



## 15<sup>ÈMES</sup> JOURNÉES DE L'HYDRODYNAMIQUE

22 - 24 novembre 2016 - Brest

### **Etude et implémentation des critères de seconde génération dans un code de stabilité**

#### **Analysis and Implementation of Second Generation Criteria in a Stability Computer Code**

François Grinnaert <sup>(1)</sup>, Jean-Yves Billard <sup>(1)</sup>, Jean-Marc Laurens <sup>(2)</sup>

<sup>(1)</sup> Ecole navale, <sup>(2)</sup> ENSTA Bretagne

#### **Résumé**

Les critères de stabilité à l'état intact de seconde génération sont en cours de finalisation par l'Organisation Maritime Internationale. Ils doivent compléter les critères actuels en apportant une sécurité accrue dans les vagues. Ils sont organisés en cinq modes de défaillance et trois niveaux d'évaluation dans chaque mode de défaillance. Le premier niveau est basé sur une approche déterministe simplifiée des phénomènes et assure des marges de sécurité importantes. Le second niveau requiert des calculs plus complexes basés sur des considérations hydrostatiques dans les vagues. Il est supposé assurer des marges de sécurité réduites. Le troisième niveau, actuellement en cours de développement, devrait consister en des simulations numériques du comportement du navire sur des états de mer réels réalisés par des instituts spécialisés. Les deux premiers niveaux des modes de défaillance perte pure de stabilité et roulis paramétrique ont été implémentés dans un code de stabilité. Les courbes de  $KG_{max}$  associées à ces critères sont calculées pour une sélection de navires civils et militaires de différents types ayant des comportements connus ou supposés différents vis-à-vis de ces modes de défaillance. Les exigences et la pertinence des critères sont analysées. La seconde vérification du critère de niveau deux en roulis paramétrique est étudiée en détail. Une méthode simplifiée de calcul de l'angle maximum de roulis paramétrique supposant un GZ linéaire est proposée et implémentée dans le critère correspondant.

#### **Abstract**

The second generation intact stability criteria are currently under finalization by the International Maritime Organization. They are intended to improve the current intact stability rules by adding safety in waves. They are structured in five failure modes and three levels of assessment in each failure mode. The first level is based on a simplified deterministic approach of the phenomena and ensures high safety margins. The second level requires more complex computations based on hydrostatic considerations with regard to static waves and is expected to provide reduced safety margins. The third level, currently under development, would consist of numerical simulations of the ship's behavior in real sea states performed by specialized institutes. Level-one and level-two criteria of both pure loss of stability and parametric roll failure modes have been implemented in a stability code. The  $KG_{max}$  curves associated with these future criteria are computed for a selection of different ships of different types, both civilian and military, expected or known to have different behaviors with regard to the considered failure modes. The requirement and the relevance of the criteria are analyzed. The second check of parametric roll level-two criterion is thoroughly analyzed. A simplified method providing the maximum parametric roll angle assuming a linear GZ is developed and implemented in the corresponding criterion.

## **INTRODUCTION**

Depuis la première conférence SOLAS en 1914 [9], la sécurité des biens et des personnes en mer fait l'objet de nombreuses discussions internationales ayant abouti à l'établissement de règles appliquées à la construction du navire et vérifiées par la société de classification durant son exploitation. Les causes principales des grands accidents de navires sont multiples : stabilité insuffisante, envahissement (collision avec un autre navire, le fond ou un objet flottant, agression militaire), incendie, avarie structurelle. Toutes ces causes font l'objet de nombreux règlements.

Les premières règles de stabilité à l'état intact ont été définies par l'OMI en 1968, sous la forme de recommandations [13]. Elles ont été complétées par le critère météorologique en 1985 [15]. Aujourd'hui, ces règles bien connues sont obligatoires et font l'objet de la partie A du code de stabilité à l'état intact de l'OMI [16]. L'entrée en vigueur de ces règles n'a malheureusement pas éliminé les accidents des navires à l'état intact. Certains sont dus à la non-conformité avec les règles ou à un chargement excessif ou mal arrimé. D'autres accidents montrent que la stabilité peut être mise à défaut dans les vagues, majoritairement par mer de l'arrière, malgré le respect des règles de stabilité et de chargement. Quelques-uns, suffisamment documentés, sont listés ci-dessous :

- perte du cargo *Lohengrin* en mer Baltique en 1950, probablement due à une stabilité négative sur une crête de vague [23] ;
- perte d'un navire de transport de GPL en Méditerranée en 1969, due à une cause similaire [20] ;
- roulis excessif du porte-conteneurs *APL China* dans le Pacifique nord en 1998, consécutif à une résonance paramétrique dans les vagues longitudinales [24] ;
- roulis excessif du porte-conteneurs *Maersk Carolina* dans l'Atlantique nord en 2003 pour une raison identique [25] ;
- perte d'un navire de pêche au large de l'Espagne en 2004, probablement due à une stabilité négative sur une crête de vague combinée à un embarquement d'eau sur le pont de travail [21] ;
- chavirement du roulier *Cougar Ace* dans le Pacifique nord en 2006 consécutif à une stabilité insuffisante sur une crête de houle combinée à un mouvement de ballast [23] ;
- perte du roulier *Finnbirch* en mer Baltique en 2006 consécutif à une stabilité insuffisante sur houle ; dans son rapport [22], l'administration maritime suédoise préconise la mise en place de règles de stabilité sur mer de l'arrière ;
- roulis excessif du porte-conteneurs *Chicago Express* durant un typhon au large de Hong-Kong en 2008 dû à une hauteur métacentrique excessive [29].

Ces accidents, parmi d'autres, ont pointé l'insuffisance des règles de stabilité à l'état intact dans certaines configurations de navigation dans les vagues et ont amené l'OMI à développer des nouvelles règles à partir de 2007. Appelées « critères de stabilité à l'état intact de seconde génération », ces règles sont organisées en 5 modes de défaillance :

- perte pure de stabilité en mer de l'arrière ;
- roulis paramétrique ;

- perte de manœuvrabilité en mer de l'arrière ;
- navire dans propulsion en mer et vent traversiers ;
- accélération de roulis excessive.

Dans chaque mode de défaillance, 3 niveaux d'évaluation sont définis :

- le niveau 1 est basé sur une approche déterministe simplifié du phénomène et supposé procurer des marges de sécurité élevées ;
- le niveau 2 est basé sur une approche physique plus poussée du phénomène couplée à une étude probabiliste ; les marges de sécurité correspondantes sont supposées réduites ;
- le niveau 3, actuellement en cours de définition, devrait consister en des simulations numériques du comportement du navire sur la houle et devrait procurer des marges de sécurité optimisées ; il devrait être mis en œuvre par des instituts spécialisés.

Cette nouvelle réglementation est définie par l'OMI dans deux documents [17 et 18] décrivant les règles proprement dites et proposant des notes explicatives dont la présence est motivée par la complexité inhabituelle des règles. La réglementation entrera en vigueur au plus tôt en 2019, sous la forme de recommandations dans un premier temps.

La perte pure de stabilité et le roulis paramétrique sont tous deux consécutifs à la variation du couple de redressement dans les vagues longitudinales. La première défaillance est un événement sur une vague extrême tandis que la seconde est consécutive à la répétition de la rencontre des vagues. Quoi qu'il en soit, l'évaluation de ces deux modes de défaillance nécessite le même outil informatique capable de calculer le couple de redressement dans les vagues longitudinales.

Le but du travail présenté dans ce papier est l'analyse de l'exigence et de la pertinence des critères les premiers et deuxièmes niveaux de ces deux modes de défaillance. Cela nécessite l'implémentation de ces critères dans un code informatique. Le logiciel hydrostatique Calcoque, utilisé à l'Ecole navale pour l'enseignement et la recherche, est modifié pour cela. Les critères sont calculés pour plusieurs navires de différents types, civils et militaires, choisis pour leurs comportements différents connus ou supposés vis-à-vis de ces modes de défaillance. Ces navires sont présentés en annexe 2. Le but étant d'évaluer les critères et non les navires, les résultats sont fournis sous la forme de courbes de  $KG_{max}$ , indiquant la hauteur maximale du centre de gravité garantissant le respect du (des) critère(s) considéré(s).

La première partie de ce papier présente les critères de niveau 1 et niveau 2 de perte pure de stabilité et de roulis paramétrique. La seconde partie décrit brièvement les principaux algorithmes utilisés pour calculer le couple de redressement dans sur mer plate et dans les vagues. Les résultats sont fournis dans la troisième partie. La seconde vérification du critère de niveau 2 du roulis paramétrique nécessite le calcul de l'angle de roulis maximum en condition de résonance. Une méthode de calcul alternative aux deux méthodes décrites dans la réglementation est proposée dans la quatrième et dernière partie de ce papier.

