

以非線性有限元素分析評估補強板極限強度

李綺芳*¹

吳凱洋*

李雅榮*

*財團法人中國驗船中心

關鍵詞：補強板、極限強度、協調共同結構規範、

摘要

協調共同結構規範(Harmonized Common Structural Rules, CSR-H)中，船體樑極限強度判定標準為比較垂向船體樑極限彎曲強度及靜水加上波浪負荷造成的垂向彎矩極值。規範評估船體樑極限強度時，使用 Smith 增量疊代法以及與船舶剖面縱向構件相關失效模式的負荷端縮曲線公式。縱向構件的極限強度除了可使用公式評估，還可使用非線性有限元素法進行分析。而由於非線性分析的設定方式對結果影響甚鉅，第十八屆國際船舶及離岸結構會議(International Ship and Offshore Structures Congress, ISSC)針對非線性分析的標準程序進行了大量基準研究，並確認了兩種可準確評估極限強度的不同建模方法：(1)Paik、列日大學與大阪大學使用的兩列/兩跨距模型，以及(2)DNV 所使用的一列/三跨距模型，方法(2)與 IACS 及 LR 相當類似。本研究探討這兩種模型範圍、初始變形及邊界條件對極限強度評估的影響，以確認使用非線性有限元素分析評估補強板極限強度及 ISSC 基準研究所未涵蓋的後挫曲行為評估的適當程序，並將極限強度評估結果與 CSR-H 負荷端縮曲線公式比對以確認合理性。

¹ 聯絡作者 李綺芳 (chifang@crclass.org)

前言

國際海事組織(International Maritime Organization, IMO)所提出的目標型船舶標準(Goal Based Ship Standard, GBS)[1]，要求規範需能合理評估油輪及散裝船的極限強度。為了滿足 GBS 要求，協調共同結構規範(Harmonized Common Structural Rules, CSR-H)[2]採用 Smith 增量疊代法來評估船體樑極限強度。財團法人中國驗船中心也已針對協調共同結構規範開發一套寸法計算軟體 HighCRest[3]，可使用 Smith 增量疊代法及負荷端縮曲線來估算船體樑橫剖面縱向結構的極限強度。而除了以公式來評估結構材的極限強度，CSR-H 還允許使用其它方法，亦即直接計算法。直接計算法的優點為可考慮更多影響參數，如：材料塑性硬化、側向壓力及銲接造成的殘餘應力…等，進而更準確計算結構的極限強度。唯 CSR-H 並無制定清楚直接計算法程序，不同計算人員及計算方法可能會得到不同的結果。

LR [4]表示，不同人員使用不同方法計算同一補強板的極限強度所得到的結果會有 15~20% 的差異。然而，這樣的差異在確認極端情況下的船體安全是無法接受的。因此，必須建立補強板計算的標準程序以提升直接計算方法的可信度。

LR 已闡明在使用非線性有限元素分析(Non-Linear Finite Element Analysis, NLFEA)計算補強板極限強度的程序。國際船級協會聯合會(International Association of Classification Societies, IACS)也在 CSR-H 的結構冗餘度技術背景報告中簡要描述所使用的極限強度計算程序。在第十八屆國際船舶及離岸結構會議(International Ship and Offshore Structures Congress, ISSC)[5]極限強度報告中，這兩種不同模型方法所得計算結果類似：ISSC2012(Paik、列日大學與大阪大學)使用與 IACS 相同的兩列/兩跨距模型，ISSC2012(DNV)使用與 LR 相同的一列/三跨距模型。

本文比較這兩種方法及其設定參數的影響，並

與 CSR-H 比較補強板極限強度及後挫曲行為，以確認建模程序的可信度。

分析對象：樑柱挫曲型、扭轉挫曲型及板挫曲型模型

受到縱向壓縮負荷的補強板在達到極限強度前會有多種破壞模式，這主要受到加強材與板的尺寸來決定。樑柱挫曲型(Beam-column buckling, BCB)破壞型態為位於跨距中點板與加強材交接處發生降伏，此破壞型態通常出現在一般尺寸的加強材，亦即，不會太強也不會太弱的加強材。扭轉挫曲型(Torsional Buckling, TB)通常出現在加強材引起的破壞型態，當加強材腹板高度與腹板厚度的比值過大，或加強材折緣尺寸不當，無法保持為一直線而造成腹板挫曲或側扭，在加強材發生側向扭轉挫曲後，就會達到極限強度。本研究參考 ISSC2012 所整理各種板與加強材組合下的極限強度及挫曲型態，選擇兩種補強板尺寸以代表樑柱型挫曲及扭轉挫曲，如表 1。結構材料則使用楊氏系數 205800MPa，降伏強度 313.6 MPa 的鋼材。

