



ASSOCIATION TECHNIQUE MARITIME ET AERONAUTIQUE

Ph. RIGO

MARDI 8 OCTOBRE 2002 - Matin

- ◆ 08h45 Accueil
- ◆ 09h00-13h00

Séance n°1

Présidée par Monsieur Bernard PARIZOT
Administrateur de l'ATMA

- ◆ 1 Optimisation par calcul de structure en construction navale
Par Natacha BUJANNIC et Nicolas BESNARD
Principia Marine
- ◆ 2 Estimation de la résistance ultime de pouvre-navire : analyse comparative de
diverses méthodes dans le cas de tréguates
Par Tanguy QUESNEL (*Principia Marine*)
Philippe RIGO et Catalin TODERAN (ANAST - Université de Liège)
Bernard AUROIRE (DGA/DCE/CTSN)
- ◆ 10h30 Pause
- ◆ 3 Veristar Hull, un système intégré de suivi de l'état structurel des navires
Par Mireille FRANCO et Fabien BIGOT
Division Marine du Bureau Veritas
- ◆ 4 Méthode pratique de calcul pour l'affinage des navires en forme de radoub et sur
dock flottant
Par Willy SALAMON (DG), Serge MATHIEU et Julien EUGENE
Arno Dunkerque
- ◆ 13h00 Clôture

MARDI 8 OCTOBRE 2002 - Après-midi

- ◆ 14h00 Accueil
- ◆ 14h15-17h45

Séance n°2

Présidée par Monsieur Hervé CHENEAU
Président de l'ATMA

- ◆ 5 Veristar Machinery
Par Diane RUF
Division Marine du Bureau Veritas
- ◆ 6 La propulsion diesel éa. critique des méthaniers Gaz de France
Par Roger COURTAY Chef de projet
Chantiers de l'Atlantique
- ◆ 15h45 Pause
- ◆ 7 Axes d'optimisation des navires méthaniers
Par Jacques DHELLEMES, PDG
Gaztransport et Technigaz
- ◆ 17h45 Clôture

100ème SESSION

site internet : www.atma.asso.fr

du 7 au 10 octobre 2002

dans les amphithéâtres de
l'ENSTA
32, boulevard Victor
75015 PARIS

**ESTIMATION DE LA RESISTANCE ULTIME
DE POUTRE-NAVIRE :**

**ANALYSE COMPARATIVE
DE DIVERSES METHODES DANS LE CAS DE FREGATES**

Par

Tanguy QUESNEL,
Principia Marine

Philippe RIGO, Catalin TODERAN,
ANAST – Université de Liège

Bernard AUROIRE
DGA/DCE/CTSN

SOMMAIRE

Pour pouvoir évaluer la sécurité associée à une structure de navire, il est nécessaire de pouvoir en estimer sa résistance ultime et ce, dès les premières phases de conception. Pour cela, des méthodes simplifiées permettent de fournir des valeurs de moment ultime en flexion longitudinale de la poutre navire. Après avoir fait une présentation de ces méthodes, deux frégates militaires ont été traitées par éléments finis non-linéaires (approche numérique lourde) afin d'établir des valeurs de référence. Pour ces mêmes navires, les résultats obtenus avec diverses méthodes de type « analyse progressive de la ruine » sont alors comparés à ces valeurs de référence.

SUMMARY

The knowledge of the maximal load-carrying capacity of a ship structure is required to evaluate the safety of this structure within the early design stage. To do so, a first assessment of the ultimate bending of a hull-girder is needed. So, various simplified methods have been developed with different levels of approximation. Some of them will be presented hereafter. Then, two naval ships have been treated with full non-linear finite element method in order to get reference values. For these two ships ultimate longitudinal bending strength have been assessed by different methods based on progressive collapse analysis and compared to the reference results.

I. INTRODUCTION

Pour évaluer le niveau de sécurité associé à la structure d'un navire, il est important de pouvoir estimer les limites avant ruine du comportement de la structure. La connaissance de la capacité maximale à supporter une charge définit le niveau de résistance ultime de la structure avant ruine. Par différence avec le niveau maximum de charge appliquée sur la structure, on peut alors quantifier la marge de sécurité associée à la structure. Cette capacité maximale caractérise la résistance ultime de la structure.

Si les pratiques de dimensionnement classique en construction navale ne font pas explicitement référence à cette notion de résistance ultime, c'est que soit au niveau du chargement d'échantillonnage ou soit à celui des critères d'admissibilité, sont considérés des coefficients de sécurité calibrés (notamment par retour d'expérience).

Néanmoins, s'il l'on veut pouvoir s'assurer de l'intégrité d'une structure de navire durant toute sa durée de vie, la tenue mécanique doit être vérifiée de manière explicite en terme de :

- Résistance ultime sous chargements extrêmes,
- Résistance à la fatigue en condition de service.

Si sous conditions de service, le comportement du navire est supposé rester élastique linéaire, il paraît assez naturel que la ruine sous charge extrême soit associée à un comportement fortement non-linéaire. L'estimation de la résistance ultime d'une structure de navire, c'est-à-dire de sa charge de ruine, nécessite de faire appel à des modèles de comportement fortement non linéaires. Si des méthodes d'analyses numériques de type «Eléments finis» non-linéaires peuvent permettre d'évaluer cette charge de ruine, elles s'avèrent relativement coûteuses en temps de calcul, lourdes et longues à mettre en œuvre, surtout si on s'intéresse à la résistance de la structure globale du navire. De ce fait, de nombreuses approches plus ou moins complexes d'estimation de la résistance ultime de poutre-navire ont été développées ces dernières années. Ces approches peuvent être classées en trois catégories :

- Approches empiriques basées sur un calcul analytique simple reposant sur une

hypothèse du profil des contraintes au moment de la ruine (cf. [3], [9]),

- Approches intermédiaires basées sur une analyse progressive de la ruine à partir d'un modèle discrétisé de la structure. Dans ce type de méthode, la déformation du navire est appliquée petit à petit. L'effort correspondant est alors déterminé par intégration des contributions de chacun des composants discrets constitutifs de la structure. Le composant élémentaire est représentatif du comportement d'un panneau raidi : raidisseur + portion de tôle associée (cf. [1], [2], [4], [5], [6], [7], [8], [11], [12], [14], [16], [17], [19], [20], [21]),
- Approches numériques plus complexes permettant une discrétisation plus fine et tenant compte des divers couplages existants entre les divers éléments. Les méthodes éléments finis non-linéaires ainsi que les méthodes I.S.U.M. (Idealized Structural Unit Method) peuvent être classées dans cette catégorie (cf. [10], [18]).

Des analyses comparatives de ces méthodes et de leur sensibilité sur la valeur du moment ultime de poutre-navire ont fait l'objet des publications [13] et [15].

Il apparaît que les méthodes de type intermédiaire sont de nature à offrir des compromis précision-temps d'analyses particulièrement intéressants d'autant plus que la vérification de la résistance ultime du navire sera vraisemblablement opérée au stade de l'avant-projet ou du projet dans un cadre de vérification globale. C'est d'ailleurs ce qui est aujourd'hui demandé dans le règlement Bureau Veritas 2000 pour des navires de plus de 150 m.

Comme dans le domaine civil, les règles de dimensionnement militaires tendent à évoluer vers une prise en compte systématique de la résistance ultime ramenée à une évaluation de moment ultime de poutre-navire. Pour ce faire, les approches d'analyse progressive de la ruine sur une modélisation simple de type coupe au maître sont le plus à même de répondre à ce besoin. Les critères pour la vérification en résistance ultime consisteront alors à confronter cette valeur de résistance à des valeurs extrêmes de moment engendré soit par

la mer (houle) ou des agressions militaires (fouettement par explosion sous-marine).

C'est donc dans ce souci de valider des méthodes approchées d'estimation de moment ultime de poutre-navire que les travaux présentés ici ont été réalisés.

La démarche suivie a consisté à traiter deux structures de frégates militaires :

- Une frégate comportant une structure à double fond repérée F70,
- Une frégate légère à simple fond repérée FLF.

Sur ces frégates, nous avons mis en œuvre plusieurs types de méthodes d'analyse parmi celles proposées dans la littérature et nous avons confronté les résultats en terme de courbes « Moment – Courbure ». Les méthodes confrontées sont majoritairement des méthodes d'analyse progressive de la ruine en flexion de la poutre-navire. Mais dans la mesure où ces méthodes s'appuient sur un certain nombre d'hypothèses discutables, nous avons traité ces deux structures de poutre-navire par éléments finis non linéaires.

Dans un premier chapitre, nous rappellerons les principes des méthodes d'analyse progressive de la ruine basées sur des formulations analytiques ou semi-analytiques du comportement des éléments de panneaux raidis et nous présenterons les principes des modélisations éléments finis réalisées.

Dans un second chapitre, les résultats obtenus pour les frégates traitées avec les diverses approches seront fournis et commentés.

La conclusion établira une synthèse des principales observations et enseignements et donnera quelques indications sur les limites de validité des méthodes mises en œuvre au cours de ce travail.

II. METHODES D'ANALYSE PROGRESSIVE DE LA RUINE D'UNE POUTRE-NAVIRE

II.1 Présentation générale des méthodes simplifiées

Les méthodes d'estimation du moment ultime de poutre-navire par analyse progressive de la ruine sont des méthodes simplifiées nécessitant une analyse incrémentale pour construire la courbe « Moment – Courbure ». De cette

courbe, la valeur du moment ultime est obtenue au niveau du point limite présentant des valeurs extrémales de moment.

Contrairement aux approches empiriques qui fournissent directement des valeurs de moment ultime, la poutre-navire est ici mise en flexion pure en arc ou en contre arc. La courbure est augmentée progressivement et on estime alors la valeur du moment correspondant.