## 1. CRITERES DE STABILITE A L'ETAT INTACT DE SECONDE GENERATION

### Perte pure de stabilité

#### *Description physique*

Lorsqu'un navire navigue dans les vagues, la géométrie de la partie immergée de son flotteur est modifiée en permanence. Dans les vagues longitudinales (c.-à-d. mer de l'avant ou mer de l'arrière), la géométrie de la surface de flottaison gauche change également, provoquant des variations de son inertie, donc de la hauteur métacentrique (GM) et du couple de redressement. Il existe en conséquence un risque de stabilité insuffisante ou même de chavirement si la configuration défavorable, caractérisée par la crête de la vague centrée sur le milieu du navire, dure suffisamment longtemps. Le risque de perte pure de stabilité est conditionné par :

- la géométrie des vagues, qui auront d'autant plus d'effet que leur longueur est proche de celle du navire et que leur hauteur est importante ;
- la géométrie de la carène, qui doit présenter un dévers important à l'avant et à l'arrière ainsi que des murailles verticales en section médiane pour que la variation de GM soit significative ;
- la vitesse du navire, qui doit être proche de celle de la crête des vagues en mer de l'arrière.

En conséquence, les nouveaux critères de perte pure de stabilité s'appliquent aux navires dont le nombre de Froude est supérieur à 0,24.

#### *Niveau 1*

Le critère de niveau 1 impose que la hauteur métacentrique minimale sur houle ( $GM_{\min}$ ) soit supérieure à 5 centimètres. Deux méthodes de calcul de sa valeur sont proposées. La première méthode considère une surface de flottaison isocline à tirant d'eau réduit supposée avoir une inertie similaire à celle de la surface de flottaison gauche lorsque le navire est centré sur la crête de vague. La seconde méthode consiste à retenir la plus petite valeur de 10 hauteurs métacentriques calculées pour 10 positions différentes sur une vague sinusoïdale ayant la même longueur que le navire.

#### *Niveau 2*

Le critère de niveau 2 consiste en une approche probabiliste du phénomène associée à un diagramme de dispersion de vagues. Le diagramme proposé dans la recommandation n° 34 de l'IACS [34] est imposé pour une navigation sans limitation géographique. Un autre diagramme peut être choisi pour une navigation en zone limitée. Pour que le navire soit jugé non vulnérable, deux coefficients CR1 et CR2 doivent être simultanément inférieurs à 0,06. Le premier coefficient considère l'angle de chavirement statique sur chaque vague du diagramme de dispersion. Cet angle doit être inférieur à 25 degrés ou 15 degrés pour les navires à passagers. Le second considère l'angle d'équilibre stable résultant d'un moment inclinant proportionnel au carré de la vitesse du navire sur chaque vague. Le nombre de vagues dans le diagramme de dispersion étant important, la future réglementation impose l'utilisation du concept de hauteur de vague effective de Grim [30] permettant de réduire le nombre de calculs hydrostatiques.

## Roulis paramétrique

### *Description physique et historique*

Le couple de redressement varie avec la rencontre des vagues en mer longitudinale. Bien qu'il n'y ait pas d'excitation transverse dans une telle configuration, une amplification du roulis est possible si la fréquence de rencontre est proche du double de la fréquence de roulis naturelle du navire et si l'amortissement, dû notamment aux quilles anti-roulis, est insuffisant. Ce phénomène, appelé résonance paramétrique, est connu depuis longtemps dans de nombreux domaines en mécanique [14], en mathématiques [8] ou en optique [12]. Il est utilisé par les enfants sur les balançoires. L'existence théorique du roulis paramétrique est mise en évidence par Froude [7] en 1861. En 1955, Kerwin en fait une étude analytique et pratique poussée [11], quelques décennies avant les premiers accidents survenus sur des porte-conteneurs [24 et 25].

### *Niveau 1*

Le critère de niveau 1 impose que la variation adimensionnelle de la hauteur métacentrique ( $\Delta GM/GM$ ) soit inférieure à un seuil dont la valeur dépend principalement de l'aire des quilles anti-roulis. Deux méthodes sont proposées pour déterminer  $\Delta GM$ . Elles sont similaires à celles proposées en perte pure de stabilité. La première méthode considère deux flottaisons isoclines, à tirant d'eau réduit et à tirant d'eau augmenté, supposées avoir une inertie similaire à celle de la surface de flottaison gauche lorsque le navire est centré respectivement sur la crête et le creux de la vague. La seconde méthode consiste à retenir la plus petite et la plus grande valeurs de 10 hauteurs métacentriques calculées pour 10 positions différentes sur une vague sinusoïdale ayant une longueur entre crêtes égale à celle du navire.

### *Niveau 2*

Le critère niveau 2 est constitué de deux conditions portant sur deux coefficients notés C1 et C2 et devant être l'un ou l'autre inférieur à 0,06. Chacune de ces deux vérifications consistent en une approche probabiliste du phénomène associé à un diagramme de vagues, choisi dans les mêmes conditions que celui du critère de niveau 2 de perte pure de stabilité.

La première vérification (C1) considère la variation de hauteur métacentrique et la vitesse de résonance paramétrique sur chacune des vagues d'une liste réduite déterminée à partir du diagramme de dispersion de vagues.

La seconde vérification (C2) considère l'angle de roulis maximum sur chaque vague du diagramme de dispersion et pour 7 vitesses différentes du navire en mer de l'avant ou mer de l'arrière. Deux méthodes sont proposées pour calculer sa valeur. La première méthode est basée sur la méthode des moyennes, qui donne une solution analytique pour les oscillateurs non linéaires en assimilant les non linéarités à des petites perturbations provoquant une évolution lente de la réponse du système. Cette méthode est décrite en détail par Nayfeh [31]. La seconde méthode consiste en la résolution numérique de l'équation différentielle à un degré de liberté régissant le roulis paramétrique. Des recommandations pour sa mise en œuvre sont données par Peters *et al.* [19] et reprises dans les notes explicatives de la future réglementation [18]. Seule cette seconde méthode est mise en œuvre ici, mais un projet d'étudiant mené récemment à l'Ecole navale a montré une bonne cohérence entre les deux méthodes [37]. Les méthodes simplifiées d'Ikeda [26 et 28] sont utilisées pour estimer le coefficient d'amortissement en roulis pour les deux

méthodes. Le concept de vague effective de Grim [30] est imposé pour réduire le nombre de calculs hydrostatiques, en ramenant les vagues du diagramme de dispersion à des vagues équivalentes dont la longueur entre crêtes est égale à celle du navire.

## **2. CALCULS HYDROSTATIQUES**

Le logiciel hydrostatique Calcoque est utilisé pour l'enseignement et la recherche à l'École navale. Il a été modifié pour permettre le calcul de la hauteur métacentrique et de la courbe de GZ sur houle longitudinale et des critères de niveaux 1 et 2 de perte pure de stabilité et de roulis paramétrique. Les calculs hydrostatiques sont basés sur trois algorithmes principaux décrits ci-dessous. Ils sont décrits plus en détail dans [1] et [3].

### **Maillage volumique du navire**

Le premier algorithme transforme la représentation classique des formes d'un navire par couples en un maillage volumique à partir duquel sont réalisés les calculs hydrostatiques proprement dits. Ces couples sont une suite de points (Y,Z) situés à une même coordonnée longitudinale X (voir le repère lié au navire en annexe 4). En complément, des lignes reliant certains points des couples sont définies par l'utilisateur afin de matérialiser les arêtes principales du navire (livet de pont, bouchain, ...). Le maillage est réalisé tranche par tranche, celles-ci étant définies entre deux couples successifs. Une matrice représentant les liens entre les points d'un couple et ceux du couple suivant est renseignée par les lignes imposées par l'utilisateur, puis complétée automatiquement par d'autres liens de manière à définir des triangles et des quadrilatères sur chaque face latérale de la tranche. Deux triangles symétriques définissent un prisme et deux quadrilatères définissent un hexaèdre. La concaténation des volumes élémentaires de toutes les tranches définit le maillage volumique du navire. Ce maillage est coupé par le pont d'étanchéité et complété par les appendices afin de représenter le flotteur réel.

### **Coupure d'un maillage volumique par un plan**

Le deuxième algorithme coupe un maillage par un plan. Il constitue la base des calculs hydrostatiques proprement dits, en coupant le maillage volumique du flotteur par le plan de la mer afin de définir la surface de flottaison et le volume de carène. La coupure d'un maillage par un plan permet également la définition du volume des compartiments ou des ponts et des cloisons du navire. L'algorithme de coupure traite successivement tous les volumes élémentaires du maillage. Seul les cas simples sont considérés pour les prismes et les hexaèdres. Pour les autres cas, ceux-ci sont préalablement divisés respectivement en 3 et 6 tétraèdres. La coupure d'un tétraèdre quelconque par un plan est ramenée à 8 cas simples et génère 0 ou 1 tétraèdre ou prisme de chaque côté du plan et 0 ou 1 triangle ou quadrilatère d'intersection avec le plan.

