{ik} T_i = \sum_{i=1}^3 t_{ik} 1000 y^{i-1} \\ M^k &= \sum_{i=1}^3 m_{ik} M_i = \sum_{i=1}^3 m_{ik} 1000 y^{i-1} \end{aligned} \quad [1]$$

On peut ainsi introduire 9 charges unitaires de base N_i , T_i et M_i (avec $i = 1, 3$) que l'on appliquera séparément à chacun des éléments « panneau raidi » d'un élément « double-coque » (Figure 3).

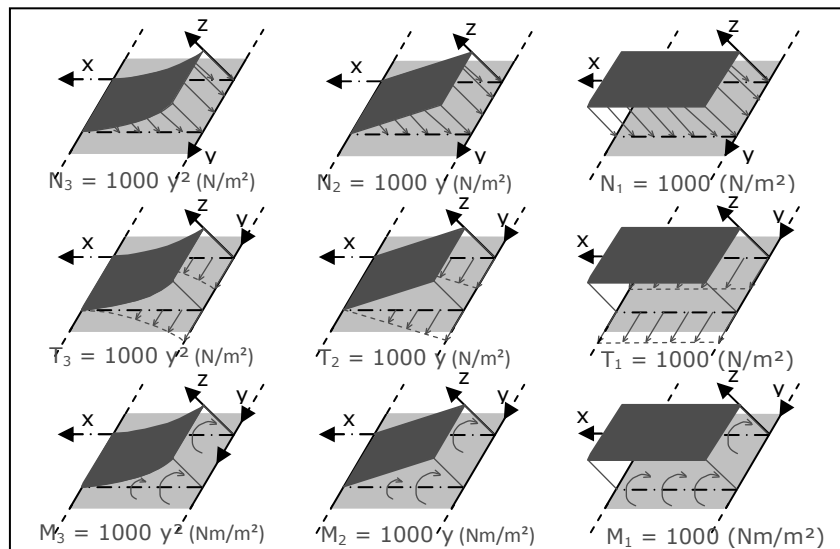


Figure 3 : Charges unitaires de base

Le problème consiste alors à déterminer la valeur de chacun des coefficients multiplicatifs n_{ik} , t_{ik} et m_{ik} (avec $i = 1, 3$) multipliant chacune des charges unitaires de base N_i , T_i et M_i (avec $i = 1, 3$) dans les équations 1. Deux approches ont été envisagées :

2.1. Type « Forces »

Pour l'élément « double-coque » j ($j = 1, N$), on peut écrire, en $x = L/2$:

- La charge additionnelle, N^{2j-1} , appliquée à l'élément « panneau raidi » $2j-1$ de l'élément « double-coque » j est égale à la moitié de la charge extérieure appliquée à l'élément « double-coque » j (Figure 4) :

$$n_{3\ 2j-1} y^2 + n_{2\ 2j-1} y + n_{1\ 2j-1} = 0,5 \{ (XI_{2j-1} - XI_{2j}) + [(XF_{2j-1} - XF_{2j}) - (XI_{2j-1} - XI_{2j})] / b_j \cdot y \} \quad [2]$$

avec b_s largeur de l'élément « double-coque » s

XI_k charge extérieure appliquée au nœud de départ de l'élément « panneau raidi » k

XF_k charge extérieure appliquée au nœud d'arrivée de l'élément « panneau raidi » k

où $y = 0, b_j/2$ et b_j (soit 3 équations)

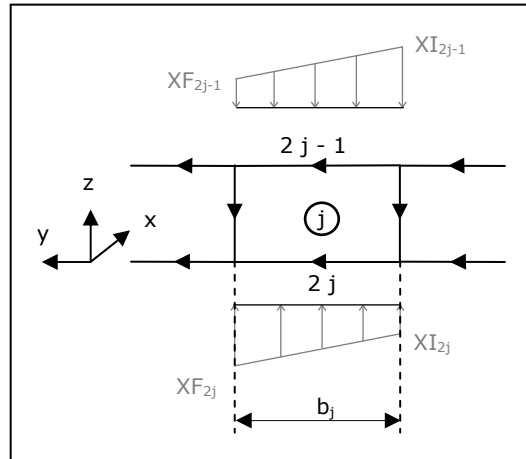


Figure 4 : Charge extérieure appliquée à l'élément « double-coque » j

- La charge additionnelle, T^{2j-1} , appliquée à l'élément « panneau raidi » $2j-1$ de l'élément « double-coque » j est égale à l'effort rasant à mi-hauteur des cloisons transversales, sous les charges unitaires de base N_i , T_i et M_i ($i = 1, 3$) appliquées séparément à chacun des $2N$ éléments « panneau raidi » appartenant aux éléments « double-coque » et sous la charge extérieure :

NB : L'effort rasant (effort empêchant le « glissement ») à mi-hauteur des cloisons transversales est égal à la contrainte de cisaillement à cet endroit multipliée par l'épaisseur de ces cloisons (Figure 5) :

$$R = \tau_{yz} \cdot e = Q_y \cdot S_{xx} / I_{xx}$$

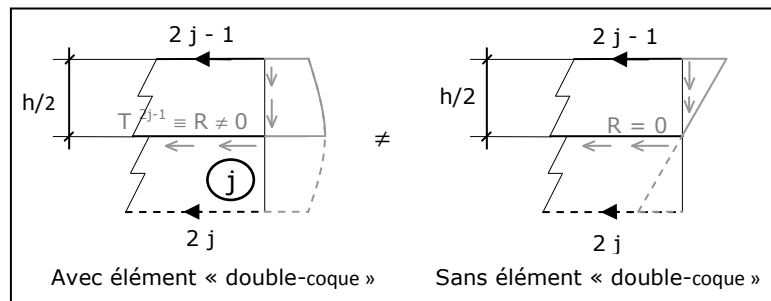


Figure 5 : Effort rasant à mi-hauteur des cloisons transversales

$$\begin{aligned} & t_{3 \ 2j-1} \cdot y^2 + t_{2 \ 2j-1} \cdot y + t_{1 \ 2j-1} = \\ & - \left\{ \sum_{i=1}^{2N} [n_{1i} \cdot Q_{y,N1i, \ 2j-1}(y) + \dots + m_{3i} \cdot Q_{y,M3i, \ 2j-1}(y)] + Q_{y,ext, \ 2j-1}(y) \right. \\ & \left. + \sum_{i=1}^{2N} [n_{1i} \cdot Q_{y,N1i, \ 2j}(y) + \dots + m_{3i} \cdot Q_{y,M3i, \ 2j}(y)] + Q_{y,ext, \ 2j}(y) \right\} \cdot S_{xx, \ j} / I_{xx, \ j} \end{aligned} \quad [3]$$

avec $Q_{y, \ k}$ résultante des contraintes de cisaillement $\tau_{yz, \ k}$ sur la hauteur de l'élément « panneau raidi » k ; la résultante totale sur l'élément « double-coque » s est égale aux résultantes des contraintes de cisaillement sur l'élément « panneau raidi » supérieur $2s-1$ et inférieur $2s$: $Q_y = Q_{y, \ 2s-1} + Q_{y, \ 2s}$