Ces méthodes basées sur une approche 2D nécessitent donc 3 phases principales :

- Discrétisation 2D d'un tronçon central du navire suivant l'échantillonnage de la coupe au maître en macro – éléments simples que l'on appellera composant par la suite. Un composant de base est constitué soit d'une portion de tôle : composant plaque, soit d'un raidisseur avec sa tôle associée : composant raidi.
- Détermination de la loi élémentaire de chaque composant sous forme de courbe de comportement uniaxial « $\sigma - \varepsilon$ » en traction – compression.
- Calcul incrémental par intégration des contributions de chaque composant élémentaire. Le principe de l'algorithme général utilisé est celui proposé par Smith ([17]) avec suivant les implémentations des variantes dans le contrôle du paramètre d'incrémentation. Pour un incrément de courbure, la déformation de chaque composant est obtenue par :

$$\varepsilon_j^i = (z_j - z_0^i) \cdot \chi^i$$

avec : ε_j^i déformation axiale du composant j à l'incrément i
 z_j position du composant j
 z_0^i position de la fibre neutre à l'incrément i
 χ^i courbure appliquée à l'incrément i

A partir des relations de comportement déterminées lors de la phase précédente, la contrainte et donc l'effort supportés par chaque composant sont donc obtenus. A partir des efforts de tous les composants, l'effort normal et le moment de flexion appliqués à la section de la poutre-navire sont obtenus par :

$$N^i = \sum_j \sigma_j^i \cdot A_j = \sum_j F_j \text{ et}$$

$$M^i = \sum_j \sigma_j^i \cdot A_j \cdot (z_j - z_0^i) = \sum_j F_j \cdot (z_j - z_0^i)$$

avec : σ_j^i contrainte axiale du composant j à l'incrément i
 A_j aire de la section du composant j
 F_j force supportée par le composant j
 N^i effort normal à l'incrément i
 M^i moment de flexion à l'incrément i

Comme on se situe dans un cas de flexion pure, l'effort normal doit être quasiment négligeable. Si ce n'est pas le cas, la position de la fibre neutre considérée ne correspond plus à la position de la fibre neutre instantanée et il faut alors la réactualiser. Pour un incrément de courbure donné, un processus itératif de recherche de la fibre neutre est donc appliqué jusqu'à convergence avant de passer à l'incrément de courbure suivant.

Le processus complet est schématisé sur la figure suivante:

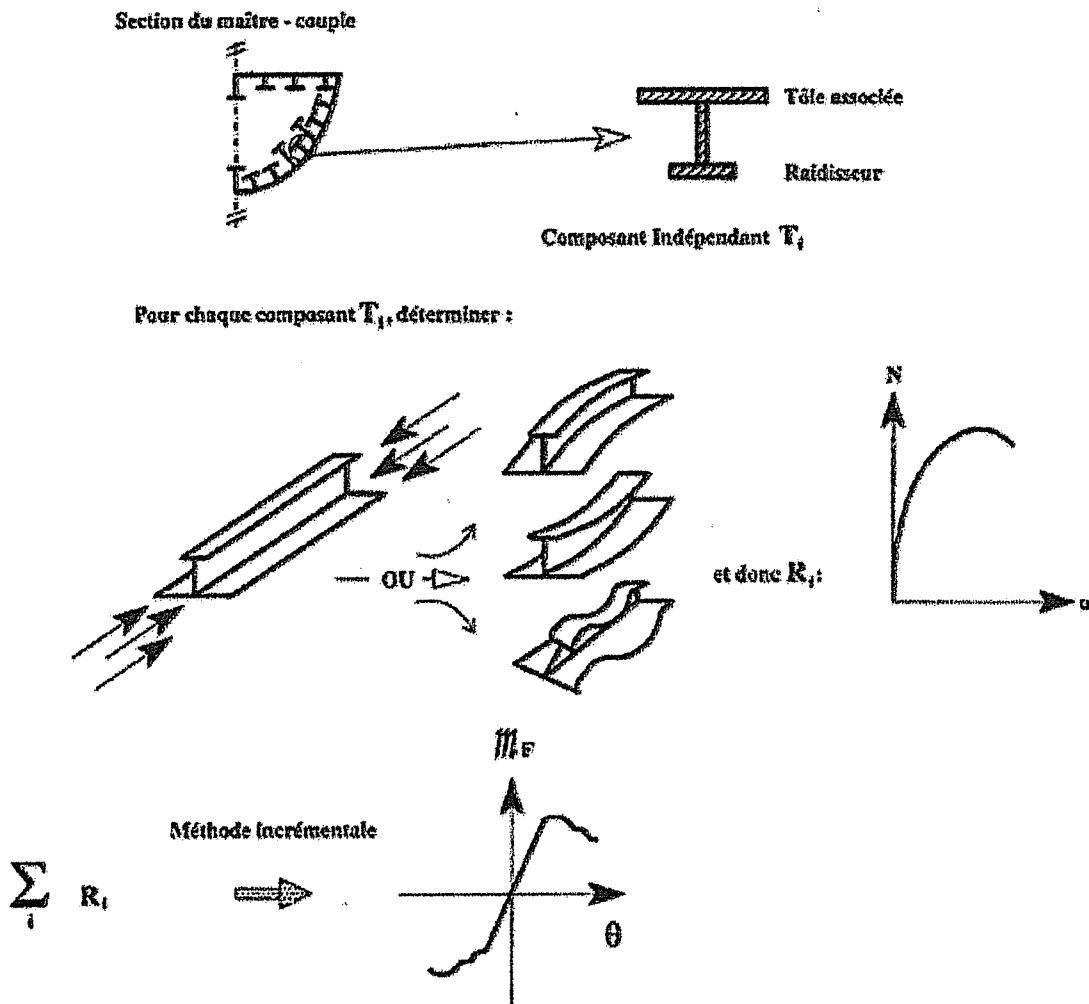


figure 1 : Méthode d'analyse de résistance ultime de poutre-navire par composants indépendants

II.2 Comportement élémentaire

Dans le processus décrit ci-dessus, la qualité de la loi élémentaire en traction - compression

sous forme de loi « $\sigma - \epsilon$ » est la partie qui conditionne le plus la qualité des résultats. En effet, c'est bien cette loi qui représente les modes de ruine d'un composant de la structure

de la poutre-navire. De plus, cette relation doit décrire le comportement d'un composant dans sa partie pré-critique et post-critique aussi bien en traction qu'en compression. En particulier, elle doit rendre compte :

- Du domaine de comportement élastique en traction jusqu'à $\sigma_{\text{élastique}}$,
- Du domaine de comportement élasto-plastique en traction jusqu'à σ_{rupture} avec un éventuel écrouissage si l'on ne considère pas un comportement plastique parfait,
- Du domaine de comportement pré-critique en compression jusqu'à σ_{ultime} ,
- Du domaine de comportement post-critique en compression au-delà de σ_{ultime} faisant apparaître une baisse de capacité à supporter de la charge.

La partie en traction ne pose pas de problèmes majeurs, en effet c'est une loi matériau plus ou moins simplifiée qui est utilisée. On peut néanmoins facilement y intégrer la prise en compte des contraintes résiduelles liées au processus de fabrication (soudage). En revanche, la partie en compression met en jeu des phénomènes beaucoup plus complexes, la ruine et le comportement post-ruine du composant résultant à la fois de phénomènes non-linéaires matériau (élasto-plasticité) et de phénomènes de déstabilisation (flambement) particulièrement sensibles aux défauts.

C'est pourquoi de nombreuses études ont été et sont encore menées sur le comportement ultime des panneaux raidis en compression. De plus, pour ce qui nous intéresse, il nous faut disposer non seulement d'une bonne estimation de la charge ultime du panneau mais aussi d'une bonne représentation du comportement post-ultime.

Pour des panneaux raidis, les modes de ruine en compression peuvent être de différentes natures. La nature du mode de ruine sera certes conditionnée par les caractéristiques dimensionnelles et matériau du panneau mais aussi par les différentes imperfections considérées. Avant de recenser les différents modes possibles de ruine des panneaux raidis en compression, il convient de rappeler que les méthodes d'analyse progressive de la ruine d'une poutre-navire ne considèrent qu'un tronçon central de navire compris entre deux couples renforcés. Cela revient à considérer un mode de ruine de la structure d'ensemble du

navire par ruine d'éléments de structure compris entre ces deux couples renforcés consécutifs. Cette limitation de l'approche correspond bien aux observations faites au réel. Cela a des répercussions directes sur les modes de ruine de panneaux à prendre en compte au niveau élémentaire.

En effet, le panneau raidi peut présenter des modes de ruines en compression de différentes natures :

- Flambement d'ensemble d'un panneau à raidissage bi-axial,
- Flambement local en flexion des panneaux entre couples renforcés,
- Flambement local en flexion-torsion (déversement – tripping) des panneaux entre couples renforcés,
- Plastification uniforme pour des panneaux peu élancés,
- Création de rotule(s) plastique(s) conduisant à un mécanisme.

Le premier mode de ruine par flambement global d'un panneau sur la longueur de plusieurs couples n'est pas considéré dans ce type d'approche et n'intervient pas dans les lois « $\sigma - \varepsilon$ ». En revanche, il faut s'assurer que ce mode a une charge critique plus élevée que les autres modes considérés : c'est majoritairement le cas et cela peut être vérifié a posteriori à condition de connaître les portées effectives du panneau. Les deux derniers modes ne se rencontrent quasiment jamais sur les structures de navires telles qu'elles sont dimensionnées. Le mode de plastification uniforme comparable à la partie traction est cependant pris en compte pour traiter le cas de panneaux stables dans des coins de la structure où des renforcements locaux (goussets non modélisés) existent. Ce mode est alors forcé par l'utilisateur du fait de l'expérience.