### **Recherche de la position d'équilibre**

La recherche de la position d'équilibre se fait en 3 degrés de liberté (enfoncement, gîte, assiette) ou 2 degrés de liberté lors du calcul de la courbe de GZ (gîte imposée). L'équilibre est considéré atteint quand l'écart en volume, l'écart transversal et l'écart longitudinal sont suffisamment petits. L'écart en volume représente la différence entre le volume de carène visé et le volume calculé avec l'enfoncement, la gîte et l'assiette courants. Pour définir les deux autres écarts, on définit deux plans perpendiculaires, l'un transversal et l'autre longitudinal, dont la droite d'intersection est la verticale terrestre passant par le centre de

carène. L'écart longitudinal est la distance entre le centre de gravité et le plan transversal. L'écart transversal est la distance entre le centre de gravité et le plan longitudinal et correspond au bras de levier de redressement  $GZ$ , à annuler lors de la recherche de la position d'équilibre du navire sur mer plate ou sur houle figée, sinon à déterminer (courbe de  $GZ$ ).

Le plan de la mer est défini par l'enfoncement, la gîte et l'assiette dans le repère lié au navire. Il sert de plan de coupure du maillage du volume étanche lors de la recherche de l'équilibre sur mer plate. En cas de recherche de l'équilibre sur sur vagues longitudinales statiques, le volume étanche est préalablement découpé en tranches transversales. Dans chaque tranche, un plan de coupure local est défini en fonction des caractéristiques des vagues et de la position du navire (enfoncement, gîte assiette).

La recherche de la position d'équilibre sur mer plate ou sur houle figée consiste en la résolution d'un système non linéaire de 3 équations et 3 inconnues (ou  $2 \times 2$  si la gîte est figée). Elle suit un processus itératif. Deux méthodes coexistent.

Dans la première méthode, l'enfoncement, la gîte et l'assiette de l'itération suivante sont calculés à partir de ceux de l'itération précédente en utilisant respectivement l'écart en volume et l'aire de la surface de flottaison, l'écart transversal et la hauteur métacentrique transversale, l'écart longitudinal et la hauteur métacentrique longitudinale. L'évolution du volume de carène, et des écarts transversal et longitudinal d'une itération à l'autre permet de réévaluer l'aire de la surface de flottaison et les deux hauteurs métacentriques. Ces 3 grandeurs sont calculées classiquement avant la première itération.

Dans la seconde méthode, à chaque itération, 3 calculs hydrostatiques (2 si la gîte est figée) permettent de déterminer l'impact d'un incrément élémentaire d'enfoncement, de gîte puis d'assiette sur les 3 écarts (volume, transversal, longitudinal). S'en suit la résolution d'un système linéaire de dimension 3 (2 si la gîte est figée) pour déterminer les incréments d'enfoncement, de gîte et d'assiette permettant de faire converger les écarts vers zéro. Un quatrième calcul hydrostatique donne les écarts résiduels que l'on cherche à réduire à nouveau lors de l'itération suivante.

Dans les deux méthodes, le signe des hauteurs métacentriques est vérifié afin de diverger d'une éventuelle position d'équilibre instable. Les deux méthodes convergent vers la même position d'équilibre et nécessitent des nombres de calculs hydrostatiques similaires.

### 3. RESULTATS

Les courbes de  $KG_{\max}$  associées aux critères de niveau 1 et niveau 2 de perte pure de stabilité et de roulis paramétrique sont calculées pour 6 navires civils (2 porte-conteneurs dont le navire de classe C11 connu pour être vulnérable au roulis paramétrique [24], 2 navires à passagers, 1 navire roulier [32] et 1 pétrolier). Bien que l'application de ces nouveaux critères aux navires militaires ne soit pas envisagée aujourd'hui, rien ne garantit la non-vulnérabilité de ces navires. Par ailleurs, le faible nombre de navires militaires en service, comparé à celui des navires civils, rend quasi inexistant le retour d'expérience dans le domaine des modes de défaillance considérés. Ainsi, il paraît intéressant de tester l'application des nouveaux critères aux navires militaires. Trois d'entre eux ont été sélectionnés à cet effet (porte-hélicoptère *Jeanne d'Arc*, destroyer type DDG-51 [33] et patrouilleur hauturier). Les résultats ont été présentés en détail dans [2], [5] et [6].

## Perte pure de stabilité

Les courbes de  $KG_{\max}$  associées aux critères de niveau 1 et 2 en perte pure de stabilité montrent les points suivants :

- La courbe associée à la première méthode du critère de niveau 1 présente un décrochement lorsque la flottaison isocline intercepte les évidements dans la coque (logements des ailerons stabilisateurs). L'utilisation de la coque nue (sans appendice ni évidement) masque ce phénomène (Figure 1).
- Les deux méthodes du critère de niveau 1 fournissent des résultats très différents pour tous les navires. La première méthode (flottaison isocline) est très conservatrice (Figure 2).
- Le critère de niveau 2 est plus conservatif que la seconde méthode du critère de niveau 1 pour certains navires, contrairement à l'esprit de la nouvelle réglementation.
- La hauteur du pont étanche peut avoir une très légère influence sur la seconde méthode du niveau 1. Elle a en revanche une influence considérable sur le critère de niveau 2. Il paraît sage en conséquence que la future réglementation spécifie clairement le pont étanche à prendre en compte.
- L'influence de la vitesse du navire n'est pas systématique. Lorsqu'elle existe, l'augmentation de la vitesse augmente la vulnérabilité du navire, comme attendu.

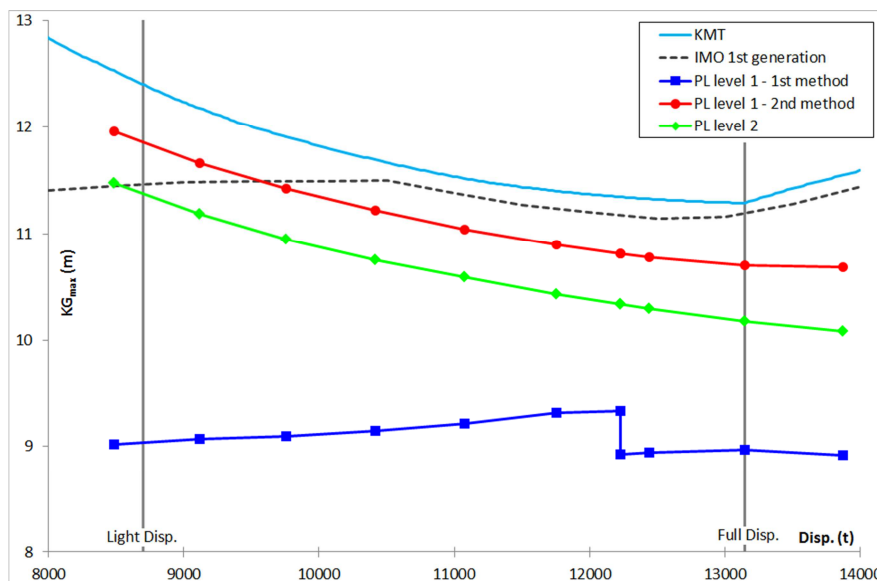


Figure 1 – Courbes de  $KG_{\max}$  associées aux critères de perte pure de stabilité pour un navire à passagers de 160 m.



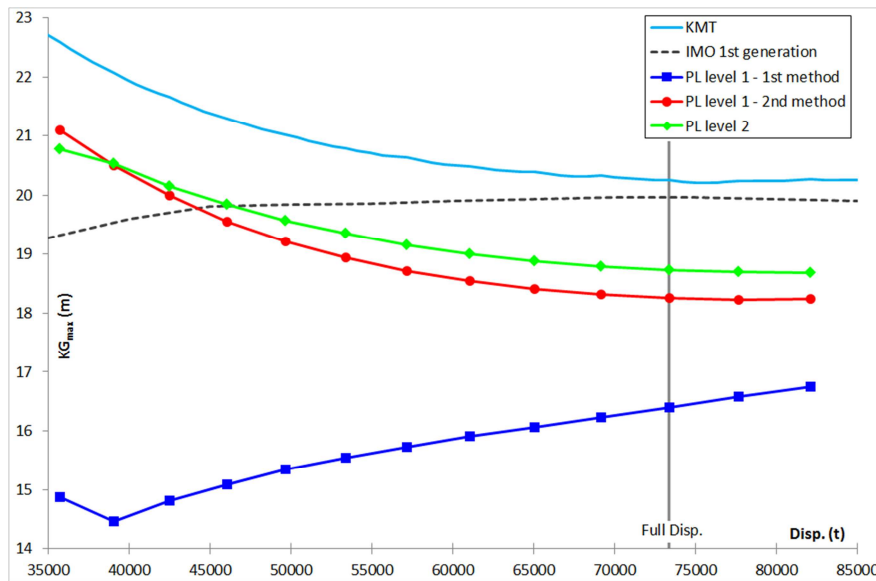


Figure 2 – Courbes de  $KG_{max}$  associées aux critères de perte pure de stabilité pour le porte-conteneurs de classe C11.