$S_{xx, \ s}$ moment statique de l'élément « panneau raidi » $2s-1$ de l'élément « double-coque » s par rapport à l'axe de direction x passant par l'axe neutre de l'élément « double-coque » s

$I_{xx, s}$ inertie des éléments « panneau raidi » $2s - 1$ et $2s$ de l'élément « double-coque » s par rapport à l'axe de direction x passant par l'axe neutre de l'élément « double-coque » s

où $y = 0, b_j/2$ et b_j (soit 3 équations)

- Equilibres entre les charges additionnelles N_i, T_i et M_i appliquées aux éléments « panneau raidi » $2j-1$ et $2j$ de l'élément « double-coque » j :

$$n_{i \ 2j-1} = -n_{i \ 2j} \quad i = 1, 3 \quad (\text{Equilibre vertical}) \quad [4]$$

$$t_{i \ 2j-1} = -t_{i \ 2j} \quad i = 1, 3 \quad (\text{Equilibre horizontal}) \quad [5]$$

$$m_{i \ 2j-1} = t_{i \ 2j-1} \cdot h/2 \quad i = 1, 3 \quad (\text{Equilibre en rotation locale}) \quad [6]$$

La charge additionnelle M dépend explicitement de la charge additionnelle T et de son excentrement $h/2$ (Figure 6).

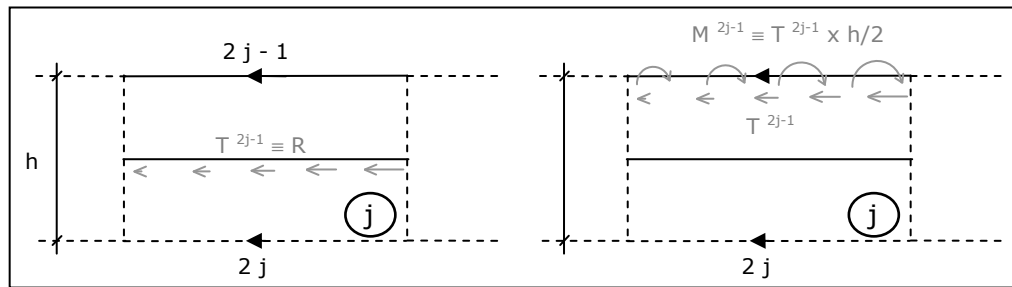


Figure 6 : Relation entre les charges additionnelles T et M

$$m_{i \ 2j-1} = m_{i \ 2j} \quad i = 1, 3 \quad (\text{Equilibre en rotation globale}) \quad [7]$$

Soit un système de 18 N équations à 18 N inconnues (n_{ij}, t_{ij} et m_{ij}) pour N éléments « double-coque ».

2.2. Type « Déplacements »

Pour l'élément « double-coque » j ($j = 1, N$), on peut écrire, en $x = L/2$:

- Egalité des déplacements w (Figure 7) entre les éléments « panneau raidi » $2j-1$ et $2j$ de l'élément « double-coque » j :

$$\sum_{i=1}^{2N} [n_{1i} \cdot w_{N1i, \ 2j-1}(y) + \dots + m_{3i} \cdot w_{M3i, \ 2j-1}(y)] + w_{\text{ext}, \ 2j-1}(y) = \sum_{i=1}^{2N} [n_{1i} \cdot w_{N1i, \ 2j}(y) + \dots + m_{3i} \cdot w_{M3i, \ 2j}(y)] + w_{\text{ext}, \ 2j}(y) \quad [8]$$

avec $w_{N1i, k}(y), \dots, w_{M3i, k}(y)$ déplacements suivant z à l'abscisse y de l'élément « panneau raidi » k sous les charges unitaires de base N_i, T_i et M_i ($i = 1, 3$) appliquées séparément à chacun des $2N$ éléments « panneau raidi » appartenant aux éléments « double-coque »

$w_{ext,k}(y)$ déplacement suivant z à l'abscisse y de l'élément « panneau raidi » k sous la charge extérieure

où $y = 1/6 b_j, 3/6 b_j$ et $5/6 b_j$ (soit 3 équations)

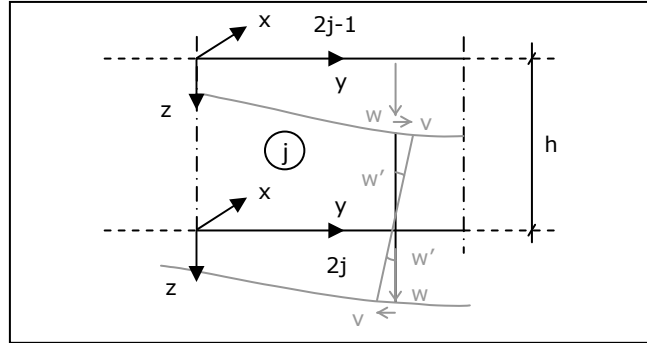


Figure 7 : Compatibilité des déplacements entre les éléments « panneau raidi » de l'élément « double-coque » j

- Egalité des déplacements v (Figure 7) à l'axe neutre de l'élément « double-coque » j entre les éléments « panneau raidi » $2j-1$ et $2j$:

$$\begin{aligned} & \sum_{i=1}^{2N} [n_{1i} \cdot v_{N1i, 2j-1}(y) + \dots + m_{3i} \cdot v_{M3i, 2j-1}(y)] + v_{ext, 2j-1}(y) - \\ & \left\{ \sum_{i=1}^{2N} [n_{1i} \cdot w'_{N1i, 2j-1}(y) + \dots + m_{3i} \cdot w'_{M3i, 2j-1}(y)] + w'_{ext, 2j-1}(y) \right\} \cdot z_{an, 2j-1} = \\ & \sum_{i=1}^{2N} [n_{1i} \cdot v_{N1i, 2j}(y) + \dots + m_{3i} \cdot v_{M3i, 2j}(y)] + v_{ext, 2j}(y) - \\ & \left\{ \sum_{i=1}^{2N} [n_{1i} \cdot w'_{N1i, 2j}(y) + \dots + m_{3i} \cdot w'_{M3i, 2j}(y)] + w'_{ext, 2j}(y) \right\} \cdot (-z_{an, 2j}) \end{aligned} \quad [9]$$

avec $z_{an,k}$ distance entre la mi-épaisseur de la tôle de l'élément « panneau raidi » k et l'axe neutre de l'élément « double-coque » correspondant

$$w' = dw/dx$$

où $y = 1/6 b_j, 3/6 b_j$ et $5/6 b_j$ (soit 3 équations)

- Equilibres entre les charges additionnelles N_i, T_i et M_i appliquées aux éléments « panneau raidi » $2j-1$ et $2j$ de l'élément « double-coque » j : équations 4 à 7

Soit un système de 18 N équations à 18 N inconnues (n_{ij}, t_{ij} et m_{ij}) pour N éléments « double-coque ».

2.3. Calcul des contraintes (σ_y, τ_{yz}) dans les cloisons transversales de double-coque

Afin de déterminer les contraintes (σ_y, τ_{yz}) dans les voiles transversaux et d'y imposer des restrictions structurelles, on procède de la façon suivante :

- Calcul des éléments de réduction N_y, M_y et Q_y dans chaque élément « double-coque ».