En dehors de ce mode stable, les modes couramment pris en compte dans cette partie compression sont donc ceux liés au flambement des panneaux entre couples renforcés. Pour ces modes, plusieurs modèles de comportement sont proposés. Dans des travaux précédents (cf. [13], [15]), nous avons confronté 8 modèles de comportement élémentaire de panneaux raidis sur une dizaine de panneaux tests représentatifs de structures de navires produites par les chantiers navals français. Pour chaque panneau testé, nous

avons traité 5 combinaisons d'imperfections (déflexion initiale, contraintes résiduelles, pression latérale) pour chacune des nuances d'acier considérées (S235 et S355 ou autre nuance à limite d'élasticité supérieure à 235 MPa). Les huit modèles de comportement élémentaires testés sont les suivants :

1. Modèle éléments finis (MEF) non-linéaires matériau et géométrique d'un composant,
2. Modèle de Yao [20] : modèle semi-analytique relativement élaboré : prise en compte des modes de flambement en flexion et de déversement, des imperfections géométriques et des contraintes résiduelles,
3. Modèle de Hughes [8] étendu par Rahman [14] : modèle analytique de flambement en flexion intégrant les imperfections géométriques, les contraintes résiduelles et la pression latérale,
4. Modèle d'Adamchak [1] : seul le modèle de flambement en flexion a été considéré (Adamchak propose d'autres formulations pour un mode de déversement et un mode par création d'un mécanisme), il tient compte de contraintes résiduelles. Les effets de déflexion initiale et de pression latérale n'interviennent que dans la partie post-critique.
5. Modèle de l'Imperial College [5] : modèle analytique d'estimation de la charge ultime de flambement en flexion complété par une forme empirique de comportement post-critique. Prise en compte des contraintes résiduelles, de la déflexion initiale et de la pression latérale pour estimation de la charge ultime.
6. Modèle empirique de Paik [11] : modèle empirique simple de prédiction de la charge ultime obtenue à partir de nombreux essais complété par la même forme de comportement post-critique que pour le modèle précédent. Du fait de sa formulation empirique, l'intégration des différentes imperfections est forfaitaire et intégrée dans la formulation. Ce modèle ne permet donc pas de représenter une sensibilité à ces imperfections.
7. Modèle du Bureau Veritas [2], [7] : modèle analytique de prédiction de la charge ultime complété par un comportement post-critique de forme forfaitaire établie par analyses éléments finis. Comme pour le modèle précédent,

les imperfections considérées sont forfaitaires et ne sont donc pas des données du modèle.

8. Modèle ULSAP proposé par Paik [19] : modèle analytique sophistiqué de prédiction de la charge ultime de panneaux raidis bi-axiaux. Ce modèle permet de fournir des charges ultimes correspondant à de nombreux modes (y compris les modes d'ensemble) sous des sollicitations combinées (compression non uniforme bi-axiale et cisaillement) et intègre de nombreux types d'imperfections. Ce modèle ne fournit pas de loi de comportement du composant.

Pour ces différents modèles, nous avons tout d'abord comparé leur charge ultime en compression sous forme de contrainte moyenne ultime associée au mode de ruine le plus critique pour l'ensemble des panneaux tests. Les résultats obtenus par « éléments finis » (1) et par le modèle de Yao (2) ont été pris comme référence du fait de leur approche plus rationnelle. La figure 2 donne un exemple des résultats des comparaisons de ratio contrainte ultime sur limite élastique (σ_u / σ_y).

Corrélation Yao (2) - Hughes (3)
CC=0.934 ; CV=0.066

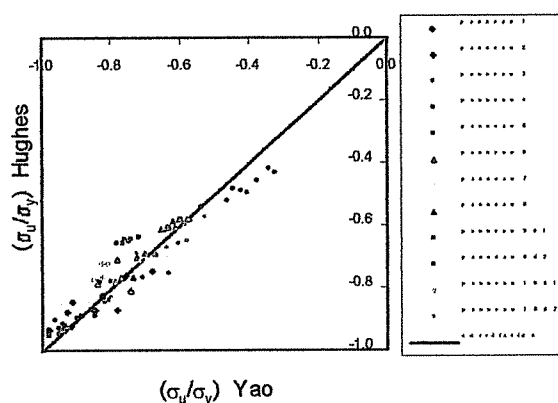


figure 2 : Corrélation de la contrainte ultime entre les modèles 2 et 3 pour l'ensemble des tests

Une synthèse de la comparaison de ces méthodes est présentée dans la figure 3. On note clairement que les approches empiriques (modèles 6 et 7) conduisent à des résultats moins précis. Comme ces modèles intègrent des défauts forfaitaires, ils fournissent des valeurs de contrainte ultime identiques quel que soit le niveau d'imperfection considéré. Ils

sont destinés à une phase de dimensionnement et fournissent donc des valeurs sous-estimées. Bien que moins évolués, ils s'avèrent bien adaptés pour des approches de vérification.

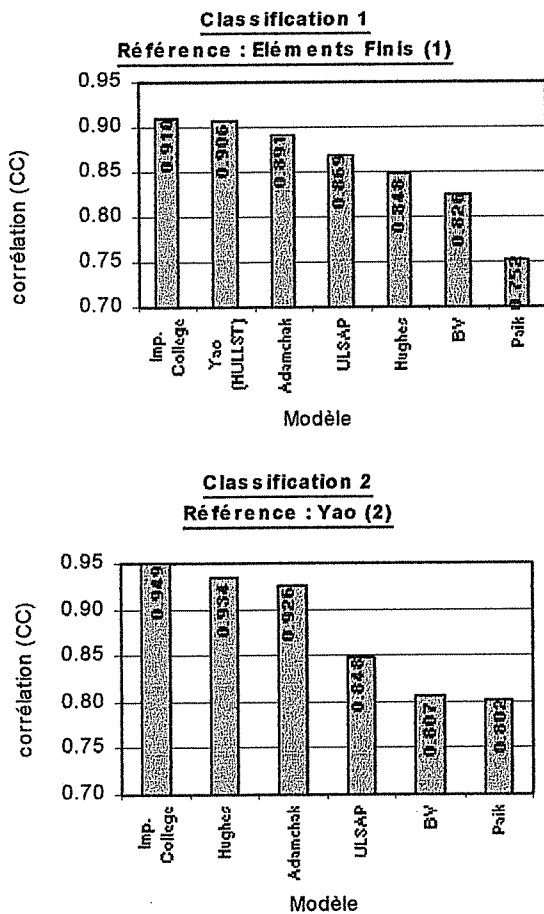


figure 3 : Synthèse de la comparaison des contraintes ultimes des différents modèles par corrélation avec les deux modèles de référence

Le modèle ULSAP (8) fournit une corrélation relativement moyenne mais avec des valeurs tantôt plus faibles tantôt plus élevées que celles des modèles pris comme référence. Les modèles 3, 4 et 5 conduisent à de bonnes corrélations et ont l'avantage d'être basés sur des formulations analytiques qui sont à même de fournir les courbes « $\sigma - \varepsilon$ » très rapidement, contrairement aux modèles de référence 1 et 2.

Si la valeur de charge ou de contrainte ultime en compression est déterminante pour la qualité du modèle de résistance de poutre-navire, un autre facteur important dans l'expression du comportement est la forme de la courbe dans le domaine post-critique. Pour illustrer cela, la figure 4 présente les courbes « $\sigma - \varepsilon$ » pour un des panneaux testés.

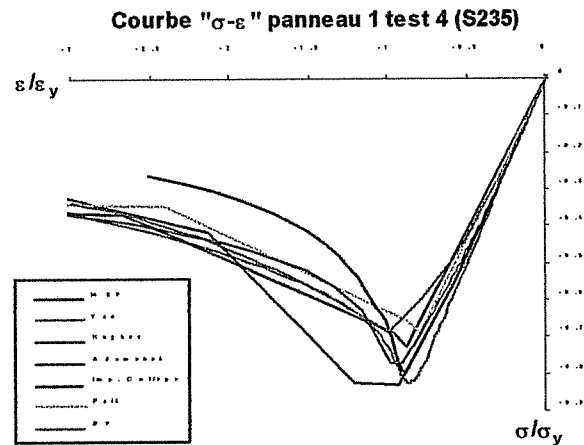


figure 4 : courbes de comportement en compression d'un composant pour 7 modèles

Ces courbes font certes apparaître des différences pour la contrainte ultime en compression mais les écarts les plus importants apparaissent dans le domaine post-critique. Les modèles MEF (1) et de Yao (2) conduisent à des décroissances progressives de résistance au-delà du point de ruine. Les courbes fournies par ces modèles sont obtenues par résolution incrémentale. Pour les modèles de Hughes (3) et d'Adamchack (4), les modèles de comportement élémentaire comprennent trois domaines distincts :

- Zone pré-critique stable jusqu'à l'état ultime,
- Plateau à contrainte constante plus ou moins long conduisant à la création d'un mécanisme (rotule plastique),
- Zone de déchargement suivant le mécanisme obtenu en fin de plateau.

Ces trois domaines sont formulés analytiquement. Il est important de noter que l'implémentation du modèle de Hughes-Rahman [14] conduit à un plateau relativement étendu, ce qui conduit en général à une valeur de moment ultime plus élevée (cf. [13] et [15]).

Les trois modèles restants fournissent une estimation de la contrainte ultime mais les formes de la courbe au-delà du point critique sont basées sur des formes calibrées de décroissances arbitraires dépendant du point critique (σ_u, ε_u).

L'ensemble de ces modèles élémentaires complétés en traction (pour nos tests, par un modèle d'élasto-plasticité parfaite) fournit des

lois de composant utilisés dans l'algorithme d'intégration globale.

II.3 Analyse progressive globale par « éléments finis » de la ruine d'une poutre-navire

Les lois élémentaires de comportement de composant sont établies au préalable de l'analyse de la poutre-navire. Par conséquent, une loi élémentaire de composant ne tient pas compte du voisinage dans la structure du navire. A cette hypothèse d'indépendance de comportement des composants, s'ajoute l'hypothèse de section transversale indéformable. En effet, l'imposition d'une courbure de flexion pure constante revient à ne supposer aucun gauchissement de section.

Afin de valider les résultats obtenus avec de telles méthodes, nous avons mis en œuvre l'analyse complète par éléments finis d'un tronçon central de navire en flexion pure. L'utilisation d'un modèle tridimensionnel complet de navire ne nécessite pas de découpler les comportements des divers composants. De plus, en dehors des sections extrémités où est appliqué le chargement de flexion, les sections sont libres de se déformer en dehors de leur plan.

Pour réaliser une telle analyse, il convient de considérer un tronçon cylindrique central de la poutre-navire. Ce tronçon doit contenir au minimum une tranche comprise entre deux couples renforcés successifs. Pour notre étude, nous avons d'abord considéré des tronçons de largeur égale à une tranche afin de limiter les temps de calcul. Ces tronçons d'une tranche ont permis de mettre au point les analyses éléments finis et de regarder l'influence de certains paramètres comme la forme et l'amplitude des imperfections géométriques initiales ou le modèle d'écroutissage. A des fins de validation des résultats obtenus sur un tronçon d'une tranche et aussi pour pouvoir introduire des champs de pressions latérales, nous avons aussi travaillé sur des tronçons à 3 tranches.