### Roulis paramétrique

Les courbes de  $KG_{max}$  associées aux critères de niveau 1 et 2 en roulis paramétrique montrent les points suivants (dont certains sont similaires à ceux observés en perte pure de stabilité) :

- La courbe associée à la première méthode du critère de niveau 1 présente un décrochement lorsque la flottaison isocline intercepte les évidements dans la coque. Cependant, les décrochements interviennent à des tirants d'eau ou des déplacements différents de ceux observés en perte pure de stabilité car la cambrure de vague considérée est différente (Figure 3).
- Les deux méthodes du critère de niveau 1 fournissent des résultats très différents pour certains navires (dont tous les navires militaires). La première méthode (flottaison isocline) est toujours plus conservatrice (Figure 4).
- Le critère de niveau 2 est plus conservatif que la seconde méthode du critère de niveau 1 pour certains navires. Cependant, cette incohérence est moins marquée que celle observée en perte pure de stabilité.
- Pour certains navires, le  $KG_{max}$  associé à la seconde vérification du critère de niveau 2 (C2) correspond à un GM nul (pétrolier, navire à passager, *Jeanne d'Arc* Figure 4). Cela est dû au fait que l'angle de roulis maximal autorisé (25 degrés) n'est atteint que lorsque le navire devient statiquement instable. Ces navires ne sont pas vulnérables au roulis paramétrique.
- Le résultat de la seconde vérification du critère de niveau 2 est incohérent pour l'un des deux navires à passagers. La méthode de calcul du coefficient d'amortissement imposée dans la réglementation est inadaptée à sa coque à bouchain vif (Figure 5).
- Le porte-conteneurs C11, connu pour être vulnérable au roulis paramétrique à la suite de l'accident survenu en 1998 [24], est bien jugé comme tel par les nouveaux critères. Il en est de même pour l'autre porte-conteneurs.

La seconde vérification du critère de niveau 2 (C2), vue ici comme un critère indépendant, a un comportement sensiblement différent de celui des autres critères. Le calcul de C2 pour un tirant d'eau donné et toutes les valeurs possibles de  $KG_{max}$  génère une courbe présentant de nombreux pics lorsque le navire est vulnérable au roulis paramétrique. Il en résulte que le critère C2 peut être respecté au-delà de  $KG_{max}$ , configuration impossible pour les autres critères. Le calcul de C2 pour toutes les valeurs possibles de tirant d'eau et de  $KG$  génère des surfaces autorisées et interdites au regard du critère associé (Figure 6). Il résulte de cela que la vérification du respect du critère pour un cas de chargement donné (correspondant à un couple tirant d'eau et  $KG$ ) ne suffira pas. En effet, il est possible que le critère ne soit plus vérifié si le  $KG$  est légèrement inférieur à celui du cas de chargement. Cette particularité devrait être indiquée clairement dans la nouvelle réglementation.

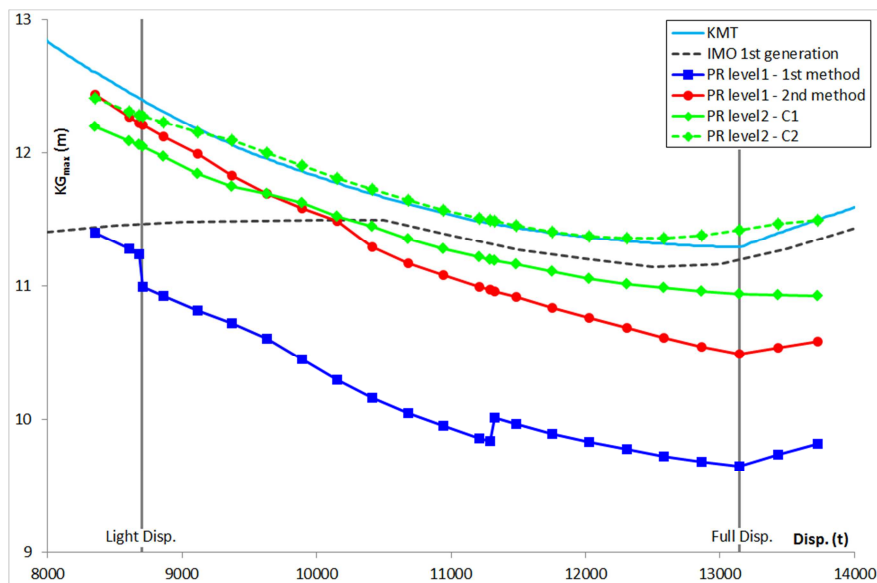


Figure 3 – Courbes de  $KG_{max}$  associées aux critères de roulis paramétrique pour le navire à passagers de 160 m.

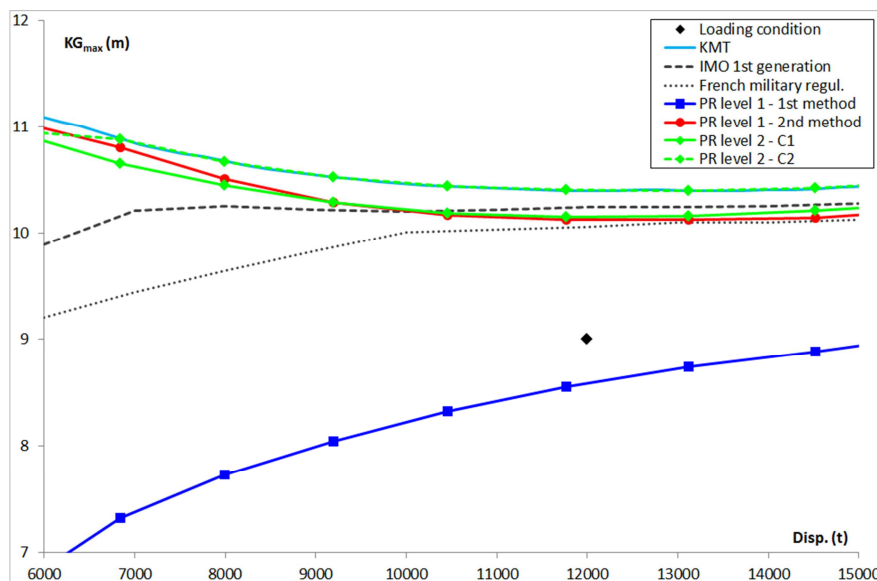


Figure 4 – Courbes de  $KG_{max}$  associées aux critères de roulis paramétrique pour le porte-hélicoptères *Jeanne d'Arc*.

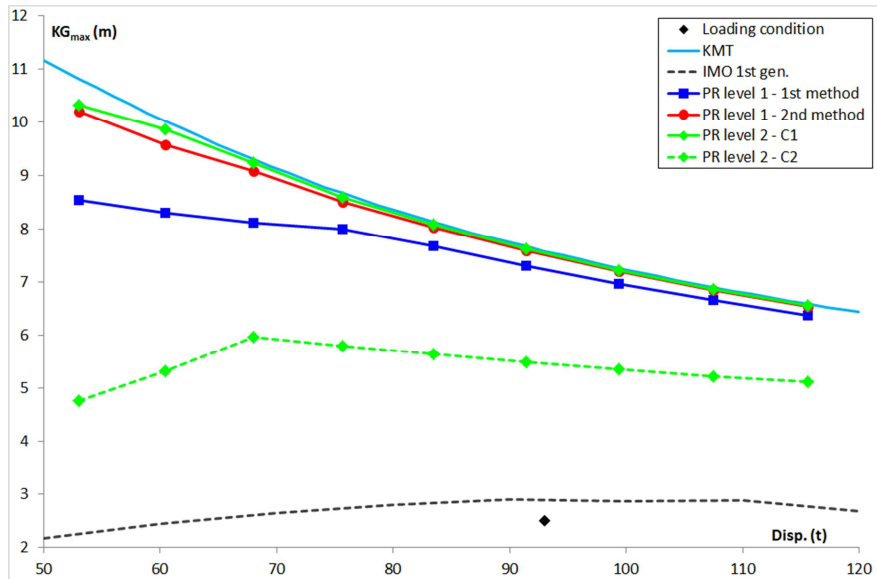


Figure 5 – Courbes de  $KG_{max}$  associées aux critères de roulis paramétrique pour le navire à passagers de 30 m.