Pour l'élément « double-coque » j, on a ainsi (Figure 7):

$$\begin{aligned} N_{y,tot,j} &= N_{y,2j-1} + N_{y,2j} \\ M_{y,tot,j} &= M_{y,2j-1} + M_{y,2j} + N_{y,2j-1} \cdot h/2 - N_{y,2j} \cdot h/2 \\ Q_{y,tot,j} &= Q_{y,2j-1} + Q_{y,2j} \end{aligned} \quad [10]$$

avec $Q_{y,k}$ résultante des contraintes de cisaillement $\tau_{yz,k}$ sur la hauteur de l'élément « panneau raidi » k, fournie par l'analyse structurelle réalisée par LBR-5 en tenant compte de la présence d'éléments « double-coque » (§2.1. ou §2.2.).

$N_{y,k}$ résultante des contraintes normales $\sigma_{y,k}$ sur la hauteur de l'élément « panneau raidi » k, fournie par l'analyse structurelle réalisée par LBR-5 en tenant compte de la présence d'éléments « double-coque » (§2.1. ou §2.2.).

$M_{y,k}$ = $N_{y,k}$ multiplié par la distance entre l'axe neutre de l'élément « panneau raidi » k et la mi-épaisseur de la tôle de ce même élément.

- Calcul des contraintes (σ_y , τ_{yz}) en utilisant la théorie élémentaire de la poutre, à savoir :

$$\begin{aligned} \tau_{yz,j} &= Q_{y,tot,j} \cdot S_{xx,j}(z_{2j}) / (t_{voile,j} \cdot I_{xx,j}) \\ \sigma_{y,j} &= N_{y,tot,j} / A_{xx,j} + (M_{y,tot,j} + N_{y,tot,j} \cdot (h/2 - z_{an,2j})) \cdot (z_{2j} - z_{an,2j}) / I_{xx,j} \end{aligned} \quad [11]$$

avec $z_{an,k}$ distance entre la mi-épaisseur de la tôle de l'élément « panneau raidi » k et l'axe neutre de l'élément « double-coque » correspondant.

z_k distance entre la mi-épaisseur de la tôle de l'élément « panneau raidi » k et un point d'analyse suivant la hauteur de l'élément « double-coque » correspondant.

$S_{xx,s}(z_k)$ moment statique de l'élément « double-coque » s à la position z, par rapport à l'axe neutre de l'élément.

$t_{voile,s}$ épaisseur du voile transversal de l'élément « double-coque » s

$I_{xx,s}$ inertie des éléments « panneau raidi » 2s - 1 et 2s de l'élément « double-coque » s par rapport à l'axe de direction x passant par l'axe neutre de l'élément « double-coque » s.

$A_{xx,s}$ aire des éléments « panneau raidi » 2s - 1 et 2s de l'élément « double-coque » s.

2.4. Observations

Sur base des tests réalisés avec les deux approches (§2.1. et §2.2.), on en arrive aux observations (attendues) suivantes :

Tableau 2 : Comparaison approches « forces » et « déplacements »

	Approche « forces » (§2.1.)	Approche « déplacements » (§2.2.)
Déformations	Peu satisfaisant	Très satisfaisant
Contraintes	Très satisfaisant	Peu satisfaisant

Etant donné que la plupart des restrictions structurelles de LBR-5 ont trait aux contraintes et non aux déformations, on privilégiera l'approche « forces » pour la prise en compte de l'élément « double-coque » dans l'analyse structurelle de LBR-5.

3. PRISE EN COMPTE DES COEFFICIENTS DE PARTICIPATION

La méthode de calcul des contraintes LBR-4 se base sur la résolution analytique des équations différentielles des plaques raidies grâce à l'emploi de développements en série de Fourier. Les coefficients de participation n'interviennent pas directement dans la détermination des contraintes mais ils sont pris en compte dans la distribution d'efforts axiaux appliqués aux éléments du modèle LBR-5 suite à l'introduction de moments d'extrémité (Figure 8).

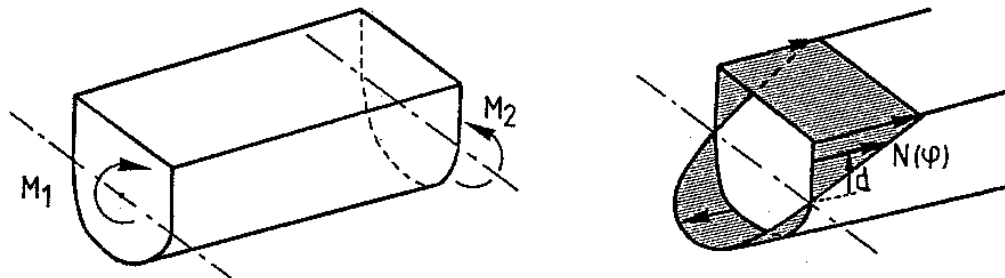


Figure 8 : Application de moments aux extrémités du modèle LBR-5

La procédure pour calculer cette distribution d'efforts axiaux en tenant compte des coefficients de participation est la suivante :

- Calcul des charges axiales $F_{e,i}$ en deux points ($i = 1, 2$) d'un élément par la formule :

$$F_{e,i} = \frac{M_s + M_w}{I_n} y_i \cdot t_e \cdot 10^5 \quad \text{kN/m} \quad [12]$$

où

M_s = moment de flexion en eau calme, en kNm

M_w = moment de flexion de houle, en kNm

y_i = distance verticale entre l'axe neutre et le point considéré, en m

I_n = moment d'inertie net de la poutre navire, en cm^4

t_e = épaisseur moyenne de l'élément (tôle + raidisseurs longitudinaux)

- La distribution des efforts axiaux est constante sur un élément horizontal et linéaire sur tout autre élément. Son expression se détermine donc aisément sur base des deux valeurs $F_{e,i}$ calculées par élément.
- Multiplication des charges axiales d'un élément par son coefficient de participation.
- Calcul, pour toute la structure, de la résultante axiale N_{tot}
- Modification de la position de l'axe neutre
- Retour à la première étape avec la nouvelle position de l'axe neutre (processus itératif)
- Sortie du processus itératif lorsque la résultante axiale $N_{\text{tot}} = 0$
- Calcul, pour toute la structure, du moment résultant M_{tot}
- Multiplication des charges axiales par le rapport $\frac{M_s + M_w}{M_{\text{tot}}}$ si bien que le moment résultant final est égal à $M_s + M_w$ tandis que la résultante axiale reste nulle.

NB : Les charges appliquées au modèle LBR-5 sont développées en séries de Fourier. L'emploi d'une série de cosinus ($\cos \lambda x$ avec $\lambda = n\pi x/L$, n indice du terme de la série et L longueur du modèle) s'impose pour le développement des efforts axiaux résultant de l'application de moments étant donné leur valeur non nulle aux extrémités du modèle.

Vu que l'intégrale $\int_0^L \cos \lambda x \, dx = 0$, il est impossible de développer en série de cosinus un chargement non symétrique par rapport à $x = L/2$. On ne peut donc pas appliquer deux moments d'extrémité différents, en particulier opposés, au modèle LBR-5. A titre d'exemple, le développement en série de Fourier d'efforts axiaux égaux et opposés, d'une intensité de 250 kN/m, est donné à la Figure 9.