Pour mener l'analyse, on se place dans des conditions de chargement comparable à celles des méthodes simplifiées. On applique donc de manière incrémentale une rotation des sections extrémités.

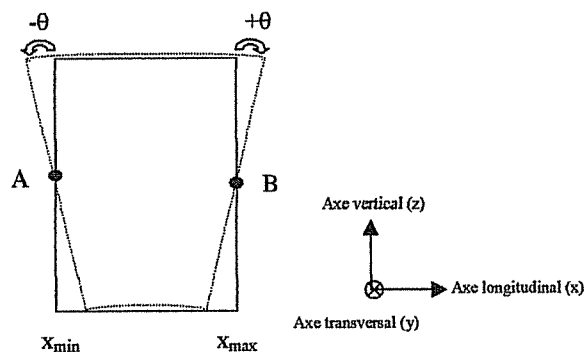


figure 5 : Mode de chargement du tronçon d'étude

La section extrémité en x_{\min} est liée rigidement au point A et il en est de même pour la section extrémité en x_{\max} avec le point B. Cela revient à imposer des sections extrémités indéformables et donc à fixer tout gauchissement de ces sections. Ceci reste cependant assez réaliste eu égard à la raideur des couples renforcés. Dans le cas d'un tronçon d'une seule tranche, ces sections rigides sont relativement proches de la zone d'étude. En revanche, dans le cas d'un tronçon à trois tranches, ces sections rigides se trouvent repoussées assez loin de la zone d'étude constituée de la tranche centrale.

Aux points A et B, une rotation autour de l'axe y de sens opposé et d'amplitude $\pm\theta$ est appliquée. En dehors de l'imposition de cette rotation, seuls sont bloqués les mouvements de corps rigide. Il est important de laisser le tronçon libre dans le sens longitudinal afin de rester dans un cas de flexion pure, ce qui permet d'appliquer la rotation des sections extrémités autour d'un axe positionné de manière quelconque. Néanmoins, on a choisi de positionner les points A et B à la position initiale de la fibre neutre (fibre neutre élastique). Pour revenir à des résultats comparables à ceux obtenus par les méthodes simplifiées, on obtient la courbure χ par :

$$\chi = \frac{2\theta}{l}$$

avec l : longueur du tronçon modélisé.

On obtient le moment au milieu du tronçon modélisé par intégration des efforts nodaux de coupure au niveau de la section médiane. On recherche la position de la fibre neutre instantanée comme lieu d'annulation des contraintes donc des forces nodales

longitudinales au niveau de cette même section médiane. Enfin, on vérifie que l'effort résultant longitudinal reste bien négligeable au niveau de cette section, ce qui valide les conditions aux limites adoptées pour simuler un cas de flexion pure.

Une analyse « éléments finis » bâtie de la sorte permet donc de traiter de manière complètement numérique le même problème que celui résolu par les méthodes simplifiées à composants indépendants. Contrairement aux méthodes approchées, ce traitement numérique tient compte :

- Des interactions entre les éléments de structures voisins et des continuités de matière,
- De la déformation des sections, y compris celles transversales renforcées pour peu que le tronçon comporte plus d'une tranche.

De plus, il peut prendre en compte des comportements matériaux plus généraux : loi élasto-plastique quelconque pouvant aller jusqu'à une courbe d'essai. En revanche, si de nombreux types de défauts peuvent être pris en compte, il faut pouvoir retenir les défauts pertinents et les introduire de manière satisfaisante dans le modèle.

Sous la forme présentée ici et en y introduisant quelques défauts types, il est possible d'obtenir par voie numérique des résultats correspondant à des cas comparables à ceux fournis par les méthodes approchées tout en restreignant le nombre d'hypothèses. Ceci permet, entre autre, de valider le bien fondé de certaines hypothèses inhérentes aux méthodes approchées.

III. APPLICATION AUX DEUX FREGATES

III.1 Cas de la frégate à double fond F70

III.1.1 MODELE ELEMENTS FINIS

Un modèle d'un tronçon d'une tranche et un modèle d'un tronçon de 3 tranches ont été réalisés. Le modèle d'une tranche a permis de mettre au point le calcul et d'effectuer quelques analyses de sensibilités, dans des temps de calcul raisonnables. Le modèle trois tranches a été utilisé pour des analyses correspondant à des variantes d'imperfections

plus limitées, les temps d'analyse étant beaucoup plus conséquents : de l'ordre d'une dizaine d'heures pour le modèle à 1 tranche à une centaine d'heures pour le modèle à 3 tranches. Le modèle d'une tranche est présenté sur la figure suivante.

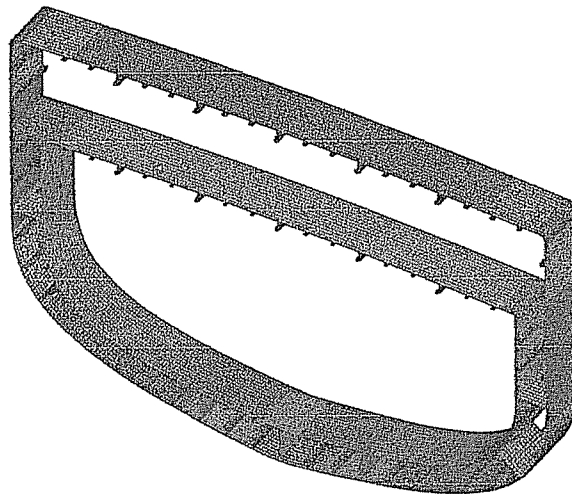


figure 6 : Modèle de la tranche d'étude F70

Dans le cas d'un tronçon à 3 tranches, cette même tranche est reproduite 3 fois et les couples renforcés (varangues, membrures et barrots) sont modélisés en éléments de coque plane avec une finesse de maillage comparable à celle de la tranche afin d'assurer une compatibilité de maillage. La finesse de maillage adoptée dans la partie longitudinale a été choisie afin de pouvoir bien représenter la cinématique des modes de flambement et de ne pas surestimer les charges critiques de flambement associées aux modes locaux.

Le principe de maillage adopté pour ce modèle est le suivant :

- ~10 éléments par largeur de maille,
- au minimum 4 éléments dans la hauteur des âmes de raidisseur,
- 2 à 4 éléments dans la largeur des semelles de raidisseur.
- une taille d'élément comparable dans la longueur (~100 mm).

Pour la partie longitudinale, seuls des éléments quadrilatères sont utilisés. Quelques éléments triangulaires sont utilisés au niveau des couples renforcés (modèle 3 tranches). En terme de taille de modèle, cela conduit à :

- ~25 000 nœuds, ~23 000 éléments et ~150 000 degrés de liberté pour le modèle 1 tranche,

- ~82 000 nœuds, ~83 000 éléments et ~490 000 degrés de liberté pour le modèle 3 tranches.

III.1.2 RESULTATS : CAS DE REFERENCE

Pour obtenir la relation moment – courbure pour la flexion longitudinale, nous avons tout d’abord déterminé les premiers (~15) modes de flambement élastique du tronçon sous mise en courbure en arc et sous mise en courbure en contre-arc. Ces premiers modes de flambement sont principalement des modes locaux de maille de tôle (avec notamment des modes multiples), mais les différents raidisseurs sont aussi touchés par ces premiers modes du fait de la continuité de la matière. Les modes élastiques ainsi obtenus indiquent les zones les plus sensibles au flambement pour les modes de déformation étudiés. Par conséquent, ne disposant pas de relevés effectifs de défauts géométriques, il paraît raisonnable de considérer une forme de défaut suivant ces modes élastiques dans la mesure où ce sont les premiers modes qui apparaîtraient pour une structure géométriquement parfaite en flexion longitudinale.

De plus, ABAQUS/Standard ne dispose pas de possibilités d’analyse de stabilité incrémentale. Par conséquent, une analyse statique sur une géométrie parfaite peut poser des problèmes numériques : arrêt avant obtention du point critique recherché. S’il existe des artifices numériques pour pallier à ce problème, l’introduction de défauts géométriques est de nature à faciliter les choses dans ce type de situation. L’analyse du cas de référence consiste donc à traiter la configuration suivante :

- Modèle du tronçon 1 tranche,
- Imperfection géométrique correspondant à une combinaison linéaire de 5 modes de flambement élastique présentant des formes différentes, chaque mode ayant une amplitude maximale de défaut de 2 mm.,
- Loi matériau S355 bi-pente (écrouissage linéaire) correspondant aux données minimales garanties.

Ce cas F70 de référence conduit aux résultats des figures 7 et 8 suivantes :

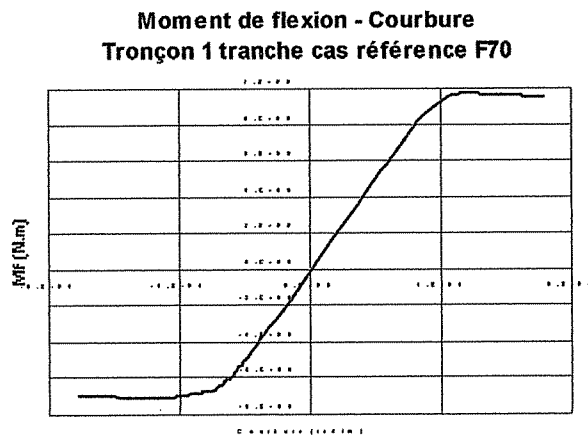


figure 7 : Courbe Moment – Courbure F70 référence (1 tranche)

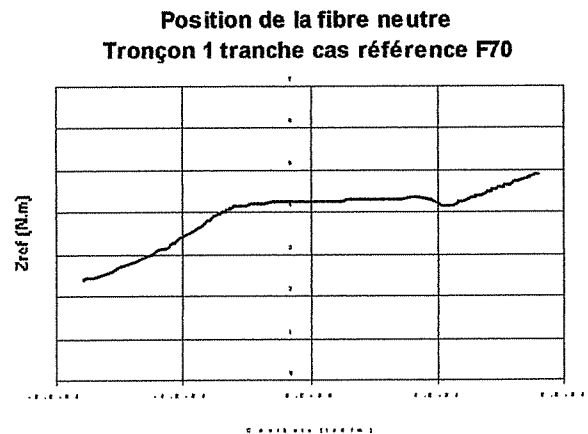


figure 8 : Position de la fibre neutre Zref F70 référence (1 tranche)

Pour cette frégate à double-fond, le moment ultime obtenu en arc est assez supérieur à celui obtenu en contre-arc. Cela s’explique par le fait que le double-fond est assez fortement échantillonné. Ceci conduit à une forte résistance des fonds et à une position de fibre neutre élastique assez basse. La distance de la fibre neutre à la fibre haute est donc supérieure à celle de la fibre neutre à la fibre basse. Les niveaux de contraintes dans le pont supérieur sont donc en général largement plus importants que dans les fonds. Or la structure légère des éléments des ponts présente des charges critiques en compression largement inférieures à celles observées en traction du fait de leur forte propension à flamber. Etant donné sa structure renforcée, le fond ne présente pas une telle dissymétrie de comportement en traction et compression : ceci ne permet pas de compenser les écarts constatés sur le pont.