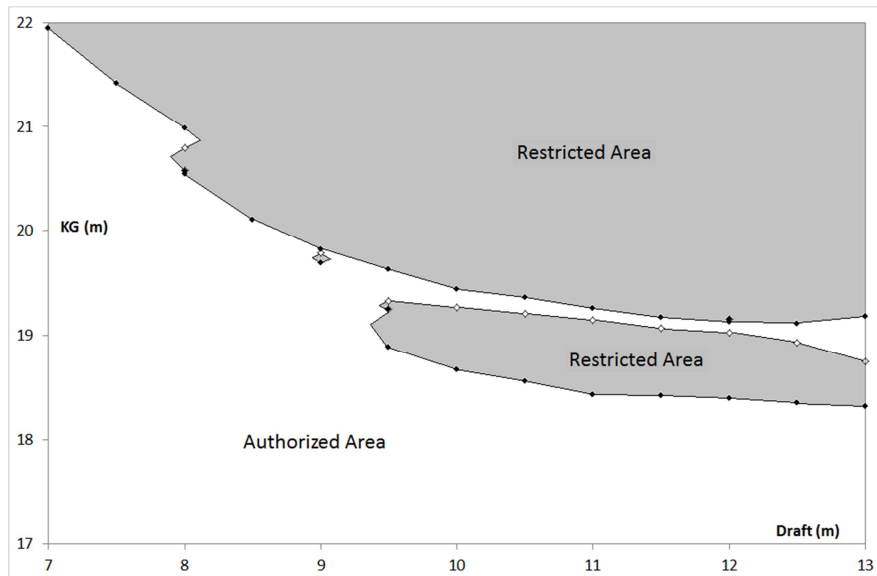


Figure 6 – Zones autorisées et interdites au regard du critère C2 pour le porte-conteneurs C11.

Le calcul de l'angle de roulis maximum, requis dans le critère C2, est réalisé par résolution numérique de l'équation différentielle du roulis paramétrique. Des conditions de résolution ont été proposées par Peters *et al.* [19] et reprises dans les notes explicatives de la future réglementation [18]. Sont proposés entre autres :

- une durée de simulation égale à 15 périodes naturelles de roulis du navire ;
- un angle de gîte initial de 5 degrés et une vitesse initiale nulle ;
- de considérer le GZ non linéaire.

Une étude de sensibilité réalisée sur plusieurs navires [4] présentant des vulnérabilités différentes montre que :

- quelle que soit la vulnérabilité du navire, les courbes de  $KG_{max}$  associées au critère C2 sont confondues pour une durée de simulation égale ou supérieure à 10 périodes naturelles de roulis ;

- l'influence de l'angle de gîte initiale sur les courbes de  $KG_{max}$  associées au critère C2 est faible ;
- la linéarisation du GZ n'est pas pertinente, excepté dans le cas particulier où le GZ réel est relativement linéaire jusqu'à 25 degrés ou au-delà.

Des simulations numériques du comportement du porte-conteneurs C11 réalisées en 6 degrés de liberté à l'aide du logiciel Fredyn [35] montrent que :

- à pleine charge, le navire peut chavirer en roulis paramétrique avec un  $KG$  autorisé par les critères de stabilité à l'état intact actuellement en vigueur [16] et dépasser 25 degrés de roulis quelle que soit son chargement ; cela montre bien la nécessité d'une nouvelle réglementation considérant ce mode de défaillance ;
- la courbe de  $KG_{max}$  associée au critère C2 est proche de la courbe équivalente considérant un angle de roulis paramétrique maximum de 25 degrés calculée à l'aide des simulations en 6 degrés de liberté.

#### **4. ANALYSE ENERGETIQUE DU ROULIS PARAMETRIQUE**

La seconde vérification du critère de niveau 2 du roulis paramétrique (C2) requiert le calcul de l'angle de roulis maximum pour différentes vitesses en mer de l'avant et en mer de l'arrière. Les deux méthodes de calcul proposées dans la future réglementation étant relativement complexes à implémenter, notamment pour les architectes navals habitués à la simplicité des critères actuels, nous proposons ici une méthode alternative simplifiée basée sur des considérations énergétiques et supposant un GZ linéaire.

##### **Roulis paramétrique en condition de résonance**

L'équation différentielle du roulis paramétrique est réécrite avec un GZ linéaire et en assimilant la composante non constante du moment de redressement à un moment d'excitation. On suppose que le navire roule à sa fréquence propre en condition de résonance paramétrique. La fréquence de rencontre des vagues est égale au double de la fréquence propre. On suppose également que le navire a atteint un régime permanent de roulis paramétrique à amplitude constante. Ces hypothèses rendent constants les termes d'inertie et d'amortissement de l'équation différentielle.

La somme de l'énergie cinétique et de l'énergie potentielle est constante à tout instant car le navire roule à sa fréquence propre. En conséquence, l'hypothèse d'une amplitude de roulis constante impose que la totalité de l'énergie apportée par l'excitation soit dissipée par l'amortissement. En supposant le cas le plus défavorable (c.-à-d. l'excitation la plus importante) concernant le décalage angulaire entre la rencontre des vagues et le roulis du navire, on détermine un coefficient d'amortissement dit « requis » permettant une amplitude de roulis constante. Si le coefficient d'amortissement réel est supérieur à cette valeur, le roulis paramétrique n'apparaît pas. Si, à l'opposé, le coefficient réel ne peut pas atteindre la valeur requise, l'amplitude du roulis paramétrique est théoriquement infinie, provoquant le chavirement du navire sous réserve de compatibilité avec l'hypothèse du GZ linéaire. Cela étant, le coefficient d'amortissement est fonction de l'amplitude du roulis. De fait, l'égalité entre le coefficient d'amortissement réel et la valeur requise permet, dans la plupart des cas, de poser une équation simple dont la racine est l'amplitude de roulis. Le résultat obtenu ici est identique celui obtenu par d'autres moyens par Kerwin en 1955 [11].

Des simulations numériques en condition de résonance paramétrique donnent une amplitude de roulis finale identique à la valeur précédemment calculée (Figure 7). Cela donne une première validation de l'hypothèse du cas le plus défavorable concernant le décalage angulaire (noté  $\alpha$ ) entre la rencontre des vagues et le roulis. Par ailleurs, ces simulations sont lancées avec un décalage angulaire différent et on montre que celui-ci évolue au début de la simulation vers la valeur la plus défavorable ( $\alpha = -\pi/2$ ). L'hypothèse concernant ce décalage en condition de résonance paramétrique est validée.

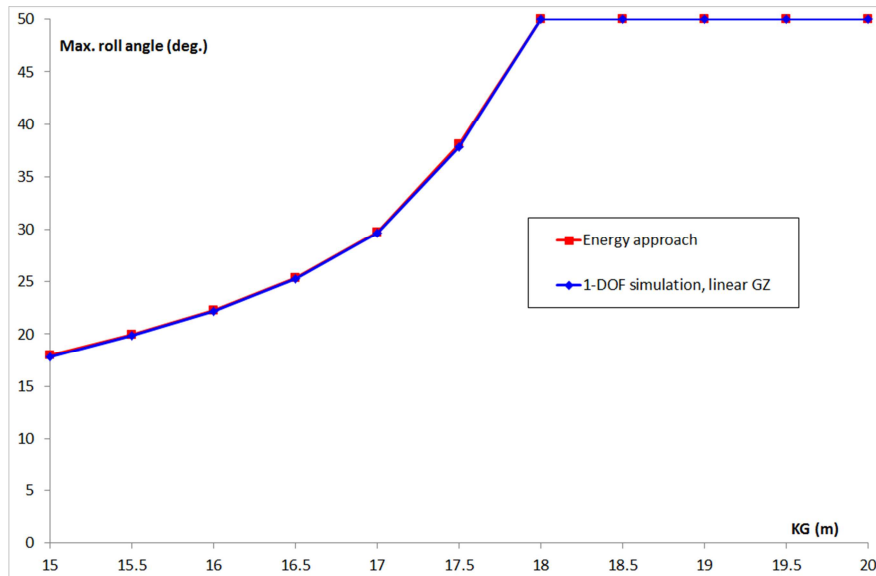


Figure 7 – Angle de roulis maximum en condition de résonance paramétrique (les 2 courbes coïncident).

### Roulis paramétrique dans les autres conditions

Lorsque le navire roule à une fréquence autre que sa fréquence propre, la somme de l'énergie cinétique et de l'énergie potentielle n'est pas constante. Cependant, sa valeur moyenne l'est. En conséquence, l'hypothèse d'amplitude de roulis constante fait que l'énergie apportée par l'excitation paramétrique est entièrement dissipée par l'amortissement, comme précédemment.

On note  $\gamma$  le rapport entre la fréquence de rencontre et la fréquence de roulis du navire. Il est égal à 2 en condition de résonance. On montre que l'énergie d'excitation est portée par un signal sinusoïdal à deux fréquences : une basse fréquence égale à  $2-\gamma$  et une haute fréquence égale à  $2+\gamma$ . Le cas  $\gamma=-2$  correspond à une vitesse du navire irréaliste et n'est pas considéré. La coexistence de ces deux fréquences peut être montrée par une simulation numérique avec une vitesse du navire sensiblement différente de la vitesse de résonance. Cependant, l'observation de la basse fréquence est impossible dans ces conditions car le mouvement de roulis se décale automatiquement sur la houle pour capter un maximum d'énergie (changement de l'angle  $\alpha$  au cours de la simulation). Dans ces conditions de vitesse, l'amplitude de roulis paramétrique est très faible et le risque pour le navire est inexistant ou très limité.