補強板受到橫向壓縮負荷時會發生板挫曲型(Plate Buckling, PB)，與補強板尺寸無關，本研究選擇樑柱型挫曲模型來進行分析。

表 1 補強板尺寸

	b	tp	hw	tw	wf	tf	a
	<i>mm</i>	<i>mm</i>	<i>mm</i>	<i>mm</i>	<i>mm</i>	<i>mm</i>	<i>m</i>
BCB	950	18.5	235	10	90	15	4.75
TB	950	11	580	15	150	20	4.75

補強板極限強度非線性有限元素分析方法：ISSC2012(Paik) & LR

為了探討 ISSC2012(Paik)與 LR 所使用的有限元素非線性方法對於補強板極限強度評估有什麼影響，本研究會比較兩種方法的差異。

兩種分析方法的差異主要是模型範圍、邊界條件及初始變形，如下所述：

1. 模型範圍

ISSC2012(Paik)使用兩列/兩跨距的模型，LR 則使用一列/三跨距的模型，如圖 1 及圖 2。兩者網格尺寸規定差不多，唯加強材腹板有些不同，但本文模型則皆採用 6 個元素於腹板上。

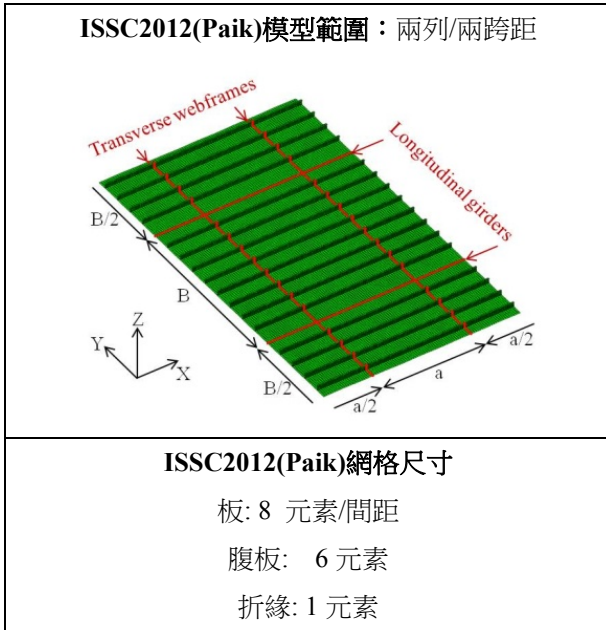


圖 1 ISSC2012(Paik)模型範圍及網格尺寸

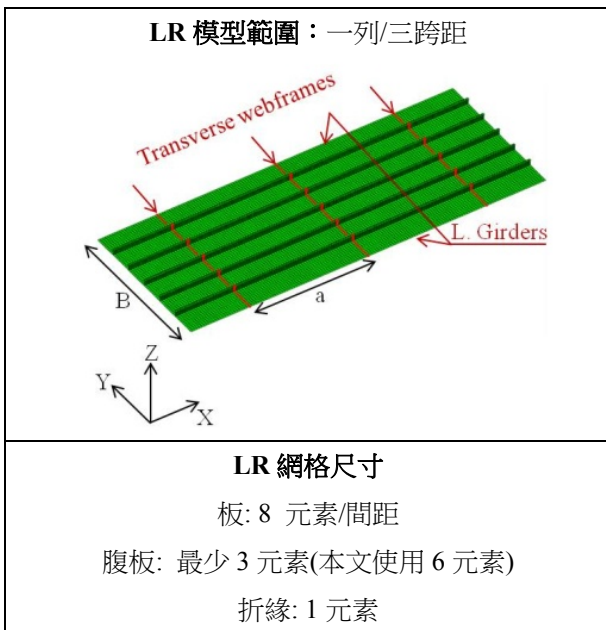


圖 2 LR 模型範圍及網格尺寸

2. 邊界條件

由於兩模型範圍邊界位置不一樣，所以四周邊界條件會因有無位於結構處而有所不同。兩者差異主要為縱桁處 LR 多了設定 $R_x=0$ ，以及橫向大肋骨與縱桁交接處 $R_x=R_y=R_z=0$ 。這兩項邊界條件對補強板極限強度的影響也會在本文討論。