Par ailleurs, on note que le domaine de comportement quasi-linéaire est relativement important. Dans ce domaine, la position de la fibre neutre instantanée n'évolue que très peu. Au passage du point critique, on constate une évolution relativement brutale de cette position de fibre neutre. Cette évolution de position de fibre neutre est en général monotone. Dans le cas de l'arc, on constate cependant, au passage du point critique, un abaissement local de cette position. Ceci est un phénomène assez surprenant lié encore une fois au double-fond renforcé : en effet, la quasi-totalité du pont supérieur travaille en plasticité alors que seul un ou deux raidisseurs ont flambé en partie basse. Dès que le nombre de flambements dans la partie basse se met à augmenter, la fibre neutre se remet alors à monter.

III.1.3 ANALYSE DE SENSIBILITES

Afin de qualifier les résultats obtenus sur le cas de référence, nous avons réalisé une étude des sensibilités de la résistance ultime à divers paramètres :

- Forme de l'imperfection géométrique initiale :
 - Perturbation suivant 1 seul mode de flambement élastique,
 - Perturbation suivant la combinaison de référence de modes,
 - Perturbation suivant une autre combinaison de modes,
- Amplitude de l'imperfection géométrique initiale,
- Loi de comportement matériau :
 - Loi élasto-plastique parfaite,
 - Loi bi-pente à écrouissage linéaire,
 - Loi de type expérimental (courbe d'écrouissage mesurée),
- Etendue du tronçon modélisé,
- Charges latérales fixes de type pression sur la carène et sur pont.

La forme de l'imperfection géométrique est prise suivant les modes de flambement élastique. A amplitude de défaut équivalente, le choix d'un mode ou d'un autre n'entraîne pas d'écarts significatifs sur la résistance ultime même si la forme de la déformée alors obtenue varie. Les écarts se situent surtout au niveau des diverses cloques des mailles qui correspondent aux formes des modes de flambement élastique introduits. Les

imperfections introduites, correspondant aux 15 premiers modes, concernent les éléments de structures les plus critiques en flambement à savoir les mailles de tôle alors que la ruine des éléments de structure en fibre extrême (fond et pont supérieur) au voisinage de la résistance ultime correspond à des flambements de raidisseurs. L'introduction d'imperfections géométriques touchant principalement les mailles de tôles, que l'on considère un unique mode de flambement élastique ou une combinaison linéaire, conduit à des amplitudes de défauts assez proches au niveau des raidisseurs. Ceci explique les très faibles écarts constatés en faisant varier la forme de l'imperfection géométrique. Ceci permet de s'assurer que les valeurs obtenues sur le cas de référence ne correspondent pas à un cas exceptionnel (situation très favorable ou très défavorable).

En revanche, l'amplitude du défaut joue un rôle plus important sur le moment ultime.

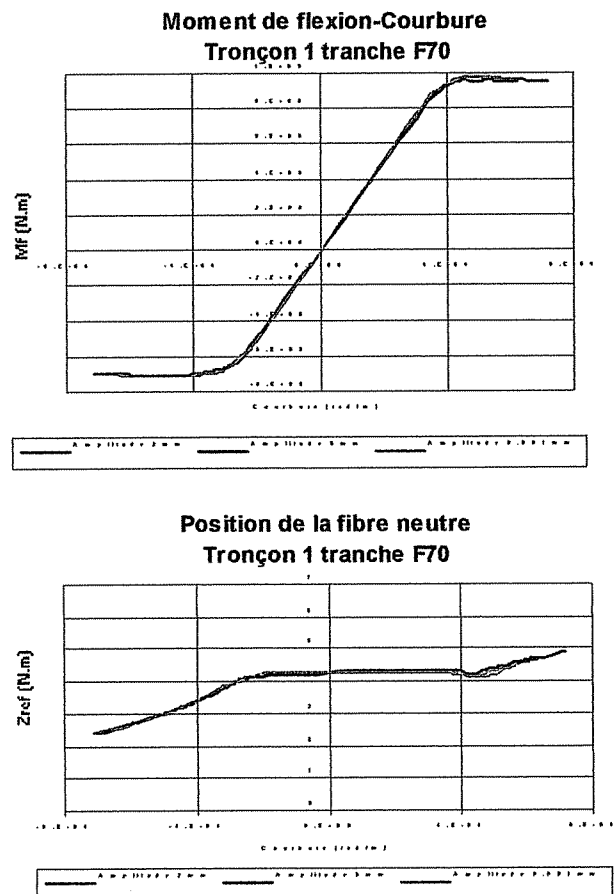


figure 9 : Sensibilité à l'amplitude de l'imperfection géométrique

Les résultats obtenus pour trois valeurs d'amplitude sur la combinaison des modes du

cas de référence mettent en évidence une influence plus importante de l'amplitude de l'imperfection modale plus que de sa forme. Dans le cas de l'arc notamment, un défaut quasi-imperceptible (0,001 mm. d'amplitude) conduit à une valeur de moment ultime légèrement plus importante. Les écarts restent cependant encore limités. Il est intéressant de noter que pour une valeur de défaut quasi-nulle, la position de la fibre neutre reste constante alors qu'un léger défaut suffit à lui fournir une légère pente.

Pour ce qui est de la sensibilité à la forme de la loi d'écroutissement, les écarts restent très faibles pour les trois lois de matériau considérées. Comme la valeur de limite élastique est prise identique pour les trois lois, seul l'effet d'écroutissement diffère. Si pour une ruine en traction, l'importance de l'écroutissement est important, ce n'est pas le cas pour la ruine en flexion de la poutre-navire. Ceci est dû au fait que ce sont principalement des phénomènes de flambements qui conditionnent la ruine de la poutre-navire et qu'au moment de la ruine, la majorité des éléments de structure travaille encore dans un domaine élastique linéaire. En effet, au moment de la ruine, les zones qui ont plastifiées restent en faible nombre et situées au niveau des fibres extrêmes.

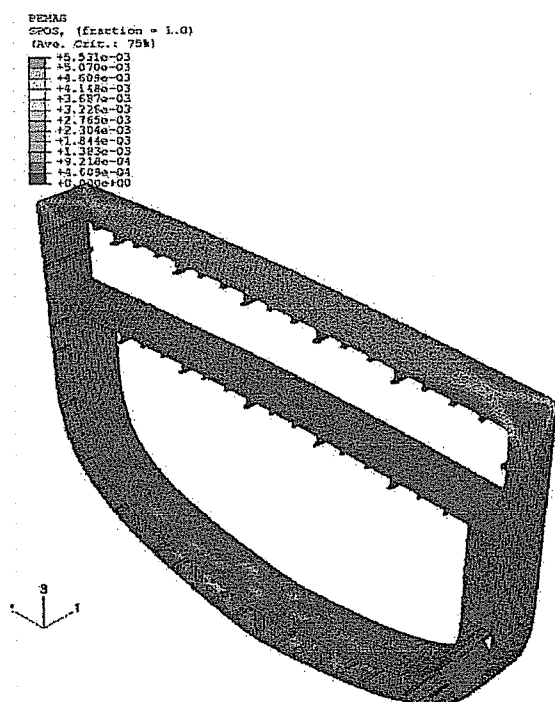


figure 10 : Déformations plastiques au moment de la ruine en arc pour la F70

En revanche, si pour la frégate, la loi d'écroutissement n'a qu'un faible effet sur la valeur de moment ultime, au-delà de la ruine, les écarts entre les courbes moment – courbure se creusent, ce qui correspond bien à la fois à une extension des zones plastiques et aussi à des niveaux de déformations plastiques suffisamment notables pour que la prise en compte d'un écroutissement conduise à des niveaux de contraintes sensiblement différents. Signalons aussi qu'une loi bi-pente (pente élastique entre l'origine et le point de limite élastique puis pente élasto-plastique jusqu'au point de rupture (limite à rupture, allongement à rupture)) fournit des résultats très voisins de ceux obtenus avec une loi expérimentale. Ce modèle s'avère être donc un modèle tout à fait satisfaisant pour ce type d'étude même si le palier au passage de la limite élastique des aciers n'est pas pris en compte.

Pour tous les paramètres précédents, nous avons travaillé sur le modèle du tronçon à une tranche afin de limiter les temps de calcul. En revanche, pour investiguer l'influence de charges fixes latérales comme le champ de pression provenant de la mer ou des répartitions internes de masse, il nous a fallu travailler sur un tronçon d'au moins trois tranches. En effet, avec un modèle à une tranche et les conditions de sections rigides aux extrémités, l'introduction de pression sur les ponts et la carène engendrent des pré-contraintes de traction qui sont de nature à augmenter le moment ultime. Ceci vient du fait que les couples renforcés aux extrémités du tronçon sont alors considérés infiniment rigides. On peut mettre en évidence ces phénomènes sur de simples poutres caissons. Sur de tels cas tests, nous avons pu montrer que le moment ultime convergeait quand nous allongions la longueur du tronçon d'étude en y représentant la raideur effective des couples renforcés, la valeur devenant déjà très bonne pour un tronçon à trois tranches. Dans la mesure où sur le cas réel de la F70, un tronçon à 3 tranches conduit déjà à un modèle relativement lourd à manipuler, nous nous sommes donc limités à ce modèle.