Les simulations numériques à un degré de liberté montrent que le roulis paramétrique apparaît lorsque la vitesse du navire est proche de la vitesse de résonance. Dans ce cas, la fréquence de roulis est exactement égale à la moitié de la fréquence de rencontre ( $\gamma=2$ ).

L'amplitude maximale est observée à une fréquence légèrement inférieure à la fréquence de résonance (Figure 8). Le second mode de roulis paramétrique, caractérisé par l'égalité entre la fréquence de roulis et la fréquence de rencontre, est observable mais son amplitude n'est pas significative. Le troisième mode de roulis paramétrique (fréquence de rencontre égale aux deux tiers de la fréquence de roulis) n'est pas observable en conditions courantes.

Dans le domaine de roulis paramétrique centré sur la résonance du premier mode, les simulations montrent que l'angle de décalage  $\alpha$  évolue de 0 à  $-\pi$  en passant par  $-\pi/2$  au voisinage de la résonance. Ce décalage modère la puissance d'excitation. La valeur  $-\pi/2$  correspond à l'excitation maximale (Figure 9).

On observe que la largeur du domaine de roulis paramétrique, exprimée à l'aide du rapport entre la fréquence de rencontre et la fréquence de roulis naturelle du navire, est égale à la variation adimensionnelle de la hauteur métacentrique ( $\Delta GM/GM$ ). Kerwin a démontré un résultat similaire en 1955 [11]. Des simulations numériques à six degrés de liberté sur une houle sinusoïdale avec un GZ non linéaire positionnent le domaine de roulis paramétrique aux mêmes fréquences.

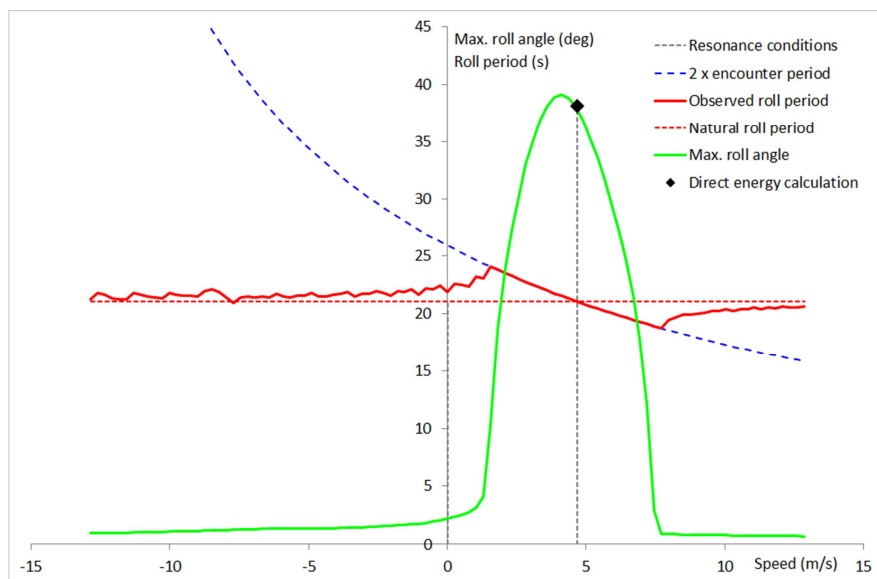


Figure 8 – Angle maximum de roulis paramétrique en fonction de la vitesse.

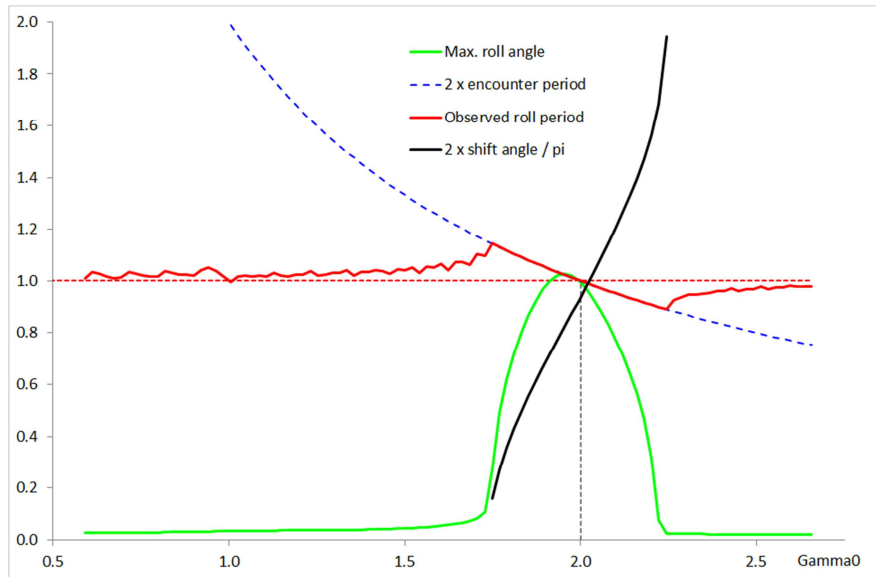
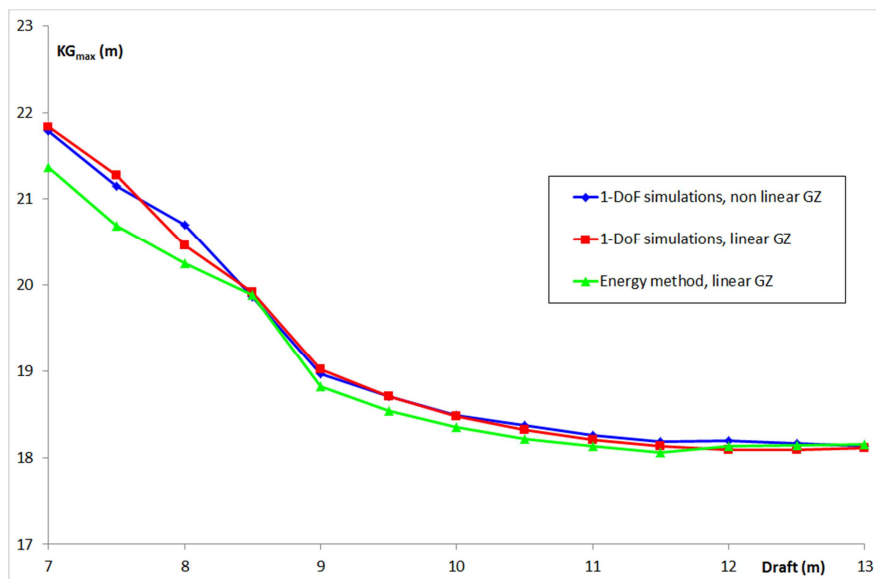


Figure 9 – Evolution de l'angle de décalage en conditions de roulis paramétrique.

### Méthode alternative

Le calcul de l'angle de roulis maximum en condition de résonance au moyen de considérations énergétiques, la connaissance des fréquences limitant le domaine de roulis paramétrique et l'évolution de l'angle de décalage dans ce domaine permettent de bâtir une méthode alternative simple donnant l'angle de roulis maximal en fonction de la vitesse du navire et de la variation de la hauteur métacentrique. Cette méthode, basée sur l'hypothèse d'un GZ linéaire, est compatible avec une implémentation dans la seconde vérification du critère de niveau 2 (C2). Les courbes de  $KG_{\max}$  qui lui sont associées coïncident avec celles obtenues par résolution numérique de l'équation différentielle avec GZ linéaire, et ce pour plusieurs navires plus ou moins vulnérables au roulis paramétrique (Figure 10).

Figure 10 – Courbes de  $KG_{\max}$  associées au critère C2 pour le porte-conteneurs C11.

## **CONCLUSION**

Les critères de stabilité à l'état intact de seconde génération sont actuellement en cours de finalisation à l'OMI. Ces critères sont organisés en cinq modes de défaillance et trois niveaux d'évaluation dans chaque mode. La perte pure de stabilité et le roulis paramétrique sont deux défaillances consécutives à la variation du couple de redressement dans les vagues longitudinales. Le but du travail présenté dans ce papier est l'analyse de l'exigence et de la pertinence des critères de premier et deuxième niveaux de ces deux modes de défaillance. Ces critères ont été implémentés dans un logiciel hydrostatique modifié pour l'occasion.