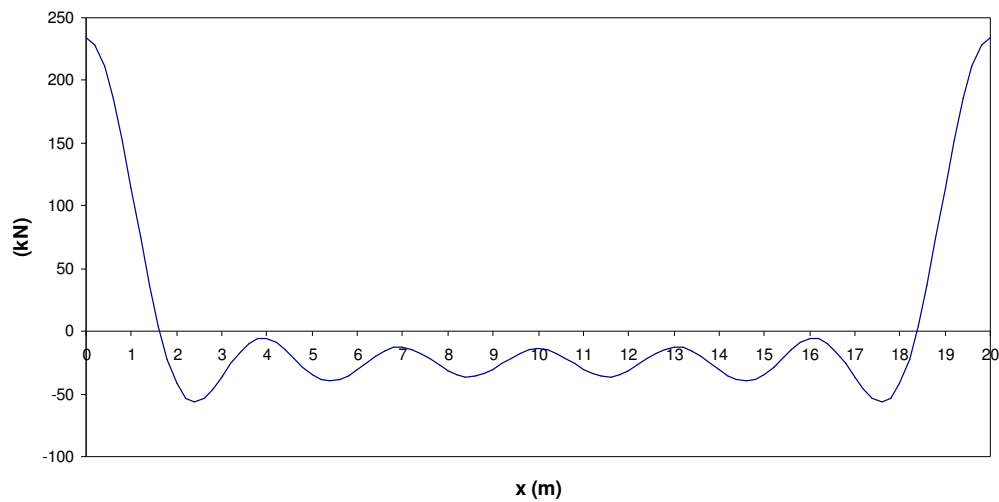


Figure 9 : Exemple de développement en série de Fourier d'efforts axiaux égaux et opposés

Il est à noter que les sensibilités des charges axiales $F_{e,i}$ (Equ. 12) par rapport aux variables de conception n'ont jamais été implémentées dans LBR-5.

4. RESTRICTIONS IT DCN : FLAMBEMENT EN COMPRESSION

4.1. Raidisseurs (restriction #37)

Euler : $\sigma_E = \pi^2 E \left(\frac{i}{L_{fl}} \right)^2$ [13]

E = module Young

i = rayon de giration

$$= \sqrt{\frac{I}{A}}$$

I = moment d'inertie du profil correspondant au plan de flambement

A = aire du profil

L_{fl} = longueur de flambement du raidisseur

Johnson : $\sigma_{cr} = \sigma_E$ si $\sigma_E \leq 0.5 \sigma_y$
 $\sigma_{cr} = \sigma_y \left(1 - \frac{\sigma_y}{4\sigma_E} \right)$ si $\sigma_E > 0.5 \sigma_y$ [14]

σ_y = limite élastique

Restriction structurelle : $\sigma_a \leq SF \sigma_{cr}$ [15]
 σ_a = contrainte appliquée, calculée par LBR-4
 SF = coefficient de sécurité (= 0.33)

4.2. Maille de tôle (supposée simplement appuyée sur ses 4 côtés) (restriction #14)

Euler : $\sigma_{cr} = \sigma_E = k \frac{\pi^2 E}{12(1-\nu^2)} \left(\frac{t}{s} \right)^2$ [16]

ν = coefficient de Poisson

t = épaisseur de la maille de tôle

s = petit côté de la maille de tôle

$k = \frac{8.4}{\psi + 1.1}$ si tôle raidie longitudinalement (longue maille)

$= \left[1 + \left(\frac{s}{l} \right)^2 \right]^2 \frac{2.1}{\psi + 1.1}$ si tôle raidie transversalement (large maille) [17]

l = grand côté de la maille de tôle

ψ = rapport entre la plus petite et la plus grande contrainte de compression σ_a lorsque celle-ci varie linéairement

Restriction structurelle : $\sigma_a \leq SF \sigma_{cr}$ [18]
 σ_a = contrainte appliquée, calculée par LBR-4
 SF = coefficient de sécurité (= 0.5)

5. MODULE « BEAM THEORY »

5.1. Calcul des contraintes normales dues au moment de flexion

La formule de Navier est utilisée pour le calcul des contraintes normales dues au moment de flexion :

$$\sigma = \frac{M \cdot y}{I} \quad [19]$$

avec M moment de flexion de la poutre navire à la section considérée

I moment d'inertie de la section considérée

y distance entre le point de calcul et l'axe neutre de la section considérée

5.2. Calcul des contraintes de cisaillement dues à l'effort tranchant²

Dans une poutre prismatique qui n'est pas soumise à la torsion, la déformation due au cisaillement dans une section transversale s'exprime simplement par la dérivée du gauchissement :

$$\gamma = \frac{\partial u}{\partial s} \quad [20]$$

avec u déplacement axial (suivant x)

s coordonnée tangentielle dans la section transversale

Si les effets de bord sont négligés, le gauchissement dans une poutre prismatique présente la même allure dans toutes les sections transversales, l'intensité variant, quant à elle, proportionnellement à l'effort de cisaillement $Q(x)$ dans la section. Il est donc pratique d'introduire la fonction $\omega_Q(s)$ définissant la distribution transversale du gauchissement (problème 2D) et d'exprimer le gauchissement comme un produit :

$$u(s,x) = \omega_Q(s) Q(x) \quad [21]$$

La distribution de ω_Q est représentée de manière discrète en définissant des « nœuds » auxquels est associée une valeur spécifique de ω_Q et en supposant une variation linéaire entre nœuds. L'énergie potentielle totale du système Π est alors exprimée en termes de valeurs nodales ω_Q et la dérivée de Π par rapport à chaque valeur de ω_Q est égale à zéro. On obtient ainsi un système d'équations dont les inconnues sont les valeurs nodales ω_Q . Après résolution, la distribution des contraintes de cisaillement peut être calculée par :

$$\tau = G \gamma \quad [22]$$

avec G module de cisaillement.

La structure est modélisée par des éléments « plaque raidie » dans LBR-5, auxquels on associe une épaisseur constante t_e , une largeur b_e et une longueur L. Les extrémités de chaque élément constituent des nœuds pour lesquels une valeur nodale ω_Q doit être calculée (Figure 10).

L'hypothèse d'une variation linéaire de ω_Q sur chaque élément implique un flux de cisaillement constant dans l'élément, alors que le flux de cisaillement doit varier linéairement dans les parties horizontales et paraboliquement ailleurs.

² *Ship Structural Design*, O. Hughes, SNAME (1988), pp. 236-241

La valeur constante du flux de cisaillement obtenue dans chaque élément correspond en fait à la valeur moyenne, l'autre partie du flux de cisaillement total (une distribution linéaire ou parabolique ayant une valeur moyenne nulle) sera calculée séparément pour chaque élément et ajoutée à la valeur moyenne. L'hypothèse d'une variation linéaire du gauchissement sur chaque élément ne constitue donc pas une approximation. Un seul élément peut ainsi être utilisé pour tout segment droit et d'épaisseur constante même si la largeur b_e est grande.