Pour le cas de référence, les écarts obtenus entre les deux longueurs de tronçon sont présentés sur la figure 11.

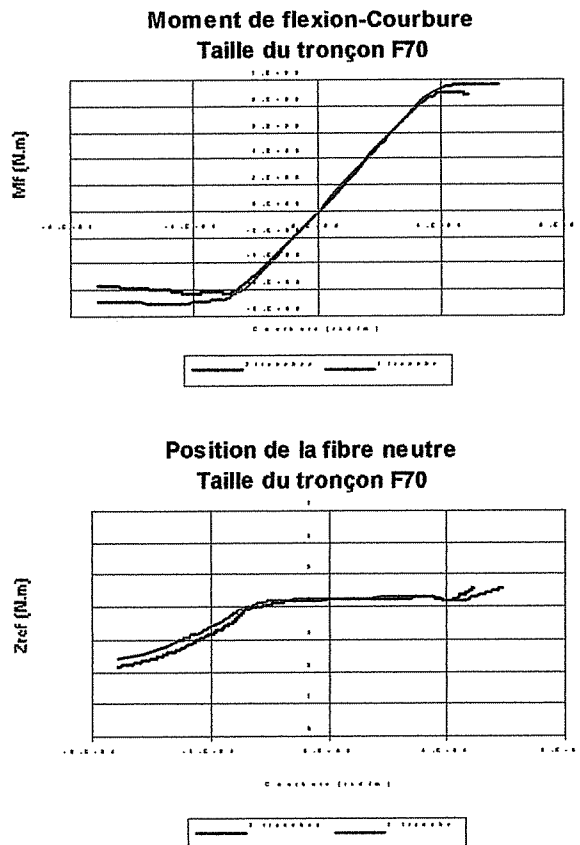


figure 11 : Sensibilité à l'étendue du modèle

Les écarts obtenus sont ici plus importants que ceux obtenus sur un modèle d'une seule tranche pour les autres paramètres considérés. Notons cependant que les écarts n'interviennent qu'au moment d'apparitions de non-linéarités, la raideur dans la partie élastique étant similaire pour les deux modèles. Par conséquent, les conditions de bord plus réalistes au niveau de la tranche centrale d'étude jouent un rôle significatif dès lors que des ruines locales interviennent (le modèle à une seule tranche représente donc bien le comportement linéaire).

Nous pouvons donc nous demander si le fait de travailler sur un tronçon une tranche ne serait pas de nature à minimiser l'influence sur le moment ultime des paramètres traités précédemment. Quelques calculs ponctuels nous ont permis de constater que si la longueur du tronçon d'étude est de nature à faire varier de façon notable l'estimation du moment ultime, la sensibilité à un paramètre donné pour une taille de tronçon d'étude fixe est assez semblable à celle constatée pour une autre longueur de tronçon. Ceci est donc de nature à confirmer la sensibilité du moment

ultime obtenu auparavant sur un tronçon d'une tranche.

Le dernier paramètre traité pour cette analyse de sensibilité est la prise en compte de pressions latérales sur le pont et sur la carène. Nous avons considéré le champ de pression hydrostatique sous le tirant d'eau d'échantillonnage et une charge sur ponts de 250 daN/m^2 . Pour introduire ces champs de pression, nous avons réalisé une première analyse où seules les pressions sont appliquées. Pour cette première analyse, les conditions aux limites sont aménagées pour que la déformation induite par ces champs de pression reste symétrique par rapport au plan de la section médiane. De plus, on applique aux points A et B (cf. figure 5) des forces pour équilibrer le chargement du tronçon. L'effet du champ de pression est indiqué sur la figure suivante.

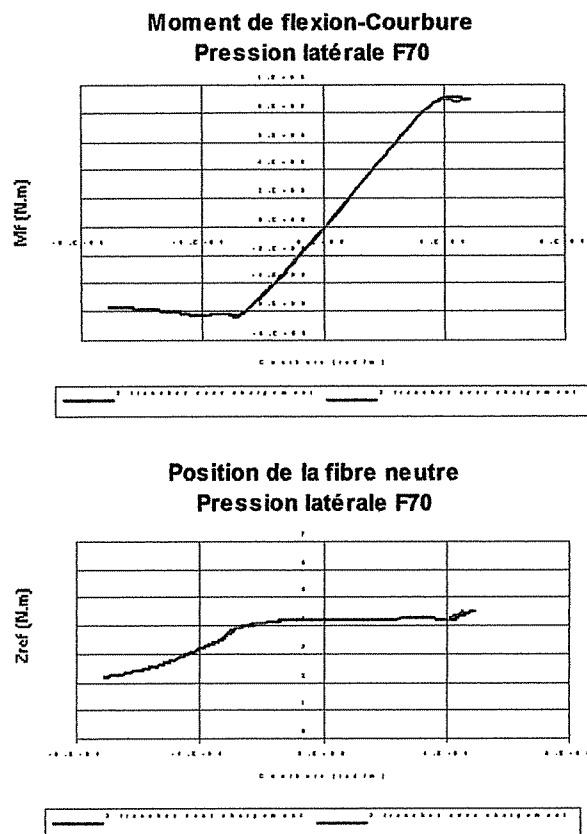


figure 12 : Sensibilité aux pressions latérales

L'introduction d'efforts latéraux sur la structure longitudinale de la poutre-navire a pour effet de diminuer les valeurs de moment ultime. Le phénomène est encore plus visible en arc. Cependant, dans ce cas, en plus des particularités de la structure, s'ajoute le fait que les valeurs de pression en fond de carène

sont largement supérieures à celles des ponts (de l'ordre de 15 fois). Comme les pressions latérales sont de nature à accélérer les flambements en compression, il paraît donc assez cohérent de constater l'écart en arc. Au contraire, en contre-arc, l'application de la courbure contribue dans un premier temps à retendre le bordé de carène au fond du navire soumis au champ de pression avant de le faire travailler en traction. Ceci est de nature à augmenter la résistance du fond même si les champs de pression sur les ponts ont tendance à accélérer l'apparition des ruines de composants par flambement.

L'influence des divers paramètres sur les valeurs de résistance ultime reste en général relativement faible hormis pour l'étendue du tronçon. Cependant, travailler sur un tronçon de largeur une tranche permet de pouvoir traiter un plus grand nombre de cas pour cette étude de sensibilité. Il a quand même fallu s'assurer que les tendances constatées se vérifiaient sur un tronçon plus étendu. Néanmoins, afin de permettre une bonne convergence numérique de l'algorithme de résolution, il est souhaitable d'introduire une imperfection géométrique d'amplitude significative (supérieure au mm.). Pour ne pas favoriser un mode plus spécifiquement, le choix d'une combinaison linéaire de quelques modes paraît raisonnable. En vue d'établir une solution de référence par éléments finis, il paraît donc intéressant de :

- Réaliser un modèle d'un tronçon à 3 tranches,
- Utiliser une imperfection géométrique obtenue par combinaison linéaire de quelques modes de flambement élastique dans le mode de déformation avec une amplitude significative cohérente avec le réel,
- Utiliser un modèle matériau élasto-plastique bi-pente à écrouissage isotrope à moins de disposer de meilleures informations,
- Introduire les champs de pression latérale.

Pour la suite, nous considérerons comme cas de référence celui déjà cité au §III.1.2, à ceci près que le tronçon d'étude sera celui à 3 tranches.

III.1.4 COMPARAISON AVEC LES METHODES SIMPLIFIEES

Sur ce cas réel, nous avons confronté les résultats obtenus par éléments finis avec ceux obtenus par diverses méthodes simplifiées d'analyse progressive de la ruine de poutre-navire. Pour cette frégate F70, on obtient les courbes « Moment - Courbure » suivantes :

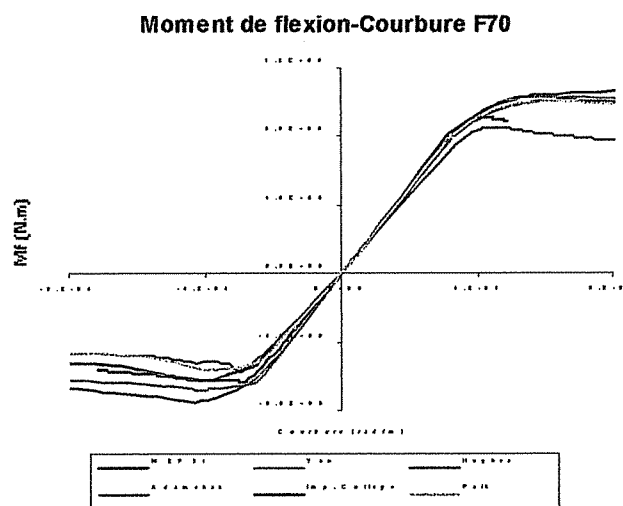


figure 13 : Comparaison de 6 modèles d'analyse progressive de la ruine en flexion

Etant donné les travaux précédents, la courbe obtenue par le modèle « éléments finis » complet peut être considérée comme référence. Avant d'analyser les résultats, il convient de signaler que les résultats fournis par les modèles de Yao, Hughes, Imperial College et Paik proviennent d'un même modèle de description de la poutre-navire, l'algorithme d'intégration général étant celui du programme HULLST de Yao. Pour le modèle d'Adamchak, c'est un module indépendant RULTIM qui a été utilisé. Les modèles de comportement élémentaire des composants utilisés pour les méthodes simplifiées correspondent à ceux présentés au chapitre II.2.

Pour ce qui concerne la partie flexion en contre-arc ($M < 0$), les méthodes Yao et Hughes conduisent à des moments ultimes plus élevés que celui obtenu par MEF. Pour le modèle de Hughes, cela est lié aux longueurs des paliers post-critiques au niveau élémentaire qui sont visiblement surévalués. Pour ce qui est de la méthode de Yao, les comportements post-critiques sont légèrement favorables mais il est difficile de dire qu'ils soient seuls à l'origine de cette valeur optimiste. La discrétisation (découpage en composants élémentaires)

utilisée doit vraisemblablement intervenir. En effet, toutes les valeurs de moment ultime en arc obtenues avec la même discrétisation pour les quatre modèles élémentaires traités avec HULLST sont optimistes, même pour le modèle de Paik empirique généralement défavorable. Un effet lié à la discrétisation utilisée avec HULLST est donc fort probable.