Les critères ont été calculés pour plusieurs navires de différents types, tant civils que militaires, supposés ou connus pour avoir des comportements différents vis-à-vis de ces modes de défaillance. Bien que l'application de cette nouvelle réglementation aux navires militaires ne soit pas prévue, rien ne garantit la non-vulnérabilité de ces navires. Par ailleurs, les nouveaux critères constituent un outil à coût négligeable (environ 10 minutes de calcul pour une courbe de  $KG_{max}$  associée à un critère de niveau 2) qu'il serait regrettable d'ignorer. L'auteur recommande la modification des règlements militaires de stabilité à l'état intact après l'entrée en vigueur de ces nouveaux critères dans le civil. Les résultats sont donnés sous la forme de courbes de  $KG_{max}$  indiquant la hauteur maximale du centre de gravité garantissant le respect du (des) critère(s) considéré(s). Cela permet d'ignorer les cas de chargement des navires étudiés et d'analyser les critères plutôt que les navires eux-mêmes.

Le calcul des  $KG_{max}$  associés aux nouveaux critères montre que les critères de niveau 1 peuvent être plus conservatifs que les critères de niveau 2 dans les deux modes de défaillance, contrairement à ce qui est attendu. Il montre également que les deux méthodes de calcul proposées dans le niveau 1 fournissent des  $KG_{max}$  sensiblement différents, notamment en perte pure de stabilité. Les marges de sécurité conférées par la première méthode de calcul (flottaison isocline) sont tellement élevées que les critères correspondant pourraient être incompatibles avec les critères d'accélération excessive. En conséquence, s'ils sont équipés d'un outil de calcul hydrodynamique sur houle, les chantiers navals et les architectes navals devraient être tentés d'ignorer cette méthode. Celle-ci aurait cependant une réelle valeur ajoutée si elle conférait des marges de sécurité acceptables pour les navires de faible déplacement, normalement conçus par des chantiers ou des cabinets d'architecture équipés plus modestement. Les résultats obtenus sur un navire à passagers de 30 mètres montrent que cela peut être le cas.

Bien que cela ne soit pas l'objectif premier ici, les résultats confirment la vulnérabilité au roulis paramétrique bien connue du porte-conteneurs C11. Ils confirment également la non-vulnérabilité d'un pétrolier vis-à-vis de la perte pure de stabilité et du roulis paramétrique, attendue en raison de la présence de murailles verticales sur une majeure partie de la coque du navire.

Les courbes de  $KG_{max}$  associées à la première méthode des critères de niveau 1 des deux modes de défaillance montrent des décrochés consécutifs aux évidements de la coque (logements des ailerons stabilisateurs). L'utilisation de la coque nue (sans appendice ni évidement) masque ce phénomène. Par ailleurs, la limite supérieure du volume étanche a une influence majeure sur le  $KG_{max}$  associé au critère de niveau 2 de la perte pure de stabilité.



**Recommandation : la future réglementation devrait clairement spécifier le volume étanche à considérer (coque nue ou avec appendices et évidements, hauteur du pont étanche).**

La seconde vérification du critère de niveau 2 du roulis paramétrique (C2) considère l'angle de roulis maximal pour 7 vitesses en mer de l'avant et en mer de l'arrière pour tous les cas d'un diagramme de dispersion de vagues. La future réglementation propose deux méthodes pour déterminer sa valeur. La méthode basée sur une résolution numérique de l'équation différentielle du roulis paramétrique est utilisée et analysée ici. La durée de simulation proposée dans la réglementation est validée par des tests de sensibilité.

Le calcul de C2 pour toutes les valeurs possibles du tirant d'eau et de KG permet de définir des zones autorisées et interdites par le critère associé. En particulier, le critère peut être respecté au-delà de  $KG_{max}$  et nécessite donc d'être évalué prudemment.

**Recommandation : la future réglementation devrait clairement spécifier l'obligation de vérifier C2 pour toutes les valeurs de KG inférieures à celle du cas de chargement considéré.**

La future réglementation impose la méthode de Grim [30] pour le calcul de C2, donnant la même longueur à toutes les vagues du diagramme de dispersion. En conséquence, les 7 vitesses considérées par le critère sont positionnées aléatoirement par rapport à la vitesse de résonance, en fonction de la longueur du navire. L'augmentation du nombre de vitesses ou la prise en compte de la vitesse de résonance devrait améliorer le critère.

**Recommandation : le nombre de vitesses considérées dans la seconde vérification du critère de niveau 2 de roulis paramétrique devrait être augmenté, ou le critère devrait considérer la vitesse correspondant à la résonance paramétrique.**

Le calcul de l'angle de roulis paramétrique maximum fait intervenir le coefficient d'amortissement. La future réglementation fournit une méthode simplifiée d'Ikeda [26, 28] à cet effet. Cependant, cette méthode n'est pas adaptée aux coques à bouchain vif.

**Recommandation : la future réglementation devrait proposer une méthode de calcul du coefficient d'amortissement en roulis adaptée aux coques à bouchain vif.**

Les deux méthodes de calcul de l'angle de roulis paramétrique maximum proposées dans la réglementation étant relativement complexe à implémenter, une méthode alternative simplifiée, basée sur une hypothèse de GZ linéaire, est proposée ici. Cette méthode peut être implémentée dans la nouvelle réglementation et donne une valeur de  $KG_{max}$  identique à celle fournie par la résolution numérique de l'équation différentielle utilisant la même hypothèse de GZ. Cette hypothèse est douteuse pour les navires ayant GZ fortement non linéaire, mais la méthode alternative est si simple qu'il serait regrettable de l'ignorer si le GZ est à peu près linéaire jusqu'à 25 degrés.

**Proposition : la future réglementation pourrait proposer une méthode alternative simplifiée de calcul de l'angle de roulis maximum pour les navires ayant un GZ linéaire jusqu'à 25 degrés.**

L'entrée en vigueur de la future réglementation, prévue au plus tôt en 2019 sous la forme de recommandations dans la partie B du code de stabilité à l'état intact, risque de bousculer les habitudes dans les chantiers navals et les cabinets d'architecture navale en raison de sa complexité notablement accrue par rapport à celle des critères actuels. Néanmoins, les chantiers et cabinets ont récemment intégré la nouvelle réglementation probabiliste de stabilité après avarie, qui requiert un nombre de calculs considérablement supérieur à celui

de l'ancienne réglementation déterministe. Les écoles et universités dispensant des formations en architecture navale vont enseigner la nouvelle réglementation de stabilité à l'état intact à leurs élèves et proposer des stages de mise à niveau pour les architectes navals en activité. L'entrée en vigueur de cette réglementation ne devrait en conséquence pas rencontrer d'obstacle majeur, si ce n'est concernant la seconde vérification du critère de niveau 2 du roulis paramétrique.

En effet, il n'existe malheureusement aucune méthode simplifiée fournissant le coefficient d'amortissement au roulis pour tous les types de navires. Il pourrait être tentant de proposer plusieurs méthodes correspondant à toutes les géométries existantes, mais il est impossible d'imaginer aujourd'hui les géométries que les architectes navals dessineront dans les prochaines décennies. L'utilisation de calculs CFD (résolution des équations de Navier-Stokes) n'est pas envisageable dans le cadre de cette réglementation en raison du temps de calcul trop important et de la haute qualification nécessaire à sa mise en œuvre.

En conséquence, de l'avis de l'auteur, la seconde vérification du critère de niveau 2 de roulis paramétrique dans sa forme actuelle pourrait être considérée comme une première étape de niveau 3, lequel devrait être mis en œuvre par des instituts spécialisés, à même de choisir la méthode de calcul de l'amortissement la mieux adaptée. Une alternative pourrait être de limiter cette vérification aux navires dont la géométrie est compatible avec la méthode proposée dans la réglementation (éventuellement plusieurs méthodes) en utilisant des critères simples et objectifs pour s'assurer de cette compatibilité (coefficient bloc, nombre de Froude, rayon du bouchain, ...). En cas d'incompatibilité et si la première vérification du critère de niveau 2 (ou le critère de niveau 1) ne suffisait pas, la société de classification prescrirait la mise en œuvre de cette vérification par un institut spécialisé, voire une évaluation de niveau 3.

Bien que quelques améliorations soient souhaitables, les critères de niveau 1 et 2 des cinq modes de défaillance sont parfaitement définis. Ce n'est pas le cas pour les critères de niveau 3, aujourd'hui encore à l'étape de la réflexion.

Il est établi que ce niveau consiste en une simulation numérique du navire dans les vagues, supposée indiquer sa vulnérabilité vis-à-vis des modes de défaillance avec une précision accrue par rapport aux critères des deux premiers niveaux. Ces simulations seront nécessairement réalisées avec six degrés de liberté. Les calculs CFD ne paraissent pas adaptés aujourd'hui en raison du temps de calcul élevé qu'ils nécessitent, incompatible avec le déroulement d'un projet de navire standard. En revanche, des codes informatiques à 6 degrés de liberté, basés sur des calculs hydrodynamiques potentiels réalisés avant la simulation, paraissent bien adaptés à cette tâche.