表 2 邊界條件

	ISSC2012(Paik)	LR
Side edges	Mid-Bay $U_Y=Uniform$ $R_X=R_Z=0$	Longitudinal girder $U_Y=Uniform,$ $U_Z=0, R_X=0$
Fore and Aft ends	Mid-Span $U_X=uniform$ $R_Y=R_Z=0$	Mid-Span $U_X=uniform$ $R_Y=R_Z=0$
Transverse webframes and Longitudinal girders supports	$U_Z=0$	$U_Z=0$ <i>two Long.</i> $R_X=R_Y=R_Z=0$

3. 初始變形

由於鋼板並非完美平坦，在火焰切割、銲接時會造成初始變形，並降低鋼板的結構強度，因此在進行有限元素分析時，必須要包含初始變形的影響，以取得更接近真實情況的板挫曲強度。因此，ISSC2012(Paik)及LR對板、加強材都有給予適當的初始變形，如下表。而兩者定義的差異主要是初始變形的振幅不同，這也會影響補強板極限強度的大小。

表 3 初始變形

ISSC2012(Paik)	LR
Buckling mode initial deflection of plating	
$w_{opl} = A_0 \sin \frac{m\pi x}{a} \sin \frac{\pi y}{b}$ $A_0 = 0.1\beta^2 t_p$ $\sqrt{m(m+1)} < a/b$	First elastic buckling mode shape determined through an eigenvalue analysis $A_0 = b/200$

Sideways initial distortion of stiffener	
$w_{os} = C_0 \frac{z}{h_w} \sin \frac{\pi x}{a}$ $C_0 = 0.0015a$	$\delta_y = y \sin \theta \cos(\pi x/a)$ $\theta = \sin^{-1}(a/1000h_w)$
Column type distortion of stiffener	
$w_{oc} = B_0 \sin \frac{\pi x}{a} \sin \frac{\pi y}{B}$ $B_0 = 0.0015a$	$\delta_z = \left(\frac{a}{1000}\right) \cos(\pi x/a) \sin(\pi y/B)$

計算結果與討論

本研究使用 ABAQUS dynamic explicit 對補強板進行縱向及橫向極限強度分析，比較 ISSC2012(Paik) 及 LR 方法中不同參數對計算結果的影響，並與 CSR-H 樑柱型挫曲及扭轉挫曲公式比較。

1. 縱向壓縮：樑柱挫曲型及扭轉挫曲型模型計算結果與討論

為了探討 ISSC2012(Paik)與 LR 方法的各項差異，樑柱挫曲型及扭轉挫曲型模型的各種設定如表 4。A1 與 B 分別為純使用 ISSC2012(Paik)及 LR 的方法，可知兩者方法的差異；A2 為 ISSC2012(Paik)的方法，但使用 LR 的初始變形，可比較初始變形的影響；A3 為 A2 多了橫向大肋骨與縱向材交接處無法旋轉，A4 為 A3 多了限制縱桁 X 方向的旋轉，可探討邊界條件的影響。A4 與 B 的差異則為模型範圍。

表 4 樑柱型挫曲及扭轉挫曲模型設定條件

	模型範圍	邊界條件	初始變形
A1	ISSC2012 (Paik)	ISSC2012 (Paik)	ISSC2012 (Paik)
A2	ISSC2012 (Paik)	ISSC2012 (Paik)	LR
A3	ISSC2012 (Paik)	ISSC2012 (Paik)+Longitudi	LR

		nal stiffeners to T.Webs : Rx=Ry=Rz=0	
A4	ISSC2012 (Paik)	LR = ISSC2012 (Paik)+Long. Fix +Longitudinal girders : Rx=0	LR
B	LR	LR	LR