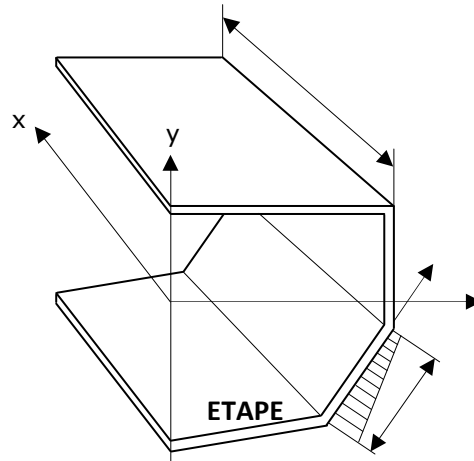


Figure 10 : Gauchissement dû à l'effort tranchant

En termes de valeurs nodales ω_{Q1} et ω_{Q2} , le gauchissement d'un élément s'exprime par :

$$\omega_Q(s) = \omega_{Q1} + (\omega_{Q2} - \omega_{Q1}) s/b_e \quad [23]$$

où s est compté positivement du nœud 1 vers le nœud 2. L'orientation de l'élément est définie par l'angle χ que fait l'axe s avec l'axe horizontal z .

L'énergie potentielle de déformation du système s'exprime alors par :

$$U = 0.5Q^2GL \sum_{e=1}^{N_e} \int_0^{b_e} \left(\frac{\omega_{Q2}^e - \omega_{Q1}^e}{b_e} \right)^2 t_e ds \quad [24]$$

avec N_e nombre d'éléments.

L'autre composante de l'énergie potentielle totale est le travail fourni par les charges suite au gauchissement :

$$W = Q^2L/I \sum_{e=1}^{N_e} t_e \int_0^{b_e} \left(\omega_{Q1}^e + \frac{\omega_{Q2}^e - \omega_{Q1}^e}{b_e} \right) y(s) ds \quad [25]$$

où $y(s) = y_1 + s \sin \chi$ et I moment d'inertie.

L'énergie potentielle totale du système s'écrit donc :

$$\Pi = U - W \quad [26]$$

Le système d'équations dont les inconnues sont les valeurs nodales ω_Q s'obtient par :

$$\frac{\partial \Pi}{\partial \omega_{Qi}} = 0 \quad i = 1, \dots, N_n \quad [27]$$

où N_n nombre de nœuds.

Le système d'équations est donc donné par :

$$G \sum_{m=1}^M t_m \left(\frac{\omega_{Qi} - \omega_{Qr}^m}{b_m} \right) = \frac{1}{2I} \sum_{m=1}^M t_m b_m \left(y_{1m} + \frac{n_m}{3} b_m \sin \chi_m \right) \quad i = 1, \dots, N_n \quad [28]$$

Dans ces équations, l'indice e est remplacé par m étant donné que chaque équation est relative à un nœud i et que la sommation sur les éléments ne fait donc intervenir que les M

éléments connectés à ce nœud. Pour chacun de ces M éléments, l'indice r se rapporte à l'autre nœud de l'élément et le symbole n_m est l'indice (1 ou 2) du nœud i pour l'élément m. L'équilibre axial exige que $\omega_Q = 0$ en tout point de l'axe neutre. Ceci peut être imposé en considérant des nœuds en chacun de ces points et en y forçant $\omega_Q = 0$. Le système d'équations se décompose alors en deux sous-systèmes indépendants.

Pour chaque élément, la distribution locale des contraintes de cisaillement $\tau_e^1(s)$ à ajouter à la valeur moyenne $\bar{\tau}_e$, obtenue à l'aide des équations 20, 21, 22, 23 et 28, est donnée par :

$$\tau_e^1(s) = \frac{Q}{I} \left[y_{1e}(s - 0.5b_e) + 0.5 \sin \chi_e \left(s^2 - \frac{b_e^2}{3} \right) \right] \quad [29]$$

Cette dernière expression provient des équations du flux de cisaillement, elle suppose donc la même convention de signe, à savoir un axe s orienté dans la direction d'une augmentation du flux de cisaillement. Si ce n'est pas le cas, le signe de $\tau_e^1(s)$ doit être inversé.

5.3. Prise en compte des coefficients de participation

Afin de tenir compte des coefficients de participation, le calcul des contraintes se fait de la manière suivante :

- Multiplication de l'épaisseur de la tôle ainsi que celle de l'âme et de la semelle des raidisseurs longitudinaux par le coefficient de participation associé ;
- Calcul des contraintes par les méthodes expliquées précédemment (§5.1. et §5.2.), en considérant les épaisseurs modifiées ;
- Dans chaque élément, multiplication des contraintes par le coefficient de participation.

6. RESTRICTIONS IACS POUR LA RESISTANCE D'ENSEMBLE

6.1. Flexion (IACS, S11.3)

$$\sigma_a \leq \sigma \quad \text{N/mm}^2 \quad [30]$$

avec

σ_a = contrainte en compression ou en traction due aux moments de flexion, calculée suivant §5.1

σ = contrainte normale admissible, en N/mm²

$$= \frac{175}{k}$$

k = coefficient de matériau

= 1 pour les aciers ordinaires

= 0.78 si $\sigma_F = 315 \text{ N/mm}^2$

= 0.72 si $\sigma_F = 355 \text{ N/mm}^2$

6.1. Cisaillement (IACS, S11.4)

$$\tau_a \leq \tau \quad \text{N/mm}^2 \quad [31]$$

avec

τ_a = contrainte de cisaillement due à l'effort tranchant, calculée suivant §5.2.

τ = contrainte de cisaillement admissible, en N/mm²

$$= \frac{110}{k}$$

k = coefficient de matériau

7. RESTRICTIONS IACS POUR LE FLAMBEMENT (IACS, S11.5)

7.1. Flambement en compression

7.1.1. Contrainte élastique de flambement des bordés

$$\sigma_E = 0.9mE \left(\frac{t_b}{1000s} \right)^2 \quad (\text{N/mm}^2) \quad [32]$$

Pour un bordé raidi longitudinalement (parallèlement aux contraintes de compression),

$$m = \frac{8.4}{\psi + 1.1} \quad (0 \leq \psi \leq 1) \quad [33]$$

Pour un bordé raidi transversalement (perpendiculairement aux contraintes de compression),

$$m = c \left[1 + \left(\frac{s}{l} \right)^2 \right]^2 \frac{2.1}{\psi + 1.1} \quad (0 \leq \psi \leq 1) \quad [34]$$

où

E = module d'élasticité du matériau
= $2.06 \times 10^5 \text{ N/mm}^2$ pour l'acier

t_b = épaisseur nette du bordé, en mm

s = largeur de la maille élémentaire du bordé, en m

l = longueur de la maille élémentaire du bordé, en m

c = 1.05 quand les raidisseurs sont des plats
= 1.10 quand les raidisseurs sont des plats à boudin
= 1.21 quand les raidisseurs sont des profils en angle ou en T
= 1.3 quand le bordé est raidi par des éléments primaires

ψ = ratio entre les contraintes de compression maximum et minimum agissant sur le panneau