L'évaluation de niveau 3 en roulis paramétrique pourrait être une évaluation de niveau 2 améliorée dans laquelle la simulation à un degré de liberté serait remplacée par une simulation à six degrés de liberté, prenant en compte les effets non linéaires sur des états de mer réels. Une évaluation similaire pourrait être conduite en perte pure de stabilité, avec un temps de simulation augmenté afin de capter un nombre significatif de vagues extrêmes.

Il est également possible de fusionner les évaluations de niveau 3 des cinq modes de défaillance en une unique évaluation réalisée à l'aide d'un nombre important de simulations dans tous les états de mer du diagramme de dispersion, avec toutes les vitesses et toutes les routes possibles. Un tel travail a déjà été réalisé pour évaluer les probabilités de chavirement de frégates françaises [36]. Une analyse préliminaire d'un nombre significatif de

navires connus comme vulnérables et non vulnérables est nécessaire afin de définir le seuil qui doit être utilisé comme critère global, dans une démarche dont l'esprit est similaire à celui du travail réalisé par Rahola en 1939 [10], mais avec un outil de calcul plus moderne.

Une telle démarche fournirait un critère global encapsulant tous les modes de défaillance (y compris des modes de défaillance éventuellement non considérés par la future réglementation). Bien que les simulations ne soient pas orientées vers un mode de défaillance particulier, il est possible d'implémenter des détecteurs dans le simulateur afin de renseigner l'utilisateur sur les phénomènes ayant causé la perte du navire ou un angle de roulis indésirable.

## **BIBLIOGRAPHIE**

1. Grinnaert F., Laurens J.-M. (2013). *Stabilité du navire – Théorie, réglementation, méthodes de calcul – Cours et exercices corrigés*. Ellipses, collection Technosup, ISBN 978-2-7298-80644.
2. Grinnaert F., Leguen J.-F., Billard J.-Y. (2015). *Application de différents règlements civils et militaires du domaine stabilité sur le cas de navires de la Marine Nationale*. 113<sup>ème</sup> session de l'ATMA, Paris, France.
3. Grinnaert F., Billard J.-Y., Laurens J.-M. (2015). *Calcoque: a fully 3D Ship Hydrostatic Solver*. Proceedings of the 12<sup>th</sup> International Conference on the Stability of Ships and Ocean Vehicles, Glasgow, UK.
4. Grinnaert F., Billard J.-Y., Laurens J.-M. (2016). *Different Computations of Parametric Roll Level 2 Criterion*. Proceedings of the 15<sup>th</sup> International Ship Stability Workshop, 13-15 June 2016, Stockholm, Sweden.
5. Grinnaert F., Gualeni P., Billard J.-Y., Laurens J.-M., Petacco N. (2016). *Application of 2<sup>nd</sup> Generation Intact Stability Criteria on Naval Ships*. Proceedings of the 15<sup>th</sup> International Ship Stability Workshop, 13-15 June 2016, Stockholm, Sweden.
6. Grinnaert F., Billard J.-Y., Laurens J.-M. (2016).  *$KG_{max}$  curves associated with 2nd Generation Intact Stability Criteria for Different Types of Ships*. Journal of Marine Science and Application. DOI: 10.1007/s11804-016-1369-3.
7. Froude W. (1861). *On the rolling of ships*. Transaction of the Institution of Naval Architects, vol. 2, pp 180–227.
8. Mathieu E. (1868). *Mémoire sur le mouvement vibratoire d'une membrane de forme elliptique*. Journal de Mathématiques Pures et Appliquées, vol. 13, pp 137–203.
9. International Conference on Safety of Life at Sea (1914). *Text of the Convention for the Safety of Life at Sea*. London, January 20, 1914.
10. Rahola J. (1939). *The Judging of the Stability of Ships and the Determination of the Minimum Amount of Stability Especially Considering the Vessels Navigating Finnish Waters*. Ph.D. Thesis, Technical University of Finland, Helsinki.
11. Kerwin J. E. (1955). *Notes on rolling in longitudinal waves*. International Ship-Building Progress, vol. 2(16), pp 597–614.
12. Giordmaine J. A., Miller R. C. (1965). *Tunable Coherent Parametric Oscillation in  $\text{LiNbO}_3$  at Optical Frequencies*. Physical Review Letters, 14(24), 973.

13. International Maritime Organization (1968). Res. A.167. *Recommendation on intact stability for passenger and cargo ships under 100 meters*. London.
14. Sanmartín Losada J. R. (1984). *O Botafumeiro: parametric pumping in the Middle Age*. American Journal of Physics, 52, pp 937-945.
15. International Maritime Organization (1985). Res. A.562. *Recommendation on a severe wind and rolling criterion (weather criterion) for the intact stability of passenger and cargo ships of 24 meters in length and over*. London.
16. International Maritime Organization (2009). *International Code of Intact Stability, 2008*. London.
17. International Maritime Organization (2015). SDC 2/WP.4. 2<sup>nd</sup> session. *Development of Second Generation Intact Stability Criteria, Development of Amendments to Part B of the 2008 IS Code on Towing and Anchor Handling Operations*.
18. International Maritime Organization (2016). SDC 3/WP.5. 3<sup>rd</sup> session. *Finalization of Second Generation Intact Stability Criteria, Amendments to Part B of the 2008 IS Code on Towing, Lifting and Anchor Handling Operations*.
19. Peters W., Belenky V., Chouliaras S., Spyrou K. (2015). *Requirements for Computational Methods to be Used for the IMO Second Generation Intact Stability Criteria*. Proceedings of the 12<sup>th</sup> International Conference on the Stability of Ships and Ocean Vehicles, Glasgow, UK.
20. Taylan M. (2005). *Anatomy of a Capsize: Then and Now*. Proceedings of the 8<sup>th</sup> International Ship Stability Workshop, Istanbul, Turkey.
21. Maron A., Carrillo E., Valle J., Prieto M.E., Gutierrez C., Taboada M. (2006). *Investigation on the capsizing of a small fishing vessel in following seas*. Proceedings of the 9<sup>th</sup> International Conference on Stability of Ships and Ocean Vehicles, Rio de Janeiro, Brazil.
22. Swedish Accident Investigation Board, SHK (2008). *Loss of M/S FINNBIRCH between Öland and Gotland, 1 November 2006, Case S-130/06*. Report RS 2008:03e. ISSN 1400-5735.
23. Krüger S., Kluwe F. (2010). *Development of Threshold Values for a Minimum Stability Criterion Based on Full Scale Accidents*. Final Report German BMWi Research Project LaSse, Project 03 SX 128 D.
24. France W. N., Levadou M., Treakle T. W., Paulling J. R., Michel R. K., Moore C. (2001). *An Investigation of Head-Sea Parametric Rolling and its Influence on Container Lashing Systems*. SNAME Annual Meeting.
25. Carmel S. M. (2006). *Study of parametric rolling event on a panamax container vessel*. Journal of the Transportation Research Board, vol. 1963, pp 56–63.
26. Ikeda Y., Himeno Y., Tanaka N. (1978). *Components of roll damping of ship at forward speed*. Department of Naval Architecture University of Osaka Prefecture, Report No 404.
27. Himeno Y. (1981). *Prediction of Ship Roll Damping - State of the Art*. University of Michigan, Department of Naval Architecture and Marine Engineering, Report No 239.

28. Kawahara Y., Maekawa K., Ikeda Y. (2009). *A simple prediction formula of roll damping of conventional cargo ships on the basis of Ikeda's method and its limitation*. Proceedings of the 10<sup>th</sup> International Conference on Stability of Ships and Ocean Vehicles, St Petersburg.
29. Kaufmann J. (2009). *Fatal Accident on Board the CMV Chicago Express During Typhoon "Hugupit" on September 24 2008 off the Coast of Hong Kong*. Bundesstelle für Seeunfalluntersuchung. Investigation Report 510/08.
30. Grim O. (1961). *Beitrag zu dem Problem der Sicherheit des Schiffes im Seegang*. Schiff und Hafen, Heft 6, S. 490-497.
31. Nayfeh A. H. (1981). *Introduction to Perturbation Techniques*. Wiley-Interscience, New York.
32. Garne K. (1997). *Model Seakeeping Experiments Presented in the Time-Domain to Facilitate Validation of Computational Tool*. Kungl Tekniska Högskolan, Stockholm.
33. Moelgaard A. (2000). *PMM-tests with a model of a frigate class DDG-51*. Danish Maritime Institute 2000071, Report No. 1.
34. International Association of Classification Societies (2001). Rec. No. 34. *Standard Wave Data, Rev.1*.
35. Maritime Research Institute Netherlands (2011). *Fredyn User's manual, Version 10.3*. May 2011.
36. Billard J.-Y., Vonier P., Mogenicato E., Leguen J.-F., Ditta R. (2012). *Estimation of Capsizing Risk for French Frigates*. 13<sup>èmes</sup> journées de l'hydrodynamique, Chatou, France.
37. Gnimavo G. P. (2016). *Etude analytique du roulis paramétrique*. Projet de voie d'approfondissement, Ecole navale.