Pour le cas du contre-arc, le classement des moments ultimes pour les méthodes simplifiées correspond à l'ordre généralement rencontré au niveau élémentaire. Cependant, le modèle d'Adamchak conduit à une décroissance assez brutale du moment après passage du point critique. Cela est sans doute dû au modèle élémentaire post-critique qui est assez défavorable. En effet, le modèle d'Adamchak ne fournit pas d'indication sur le côté du mode de flambement en flexion du composant (tôle ou semelle en compression). Or, le comportement post-critique est sensiblement différent entre les 2 côtés possibles. C'est systématiquement le côté correspondant à la plus grande perte de résistance dans le domaine post-critique qui est choisi, ce qui conduit à des valeurs conservatrices du moment.

Pour le cas d'arc, les écarts entre les 4 méthodes basées sur une discrétisation commune sont très voisins, ce qui correspond bien au fait que la ruine en arc se produit avec un nombre de flambement limité survenant à des niveaux de contraintes proches de la limite élastique. Comme dans le cas du contre-arc, la méthode simplifiée de type Adamchak conduit à une valeur inférieure à celle obtenue par la MEF.

Il apparaît que les méthodes simplifiées sont donc à même de prédire l'ordre de grandeur du moment ultime de poutre-navire pour la frégate étudiée. Les résultats confirment l'importance des lois élémentaires (charge ultime mais aussi comportement post-critique) sur l'obtention du moment ultime. Ces méthodes simplifiées fournissent des résultats de manière quasi-instantanée (à comparer aux temps de calcul EF, de l'ordre de quelques dizaines d'heures pour un tronçon 1 tranche et de la centaine d'heures pour un tronçon 3 tranches). De plus, l'hypothèse d'indépendance des composants paraît justifiée non seulement au niveau des ordres de grandeur des moments ultimes mais aussi au niveau des scénarios de ruine. Les processus

chronologiques de ruine globale par succession de ruines locales pour les deux types de modèles sont tout à fait comparables pour la frégate étudiée.

III.2 Cas de la frégate à simple fond FLF

III.2.1 MODELE ELEMENTS FINIS

Comme pour la frégate F70, deux modèles ont été réalisés : un d'un tronçon d'une tranche et un d'un tronçon de trois tranches. Contrairement à la frégate F70, la frégate FLF dispose d'un couple renforcé tous les deux couples, le couple intermédiaire étant renforcé par seulement une varangue en partie basse. Si cette particularité n'alourdit pas une modélisation type coupe au maître (la portée des divers composants longitudinaux diffère suivant leur emplacement), cela nécessite qu'une tranche élémentaire comporte en fait deux couples. Le modèle du tronçon d'une tranche est donc le suivant :

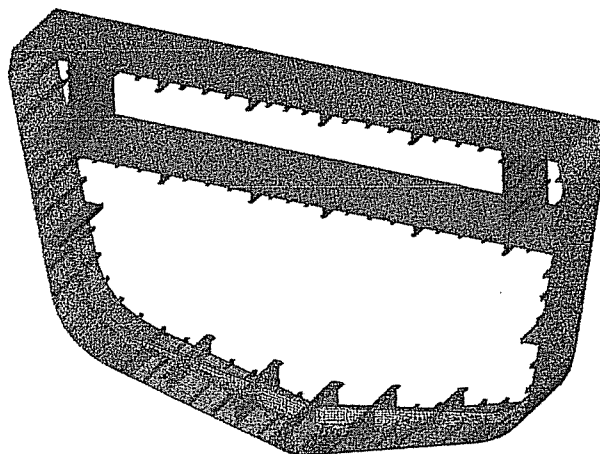


figure 14 : Modèle de la tranche d'étude FLF

Comme pour la F70, trois tranches identiques sont juxtaposées pour le tronçon 3 tranches avec ajout d'un couple renforcé modélisé en éléments plaque aux deux jonctions des tranches. Les tailles des modèles obtenus sont :

- ~44 000 nœuds, ~42 000 éléments et ~260 000 degrés de liberté pour le modèle 1 tranche,
- ~145 000 nœuds, ~166 000 éléments et ~870 000 degrés de liberté pour le modèle 3 tranches.

Notons que sur cette frégate à simple fond, il existe une cloison entre les deux ponts à tribord et à bâbord. Ces cloisons possèdent un échantillonnage relativement léger comparé

notamment au bordé situé au même niveau mais aussi comparé au pont supérieur.

III.2.2 RESULTATS ET SENSIBILITES

Pour estimer les moments ultimes en arc et contre-arc de cette frégate, nous avons procédé de manière analogue à la démarche utilisée pour la F70. L'imperfection géométrique est définie à partir des modes de flambement élastique pour les modes de déformation étudiés : arc et contre-arc. En arc, il est à signaler que les premiers modes font apparaître des amplitudes de déformées importantes dans les âmes des carlingues.

Pour cette frégate, nous avons défini une forme d'imperfection géométrique en arc et une en contre-arc comme étant une combinaison linéaire de 5 modes choisis afin de présenter des défauts relativement répartis. Nous avons regardé l'influence de l'amplitude de ces imperfections géométriques sur un tronçon d'une tranche, l'amplitude maximale étant ici prise à 10 mm. Cette valeur est certes importante mais a été choisie en vue de mieux faire apparaître les écarts.

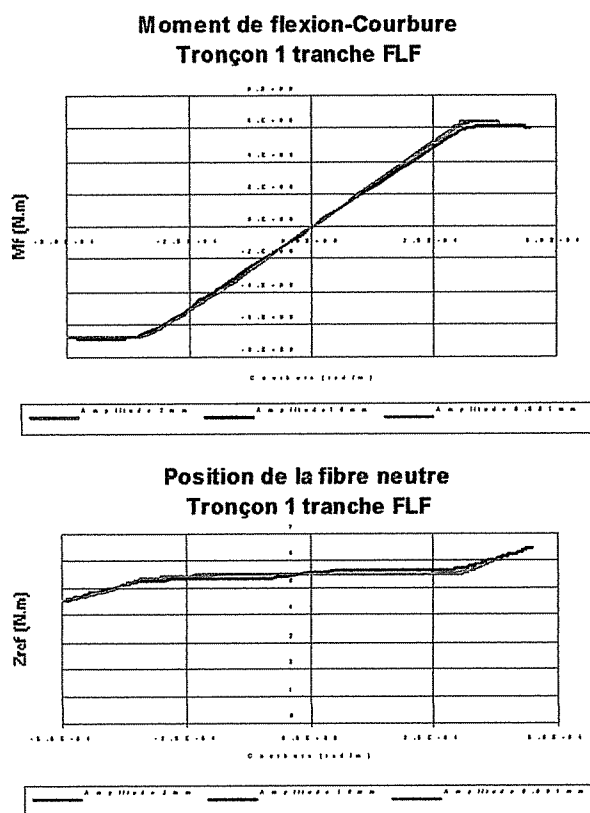


figure 15 : Sensibilité à l'amplitude de l'imperfection géométrique

Les résultats de cette analyse de sensibilité à l'amplitude de l'imperfection sont assez similaires à ceux obtenus pour la F70, à savoir une sensibilité plus grande en arc qu'en contre-arc. Ceci tendrait à penser que les imperfections géométriques engendrent des variations plus importantes de charge de ruine pour les composants assez résistants du fond (fort échantillonnage et portée réduite) que pour les composants de pont qui eux, de toute façon, flambent à de faibles niveaux de charges.

Par ailleurs, on remarque que, contrairement à la F70, les moments ultimes en arc et en contre-arc ont un ordre de grandeur similaire.

La sensibilité à l'écroutissage, étudiée à partir du même tronçon d'une tranche, s'est avérée faible comme pour la frégate F70, et ce pour les mêmes raisons.

Pour ce qui concerne l'influence de charges latérales de type pression, nous avons travaillé sur le tronçon 3 tranches. Les résultats sont rapportés sur la figure suivante.

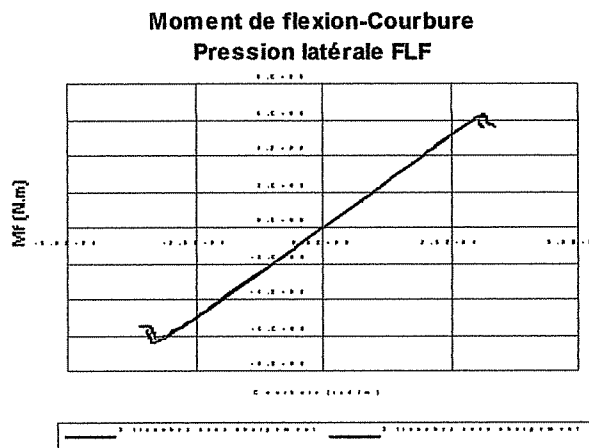


figure 16 : Sensibilité aux pressions latérales

Pour cette frégate, l'effet de pressions latérales est plus marqué que pour la F70 alors que les valeurs considérées sont similaires. De plus, les effets en arc et en contre-arc sont tout à fait comparables, ce qui n'était pas le cas pour la frégate précédente. Remarquons que cette frégate FLF a un principe de structure de fond comparable à celui d'un pont, ce qui n'était pas le cas de la F70 du fait du double fond. On note, par ailleurs, que comme pour la frégate précédente, le modèle 3 tranches conduit à des valeurs de moment ultime réduites par rapport à celles observées sur le modèle 1 tranche. Comme pour la F70, la raideur pré-critique est

identique pour les deux modèles : les conditions de bord influencent donc principalement la ruine. La ruine observée sur le tronçon 3 tranches est beaucoup plus brutale, à la fois en arc et en contre-arc. Si cette même tendance avait été constatée sur la F70 principalement en contre-arc, le phénomène est ici très prononcé.