7.1.2. Contrainte élastique de flambement des raidisseurs longitudinaux

- Flambement en colonne (perpendiculaire au plan du bordé) :

$$\sigma_E = 0.001E \frac{I_a}{Al^2} \quad (\text{N/mm}^2) \quad [35]$$

où

I_a = moment d'inertie du raidisseur, en cm^4 , incluant la largeur du bordé associé et calculé avec des épaisseurs nettes

A = section du raidisseur, en cm^2 , incluant la largeur du bordé associé et calculé avec des épaisseurs nettes

l = portée du raidisseur, en m

- Flambement par torsion :

$$\sigma_E = \frac{\pi^2 E I_w}{10^4 I_p l^2} \left(m^2 + \frac{K}{m^2} \right) + 0.385E \frac{I_t}{I_p} \quad (\text{N/mm}^2) \quad [36]$$

où

$$K = \frac{Cl^4}{\pi^4 EI_w} 10^6 \quad [37]$$

m = nombre de demi-ondes (Tableau 2)

Tableau 3 : Flambement par torsion des raidisseurs – Nombre m de demi-ondes

m	$0 < K < 4$	$4 < K < 36$	$36 < K < 144$	$(m-1)^2 m^2 < K < m^2 (m+1)^2$
	1	2	3	m

I_t = moment d'inertie de St Venant du raidisseur, en cm^4 , sans bordé associé

$$= \frac{h_w t_w^3}{3} 10^{-4} \quad \text{pour des plats} \quad [38]$$

$$= \frac{1}{3} \left[h_w t_w^3 + b_f t_f^3 \left(1 - 0.63 \frac{t_f}{b_f} \right) \right] 10^{-4} \quad \text{pour des raidisseurs avec semelle} \quad [39]$$

I_p = moment d'inertie polaire du raidisseur, en cm^4 , par rapport à sa liaison au bordé associé

$$= \frac{h_w^3 t_w}{3} 10^{-4} \quad \text{pour des plats} \quad [40]$$

$$= \left(\frac{h_w^3 t_w}{3} + h_w^2 b_f t_f \right) 10^{-4} \quad \text{pour des raidisseurs avec semelle} \quad [41]$$

I_w = moment d'inertie de l'aire du raidisseur, en cm^6 , par rapport à sa liaison au bordé associé

$$= \frac{h_w^3 t_w^3}{36} 10^{-6} \quad \text{pour des plats} \quad [42]$$

$$= \frac{t_f b_f^3 h_w^2}{12} 10^{-6} \quad \text{pour des profils en T} \quad [43]$$

$$= \frac{b_f^3 h_w^2}{12(b_f + h_w)^2} \left[t_f (b_f^2 + 2b_f h_w + 4h_w^2) + 3t_w b_f h_w \right] 10^{-6} \quad [44]$$

pour des cornières et des plats à boudin

h_w = hauteur d'âme, en mm

t_w = épaisseur d'âme nette, en mm

b_f = largeur de semelle, en mm

t_f = épaisseur de semelle nette, en mm

l = portée du raidisseur, en m

s = espacement des raidisseurs, en m

C = raideur élastique du bordé associé

$$= \frac{k_p E t_p^3}{3s \left(1 + \frac{1.33 k_p h_w t_p^3}{1000 s t_w^3} \right)} 10^{-3} \quad [45]$$

$$k_p = 1 - \eta_p \geq 0 \quad (\geq 0.1 \text{ pour des raidisseurs avec semelle}) \quad [46]$$

t_p = épaisseur nette du bordé, en mm

$$\eta_p = \frac{\sigma_a}{\sigma_{Ep}} \quad [47]$$

σ_a = contrainte de compression

σ_{Ep} = contrainte élastique de flambement du bordé associé (Equ. 32)

- Voilement de l'âme et de la semelle des raidisseurs :

$$\sigma_E = 3.8E \left(\frac{t_w}{h_w} \right)^2 \quad (\text{N/mm}^2) \quad [48]$$

Pour les semelles des cornières et des profils en T, le flambement est pris en compte par la condition :

$$\frac{b_f}{t_f} \leq 15 \quad [49]$$

où

b_f = largeur de semelle pour les cornières et demi-largeur de semelle pour les profils en T, en mm

t_f = épaisseur de semelle brute, en mm

7.1.3. Contrainte critique de flambement

La contrainte critique de flambement en compression σ_c est donnée par :

$$\sigma_c = \sigma_E \quad \text{si } \sigma_E \leq \frac{\sigma_F}{2} \quad [50]$$

$$= \sigma_F \left(1 - \frac{\sigma_F}{4\sigma_E} \right) \quad \text{si } \sigma_E > \frac{\sigma_F}{2} \quad [51]$$

où

σ_F = limite élastique du matériau, en N/mm²

σ_E = contrainte élastique de flambement, en N/mm²

7.1.4. Critère de dimensionnement

La contrainte critique de flambement σ_c des bordés et des raidisseurs longitudinaux ne peut pas être plus petite que :

$$\sigma_c \geq \beta \sigma_a \quad [52]$$

où

σ_a = contrainte de compression, calculée suivant §5.1

$$= \text{minimum } \frac{30}{k} \quad [53]$$

k = coefficient de matériau

β = 1 pour le bordé et l'âme des raidisseurs (flambement local)

= 1.1 pour les raidisseurs longitudinaux

7.2 Flambement en cisaillement

7.2.1. Contrainte élastique

$$\tau_e = 0.9k_T E \left(\frac{t_b}{1000s} \right)^2 \quad (\text{N/mm}^2) \quad [54]$$

où

$$k_T = 5.34 + 4 \left(\frac{s}{l} \right)^2 \quad [55]$$

E = module d'élasticité du matériau
= 2.06×10^5 N/mm² pour l'acier

t_b = épaisseur nette du bordé, en mm

s = largeur de la maille élémentaire du bordé, en m

l = longueur de la maille élémentaire du bordé, en m

7.2.2. Contrainte critique

La contrainte critique de flambement en cisaillement τ_c est donnée par :

$$\tau_c = \tau_E \quad \text{si } \tau_E \leq \frac{\tau_F}{2} \quad [56]$$

$$= \tau_F \left(1 - \frac{\tau_F}{4\tau_E} \right) \quad \text{si } \tau_E > \frac{\tau_F}{2} \quad [57]$$

où

$$\tau_F = \frac{\sigma_F}{\sqrt{3}} \quad [58]$$

σ_F = limite élastique du matériau, en N/mm²

τ_E = contrainte élastique de flambement en cisaillement, en N/mm²

7.2.3. Contrainte appliquée

Les contraintes de cisaillement τ_a engendrées par un effort tranchant T donné sont calculées suivant la méthode expliquée dans §5.2.