由圖 3~圖 6 可知，ISSC2012(Paik)與 LR 補強板受到縱向壓縮後樑柱挫曲型與扭轉挫曲型的變形皆符合預期。

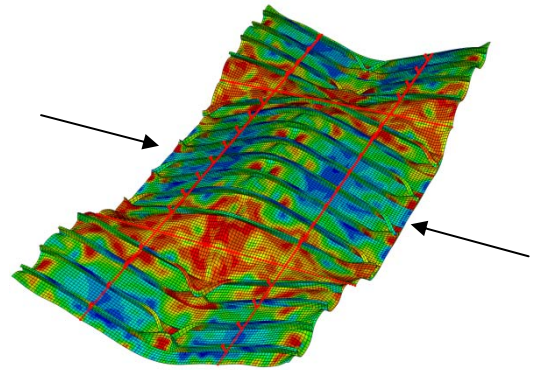


圖 3 樑柱挫曲型_ISSC2012(Paik) 模型_放大系數：3

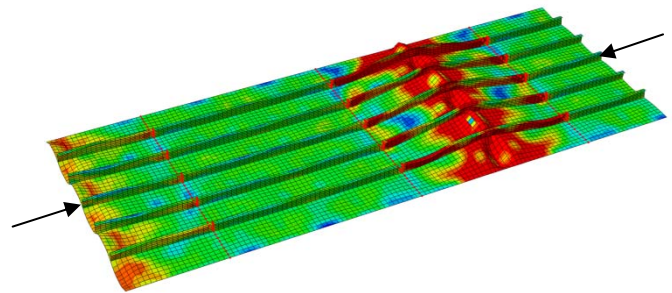


圖 4 樑柱挫曲型_LR 模型_放大系數：3

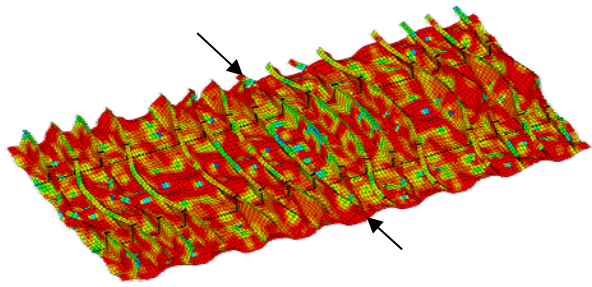


圖 5 扭轉挫曲型_ISSC2012(Paik) 模型_放大系數：3

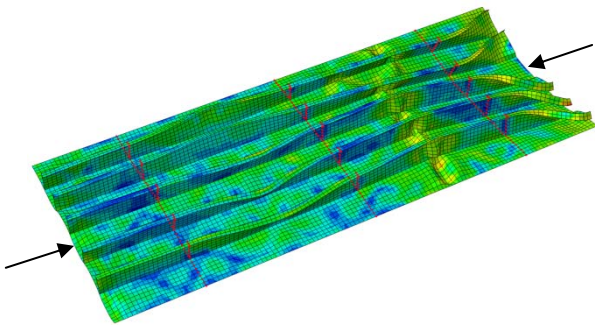


圖 6 扭轉挫曲型_LR 模型_放大系數：3

圖 7 顯示，樑柱挫曲型補強板極限強度計算結果皆大於 CSR-H 的樑柱挫曲型公式。圖 8 顯示，扭轉挫曲型補強板極限強度計算結果皆大於 CSR-H 的扭轉挫曲型公式。兩張圖皆說明了 CSR-H 所計算的補強板極限強度的值皆較為保守。

圖 7 中，ISSC2012(Paik)後挫曲時其應力會先驟降再反彈，然後再度下降，於 A2 設定橫向大肋骨與縱向材交接處 $R_x=R_y=R_z=0$ ，其後挫曲應力就上升許多，反彈現象也減少，所以後挫曲行為應該是邊界條件的影響較大。而圖 8 中 ISSC2012(Paik)後挫曲時的應力也有反彈現象，但較為緩和，ISSC2012(Paik)加上邊界條件的設定後，反彈現象也愈變愈不明顯了。

隨著 ISSC2012(Paik)設定參數愈接近 LR，其極限強度值及後挫曲行為也愈接近 LR。

表 5 為模型設定各個影響參數所計算得到的極限強度，可知樑柱挫曲型補強板極限強度計算結果： $LR > CSR-H$ 扭轉挫曲型公式 $>ISSC2012(Paik) >$

CSR-H 樑柱挫曲型公式；扭轉挫曲型補強板極限強度計算結果： $LR > CSR-H$ 樑柱挫曲型公式 $>ISSC2012(Paik) > CSR-H$ 扭轉挫曲型公式。