III.2.3 COMPARAISON AVEC LES METHODES SIMPLIFIEES

Comme pour la frégate F70, ont été confrontées les estimations de résistance ultime provenant de différentes méthodes. Les résultats obtenus en terme de courbe « Moment – Courbure » sont présentés sur la figure suivante :

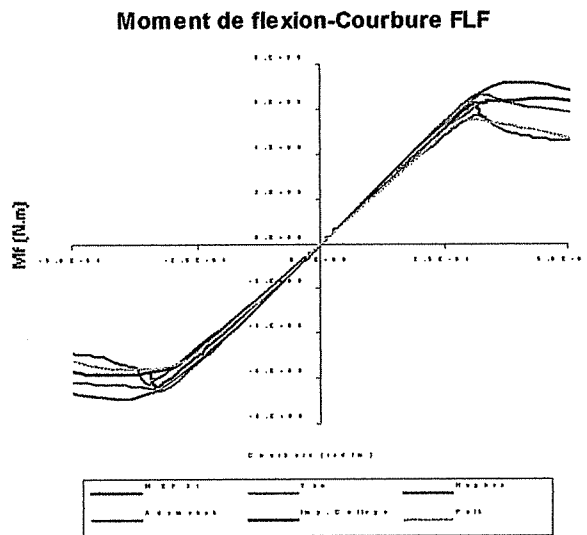


figure 17 : Comparaison de 6 modèles d'analyse progressive de la ruine en flexion

On retrouve ici à la fois pour l'arc et le contre-arc des faisceaux de courbes comparables à ce que nous avons pu constater en contre-arc sur la F70. En particulier, le modèle d'Adamchak conduit à des chutes de moment après passage du point ultime assez comparables à ce qui a été constaté par la MEF. Les quatre autres méthodes conduisent à des passages beaucoup plus progressifs du moment ultime. Pour ces quatre méthodes, l'ordre des valeurs de moments ultimes en arc et contre-arc est le même. Cependant, les écarts sont plus marqués en arc. Pour l'arc, au niveau post-critique, il est à noter que le modèle de Yao conduit à une perte de moment assez comparable avec ce qui est obtenu par la MEF, ce qui n'était pas le cas en contre-arc. Cette décroissance plus marquée

conduit à faire passer la courbe sous celle fournie par le modèle de l'Imperial College dans le comportement post-ultime en arc.

D'une façon générale, les écarts entre les courbes se creusent dans le domaine post-ultime alors qu'au niveau du moment ultime, les différences restent pour cette frégate FLF plus limitées que pour la F70. Ceci est assez cohérent avec le fait que cette frégate à simple fond correspond bien à une succession de composants raidis du type de ceux dont le comportement est établi a priori par les méthodes simplifiées. Pour une structure à double fond, la représentation des liaisons est certainement plus sujette à caution dans des modèles à composants indépendants.

Il convient de signaler cependant que les modèles à composants indépendants fournissent de bonnes indications relatives à la position des éléments mécaniquement endommagés ou « ruinés » au moment de la ruine globale, tout du moins pour des éléments de structure relativement horizontaux. Pour les éléments de structure verticaux, ceci est moins vrai. En effet, pour la FLF, la méthode simplifiée d'Adamchak indique que les éléments supérieurs des cloisons longitudinales légères sont déjà « ruinés » quand on atteint le moment ultime en contre-arc. Or le modèle MEF ne fait pas apparaître ce phénomène. Ces éléments ne subissent dans une approche à composant indépendant qu'une compression alors qu'en fait, ils sont certes en compression mais avec une flexion dans leur plan du fait de la continuité de la cloison. Vu les hypothèses des méthodes approchées, les comportements locaux au niveau de tels éléments peuvent donc être relativement erronés. Les méthodes approchées conduisent cependant à des estimations relativement cohérentes, le nombre d'éléments des ponts ou fonds jouant dans les structures de frégate le rôle prépondérant conduisant à la ruine.

IV. CONCLUSION

Après avoir comparé de façon théorique et sur des cas élémentaires des méthodes d'estimations de résistance ultime, nous les avons confrontées sur des cas réels de frégates militaires.

De plus, pour ces frégates, nous avons établi des solutions de référence par méthodes éléments finis. Il s'avère que pour ces

structures relativement simples de navire, la mise en œuvre complètement numérique d'analyse de la résistance ultime en flexion longitudinale de la poutre-navire est aujourd'hui tout à fait possible. Vu les temps de calcul nécessaires, le recours à un modèle « éléments finis » n'est cependant pas envisageable dans un contexte de projet de navire. Les méthodes approchées offrent donc des possibilités particulièrement attractives.

Les solutions de référence sur les deux frégates traitées ont permis de vérifier la validité de ces méthodes. En effet, même si des améliorations doivent certainement y être apportées (au niveau élémentaire notamment), ces méthodes permettent de fournir très rapidement des ordres de grandeur réalistes.

Notons cependant que si ces travaux apportent des éléments de validation pour ces méthodes, les cas d'applications traités correspondent à des navires qui se comportent effectivement comme une poutre. Pour des navires sortant de ce cadre « poutre-navire », il conviendra d'être relativement prudent, les méthodes simplifiées étant typiquement des méthodes de type poutre-navire.

De plus, il apparaît qu'indépendamment de la qualité intrinsèque de la méthode, l'expérience de l'utilisateur pour la réalisation du modèle est primordial, le choix de la discrétisation ayant une influence directe sur les résultats.

Vu les phénomènes fortement non-linéaires de ruine, les écarts obtenus restent relativement faibles. Toutefois, il apparaît important de pouvoir estimer l'ordre de grandeur de l'erreur associé au moment ultime pour une utilisation en conception. Le recours à des approches fiabilistes paraît donc une voie intéressante pour pouvoir définir un coefficient de sécurité à associer à la valeur de moment ultime estimée.

V. REFERENCES

- [1] ADAMCHAK J.C. (1984). An Approximate Method for estimating the Collapse of a Ship's Hull in Preliminary Design. Proc. Ship Structure Symposium' 84, SNAME (Ed.), Arlington, US, 37-61.
- [2] BEGHIN D., JASTRZEBSKI T. et TACZALA M. Result – a Computer Code for Evaluation of the Ultimate Longitudinal Strength of Hull Girder. *Proc. Int. Symp. PRADS'95*, Séoul, Corée, 832-834.
- [3] CALDWELL J.B. (1965). Ultimate Longitudinal Strength. *Trans. RINA* **107**, 411-430.
- [4] DOW R.S., HUGILL R.C., CLARK J.D. et SMITH C.S. (1981). Evaluation of Ultimate Ship Hull Strength. *Proc. Extreme Loads Response Symposium*, SNAME (Ed.), Arlington, US, 133-148.
- [5] DOWLING et al. (1991). Design of Flat Stiffened Plating: Phase 1 report. *CESLIC Report SP 9*, Dept. of Civil Engineering, Imperial College, Londres, UK
- [6] GUEDES SOARES C. et GORDO J.M. (1997). Design Methods for Stiffened Plates Under Predominantly Uniaxial Compression. *Marine Structures* **10:6**, 465-497
- [7] GORDO J.M. et GUEDES SOARES C. (1996). Approximate Method to Evaluate the Hull Girder Collapse Strength. *Marine Structures* **9:3-4**, 449-470.
- [8] HUGHES O.F. (1988). *Ship Structural Design*, SNAME, New Jersey, US
- [9] PAIK J.K. et MANSOUR A.E. (1995). A Simple Formulation for Predicting the Ultimate Strength of Ships, *Journal of Marine Science and Technology* **1**, 52-62.
- [10] PAIK J.K., THAYAMBALLI A.K. et CHE J.S. (1996). Ultimate Strength of Ship Hulls under Combined Vertical Bending, Horizontal Bending, and Shearing Forces. *Trans. SNAME* **104**, 31-59.
- [11] PAIK J.K. et THAYAMBALLI A.K. (1997). An Empirical Formulation for Predicting the Ultimate Compressive Strength of Stiffened Panels. *Proc. 7th Int. Offshore and Polar Engineering Conf.*, Honolulu, USA, **4**, 328-338.

- [12] PAIK J.K. (1999). *SPINE, A Computer Program for Analysis of Elastic-plastic Large Deflection Behavior of Stiffened Panels by the Incremental Energy Method. User's Manual*, Pusan National University, Korea
- [13] PRADILLON J.Y., QUESNEL T., TODERAN C et RIGO P (2001). Ultimate Strength of Longitudinally Stiffened Panels: Multi-criteria comparative analysis. *Proc. 8th Int. Symp. PRADS 2001*, Wu Y., Cui W. et Zhou G. (Eds.), Elsevier, Shanghai, Chine, **2**, 1029-1035.
- [14] RAHMAN R.K. et CHOWDHURY M. (1996). Estimation of Ultimate Longitudinal Bending Moment of Ships and Box Girders. *Journal of Ship Research*, **40:3**, 244-257.
- [15] RIGO P., TODERAN C. et YAO T. (2001). Sensitivity Analysis on Ultimate Bending Moment. *Proc. 8th Int. Symp. PRADS 2001*, Wu Y., Cui W. et Zhou G. (Eds.), Elsevier, Shanghai, Chine, **2**, 987-995.
- [16] RUTHERFORD S.E. et CALDWELL J.B. (1990). Ultimate Longitudinal Strength of Ships: A Case Study. *Trans. SNAME* **98**, 441-471.
- [17] SMITH C.S. (1977). Influence of Local Compressive Failure on Ultimate Longitudinal Strength of a Ship's Hull. *Proc. Int. Symp. PRADS'77*, Tokyo, Japan, 325-359.
- [18] UEDA Y. et RASHED S.M.H. (1991). ISUM (Idealized Structural Unit Method) Applied to Marine Structures. *Trans. JWRI* **20:1**, 123-136.
- [19] ULSAP (2000). *ALPS/ULSAP User's Manual*, Proteus Engineering, USA, 46p.
- [20] YAO T. et NIKOLOV P.I. (1991). Progressive Collapse Analysis of a Ship's Hull under Longitudinal Bending. *J. Soc. Naval Arch. of Japan* **170**, 449-461. – (1992). 2nd Report, **172**, 437-446.
- [21] YAO T. et al. (2000). Ultimate Hull Girder Strength: Report of Committee VI.2. *Proc. 14th International Ship and Offshore Structures Congress*, Ohtsubo H. et Sumi Y. (Eds.), Elsevier, **2**, 321-391.