7.2.4. Critère de dimensionnement

La contrainte critique de flambement τ_c des bordés ne peut pas être plus petite que la contrainte appliquée τ_a :

$$\tau_c \geq \tau_a \quad [59]$$

8. VERIFICATION DE LA RESISTANCE ELASTIQUE DES LISSES **(BV, Pt. B, Ch. 7, Sec. 2, 3.4.2.)**

8.1. Contrainte normale due à la pression latérale

La contrainte maximale normale σ est obtenue, en N/mm², à partir de la formule suivante :

$$\sigma = \frac{\gamma_{s2}p_s + \gamma_{w2}p_w}{12w} \left(1 - \frac{s}{2l} \right) sl^2 10^3 + \sigma_{x1} \quad [60]$$

où

- σ_{x1} = contrainte normale d'ensemble (moment dû à la houle de probabilité 10⁻⁵)
= minimum 60/k, en N/mm²
- p_s = pression en eau calme, en kN/m²
- p_w = pression due à la houle, en kN/m²
- γ_{s2} = coefficient partiel de sécurité sur la pression en eau calme
= 1.00, dans le cas général
- γ_{w2} = coefficient partiel de sécurité sur la pression due à la houle
= 1.20, dans le cas général
- w = module de résistance net, en cm³, du raidisseur avec un bordé associé de largeur b_p
- b_p = s
- s = écartement, en m, des raidisseurs ordinaires
- l = portée, en m, des raidisseurs ordinaires

8.2. Critère de vérification

La contrainte normale σ doit vérifier la formule suivante :

$$\frac{R_y}{\gamma_R \gamma_m} \geq \sigma \quad [61]$$

où

- R_y = limite minimale d'élasticité du matériau, en N/mm²
= 235/k
- γ_R = coefficient partiel de sécurité sur la résistance
= 1.02, dans le cas général
- γ_m = coefficient partiel de sécurité sur le matériau
= 1.02, dans le cas général

9. EPAISSEUR MINIMUM DES TOLES (restriction géométrique #206) **(BV, Pt. B, Ch. 7, Sec. 1, Table 2)**

Tableau 4 : Codes de position considérés dans LBR-5

Code de position LBR-5	
1	Keel plate
2	Bottom
3	Inner bottom
4	Bilge
5	Side shell – below freeboard deck
6	Side shell – above freeboard deck (below strength deck)
7	Inner hull
8	Upper strength deck (weather + no-weather) + trunk deck
9	Lower deck
10	Double bottom girder + double hull girder + tank & watertight bulkhead

Tableau 5 : Epaisseur minimum de tôle en fonction du code de position

Code	Minimum net thickness of plating – Passenger Ship (mm)
1	$3.8 + 0.040 L k^{1/2} + 4.5 s$
2 - 4	$1.9 + 0.032 L k^{1/2} + 4.5 s$ (longitudinal framing) $2.8 + 0.032 L k^{1/2} + 4.5 s$ (transverse framing)
3	$2.0 + 0.02 L k^{1/2} + 4.5 s$
5	$2.1 + 0.028 L k^{1/2} + 4.5 s$
6	$2.1 + 0.013 L k^{1/2} + 4.5 s$
7	$1.7 + 0.013 L k^{1/2} + 4.5 s$ ($L < 120m$) $3.6 + 2.20 k^{1/2} + s$ ($L \geq 120m$)
8	$2.1 + 2.20 k^{1/2} + s$
9	$1.3 + 0.004 L k^{1/2} + 4.5 s$ ($L < 120m$) $2.1 + 2.20 k^{1/2} + s$ ($L \geq 120m$)
10	$1.7 + 0.013 L k^{1/2} + 4.5 s$ ($L < 120m$) $3.6 + 2.20 k^{1/2} + s$ ($L \geq 120m$)

où

L = longueur réglementaire du navire

k = coefficient de matériau

s = largeur de la maille élémentaire du bordé, en m



10. MOMENT D'INERTIE ET AXE NEUTRE « EFFECTIFS »

Les coefficients de participation sont pris en compte dans le calcul de la position de l'axe neutre et du moment d'inertie, de la façon suivante :

- Multiplication de l'épaisseur de la tôle ainsi que celle de l'âme et de la semelle des raidisseurs longitudinaux par le coefficient de participation associé ;
- Calcul du moment d'inertie effectif et de la position de l'axe neutre avec ces nouvelles épaisseurs.

Notez que ce sont ces grandeurs effectives qui sont considérées dans les restrictions globales imposant un moment d'inertie minimum et un module de résistance minimum ou lorsque la fonction objectif est le moment d'inertie.

11. OPTIMISATION MULTI CRITERES³

$$\text{Nouvelle fonction objectif : } \left\{ \begin{array}{l} P[f_k(X)] = \left\{ \sum_{k=1}^2 \left[w_k \cdot \frac{f_k(X)}{f_k^0} \right]^p + \left[w_3 \cdot \frac{f_3^0}{f_3(X)} \right]^p \right\}^{1/p} \\ \sum_{k=1}^3 w_k = 1 \end{array} \right. \quad [62]$$

avec $f_1(X)$: fonction objectif coût (cost lbr-5 ou costcat)

$f_2(X)$: fonction objectif poids

$f_3(X)$: fonction objectif inertie

f_k^0 : **value from single criterion optimization**

w_k : poids relatif à chacune des k fonctions objectif

$\rho = 1$: weighted sum solution

2 : nearest to the utopian solution

∞ : min-max solution

Le problème devient alors :

$$\min P[f_k(X)] = \left\{ \sum_{k=1}^2 \left[w_k \cdot \frac{f_k(X)}{f_k^0} \right]^p + \left[w_3 \cdot \frac{f_3^0}{f_3(X)} \right]^p \right\}^{1/p}$$

avec $h_i(X) = 0 \quad i = 1, \dots, I$
 $g_j(X) \geq 0 \quad j = 1, \dots, J$ [63]

⇒ Tracé du front de Pareto : *Repeated weighted sum solutions*

NB : Problème de convergence rencontré avec $\rho = \infty$ (min-max solution). Cette méthode n'est en effet pas compatible avec l'algorithme CONLIN.

³ "Multicriterion Scantling Optimization of the Midship Section of a Passenger Vessel considering IACS Requirements", Richir et al., PRADS'07