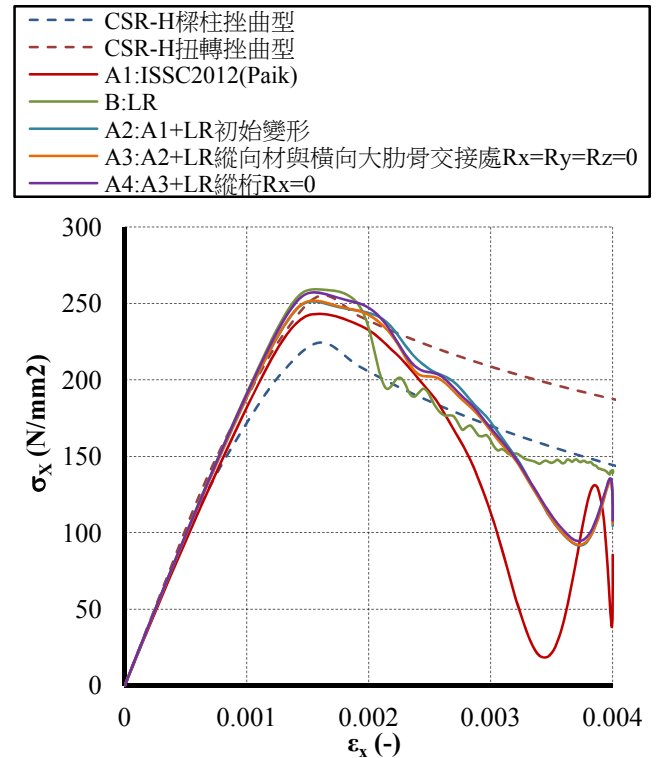


圖 7 樑柱型挫曲型補強板應力應變圖

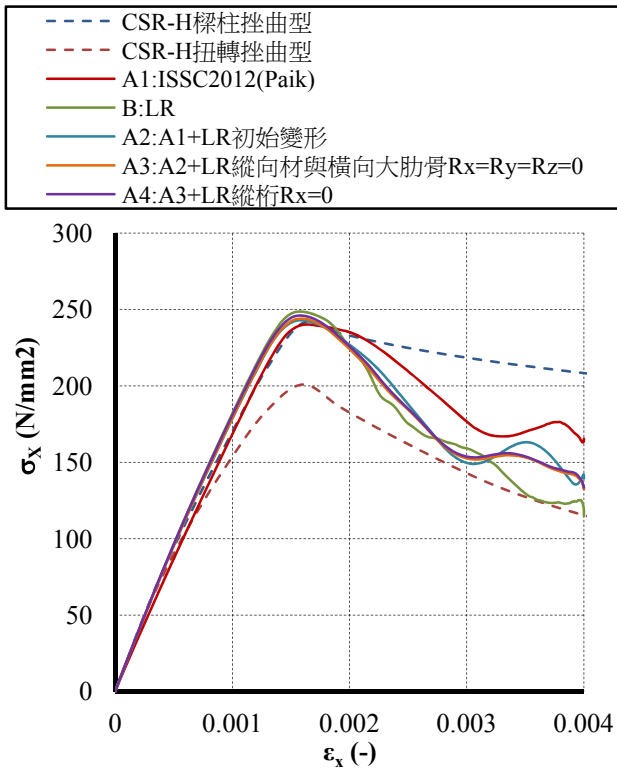


圖 8 扭轉挫曲型補強板應力應變圖

表 5 補強板極限強度

	樑柱挫曲型	扭轉挫曲型
	σ_{UX} (N/mm ²)	σ_{UX} (N/mm ²)
CSR-H_BCB	224.39	241.09
CSR-H_TB	254.97	200.90
A1 =ISSC2012 (Paik)	243.05	240.29
A2	251.16	242.80
A3	251.72	243.97
A4	257.19	246.01
B = LR	259.15	248.62

表 6 各項參數影響百分比顯示，各項影響參數中，初始變形的影響最大，再來依序是縱桁 X 方向的旋轉限制、模型範圍及橫向大肋骨與縱向材交接處的旋轉限制。兩方法的差異於樑柱型挫曲及扭轉

挫曲補強板模型分別為 6.62% 及 3.47%。

表 6 各項參數影響百分比

影響參數	BCB Model	TB Model
初始變形 (A2-A1)/A1 (%)	+3.34%	+1.05%
邊界條件：橫向大肋骨 與縱向材交接處 $R_x=R_y=R_z=0$ (A3-A2)/A2 (%)	+0.22%	+0.48%
邊界條件：縱桁 $R_x=0$ (A4-A3)/A3 (%)	+2.17%	+0.84%
模型範圍 (B-A4)/A4 (%)	+0.76%	+1.06%
兩方法的差異 (B-A1)/A1 (%)	+6.62%	+3.47%