ANNEXE 1 : ARCHITECTURE DU LOGICIEL LBR-5

	ACTION	ROUTINE
MODELISATION	Lecture des données générales	MAIN.for
	Lecture des données relatives à chaque panneau + calcul de grandeurs caractéristiques	ENTS.for
	Calcul des restrictions géométriques et de leur sensibilité par rapport aux variables de conception + Restriction BV épaisseur minimum des tôles (restriction #206)	ENTS.for (GEOM.for)
	Association de nœuds aux extrémités de chaque panneau + prise en compte des conditions limites	MODIF.for
	Calcul des coordonnées des nœuds + calcul et restriction sur position du CG – moment d'inertie – module de résistance	COORD.for
	Lecture des données générales – restrictions sur poids et coût	MAIN.for (OBJPD1.for, OBJECT1.for, SENSIBCOUT.for)
	Détermination de la distribution de charges axiales appliquées aux extrémités du modèle $x = 0$ et $x = L$ et correspondant aux moments imposés	BATEAU.for ⁽¹⁾
	Modification de la distribution de charges axiales calculées dans BATEAU.for en prenant en compte les coefficients de participation	PARTICIPATION.for ⁽¹⁾
	Lecture des restrictions d'égalité	SBEGA.for
	Lecture des paramètres de résistance ultime	HULL.for
Contraintes (σ, τ) « BEAM THEORY »	Calcul axe neutre et moment d'inertie avec prise en compte des coefficients de participation	INERTIA.for
	Calcul des contraintes de cisaillement dues à l'effort tranchant d'ensemble	SHEAR.for
	Calcul des contraintes normales dues au moment de flexion d'ensemble	BENDING.for
	Calcul des contraintes normales dues à la flexion locale des lisses	STIFBEND.for
	Restriction IACS pour la résistance élastique à la flexion d'ensemble (restriction #10)	BENDYIELD.for
	Restriction IACS pour la résistance au flambement en compression de la tôle – calcul de la contrainte critique de flambement (restriction #14)	COMPBUCK.for
	Restriction IACS pour la résistance élastique au cisaillement d'ensemble (restriction #19)	SHEARYIELD.for
	Restriction IACS pour la résistance au flambement en cisaillement de la tôle – calcul de la contrainte critique de flambement (restriction #20)	SHEARBUCK.for
	Restriction IACS pour la résistance au flambement en compression des lisses – calcul de la contrainte critique de flambement (restriction #37)	STIFBUCK.for
	Restriction BV pour la résistance élastique à la flexion locale des lisses (restriction #38)	STIFYIELD.for
Contraintes (σ, τ) « LBR-4 »	Détermination des 8 inconnues hyperstatiques de bord pour chaque panneau	BO1.for
	Détermination des 8 inconnues hyperstatiques de bord pour chaque panneau sous les « charges unitaires de double-fond »	BO1.for (CADRE.for, dHYPSC.for, SENSF.for)
	Calcul des sensibilités des 8 inconnues hyperstatiques de bord pour chaque panneau par rapport aux variables de conception de tous les panneaux	MDR2.for
	Calcul du moment statique à mi-hauteur de chaque élément double-fond par rapport à leur axe neutre ⁽²⁾	PCO2C.for
	Calcul de Q_y ⁽²⁾ , (v, w, w') ⁽³⁾ sous les charges extérieures et les « charges unitaires de double-fond »	PCO1C.for
	Calcul des coefficients multiplicateurs des « charges unitaires de double-fond » suivant l'approche « Forces » ou « Déplacements »	PCO4C.for
	Calcul des contraintes et déplacements, et de leur sensibilité par rapport aux variables de conception : effets charge extérieure + effets charges unitaires de bord x inconnues hyperstatiques de bord sous la charge extérieure (+ effets « charges unitaires de double-fond » x coefficients multiplicateurs des « charges unitaires de double-fond » + effets charges unitaires de bord x inconnues hyperstatiques de bord sous les « charges unitaires de double-fond » x coefficients multiplicateurs des charges unitaires de double-fond »)	BO2.for
	Restriction IT DCN pour la résistance au flambement en compression de la tôle et des raidisseurs – calcul de la contrainte critique de flambement (restriction #14 et #37)	BO2.for (BUCKDCN.for)
	Calcul des restrictions structurelles et de leur sensibilité par rapport aux variables de conception	BO2.for (CONTR.for)
OPTI ⁽⁴⁾	Module d'optimisation (algorithme CONLIN) + calcul des fonctions objectifs (e.a. moment d'inertie)	OPTIS.FOR (OBJIN1.for)

(1) Bypasser si IANA = 2 (Beam Theory)

(2) Approche « Forces »

(3) Approche « Déplacements »

(4) Commun à « Beam Theory » et « LBR-4 »



ANNEXE 2 : STRUCTURE DU FICHIER .txt GENERE PAR LBR-5 GUI

Version

Type d'analyse structurelle (IANA = 1 => LBR-4 ; IANA = 2 => beam theory)

Titre

Impression + nbre de termes de Fourier + nbre de panneaux (+ nbre de double-coque)

Multi-objectif (oui/non, rho, w1, w2, w3)

Optimisation (oui/non, nbre d'itérations)

Fct objectif (-1 = moment d'inertie ; 0 = poids ; 1 = coût cost lbr-5 ; 2 = coût costcat)

Données coût (9 lignes - utilisées dans cost lbr-5 ET costcat)

Longueur du modèle + longueur réglementaire du navire (BV)

Abscisse x des sections de calcul

Cisaillage des semelles

Poids propre (oui/non)

Nbre de cas de charge + cas de charge considérés dans l'analyse

Intitulé des cas de charge (nbre de cas de charge x lignes)

PLAQUE / DCOQUE

Largeur (< 0) + épaisseur de tôle

Espacement des transversaux et longitudinaux (+ secondaires) + ép. corrosion tôle

Echantillonnage des transversaux (h_w, t_w, b_r, t_r) + ép. corrosion transversaux

Echantillonnage des longitudinaux (h_w, t_w, b_r, t_r) + ép. corrosion longitudinaux

Répartition des longitudinaux (EE1, EE2)

Indice du panneau associé de double-coque

Coeff. participation + code position + famille, lot (redressage)

Données matériau (si IANA = 1 => Sadm ; si IANA = 2 => k)

Nbre de girders + position des transv., long. et girders + sens des pressions

Angle

Pressions par cas de charge

Pression locale

Charge variable

Panneaux qui suivent

DESIGN VARIABLES

Nbre

Indice (1 = ép. tôle ; 2 = $h_{w,transv}$; 3 = $t_{w,transv}$; 4 = $b_{r,transv}$; 5 = t_{transv} ; 6 - 9 = idem 2 - 5 mais longitudinaux)

Bornes minimum des 9 variables de conception, même si inactives

Bornes maximum des 9 variables de conception, même si inactives

STRUCTURAL CONSTRAINTS

Oui/non

Nbre de points de calcul des sensibilités (= 3)

Ordonnées relatives y de ces points de calcul

(Par cas de charge,)

Nbre de restrictions structurelles

Label (parmi liste), borne, borne max ou min ?, pt de calcul

GEOMETRICAL CONSTRAINTS

Nbre

Label (parmi liste)

Ajustement de l'épaisseur de semelle des transversaux et longitudinaux

BOUNDARY CONDITIONS

Nbre

Indice panneau + label BC (Nbre BC x lignes)

GRAVITY CENTER LOCATION

Modification de la position du repère utilisateur

Restriction sur la position du CG (< MAX ; > MIN ; MIN < CG < MAX)

INERTIA CONSTRAINT

Oui/Non + borne min

SECTION MODULUS CONSTRAINT

Oui/non + borne min + indice panneau vérifié

WEIGHT CONSTRAINT

Oui/non + borne max

COST CONSTRAINT

Oui/non + borne max + module coût (1 = cost lbr-5 ; 2 = costcat)

MOMENTS AND SHEAR FORCE

Oui/non

Coefficient de réduction

Pour chaque cas de charge : Moment vertical, moment horizontal, tranchant vertical, tranchant horizontal

EQUALITY CONSTRAINTS

Nbre

Indice Design Var. Indice Slave Panel Indice Design Var. Indice Master Panel Ratio

ULTIMATE STRENGTH

Oui/non

Méthode (Paik, Smith, ...)

ANNEXE 3 : SCHEMA D'ANALYSE D'UNE STRUCTURE DOUBLE-COQUE