2. 橫向壓縮：板挫曲型計算結果與討論

由圖 9~圖 10 可知，ISSC2012(Paik)與 LR 補強板受到橫向壓縮後板挫曲的變形皆符合預期。

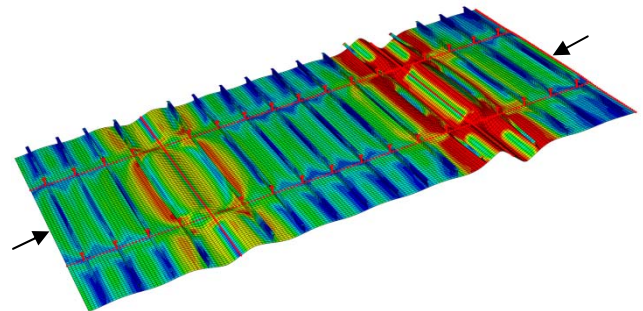


圖 9 板挫曲型_ISSC2012 模型_放大系數：3

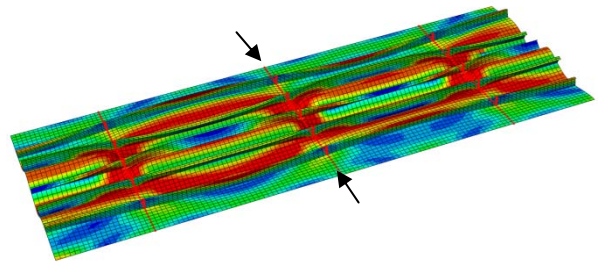


圖 10 板挫曲型_LR 模型_放大系數：5

由圖 11 可知，補強板非線性有限元素極限強度計算結果皆相當接近 CSR-H 的板挫曲型公式。極限強度計算結果：LR > ISSC2012(Paik) > CSR-H 板挫曲型公式。LR 與 ISSC2012(Paik)的極限強度差異為 7.46%。

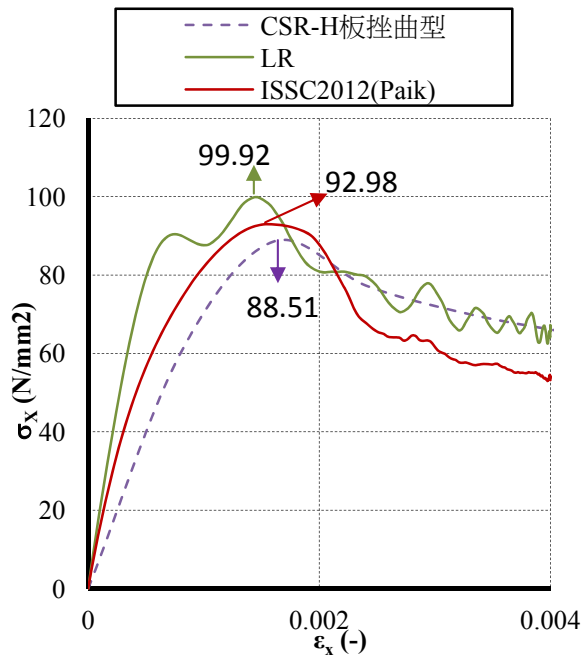


圖 11 板挫曲型補強板應力應變圖

結論

本研究使用 ABAQUS dynamic explicit 軟體對樑柱挫曲型、扭轉挫曲型及板挫曲型補強板進行縱向壓縮、橫向壓縮的極限強度進行分析，以 ISSC2012(Paik)及 LR 提出之補強板分析模型為對象，比較兩方法各項設定參數的影響並與 CSR-H 之簡易法比較。

1. 對於樑柱挫曲型、扭轉挫曲型及板挫曲型補強板模型，極限強度計算結果，LR 模型皆大於 ISSC2012(Paik)模型，顯示 ISSC2012(Paik)方法較為保守。

2. 對樑柱挫曲型及扭轉挫曲型補強板模型進行

縱向壓縮時，兩方法的非線性有限元素極限強度計算結果皆大於 CSR-H 公式計算結果。對板挫曲型補強板進行橫向壓縮時，兩方法的極限強度計算結果皆接近並大於 CSR-H 的板挫曲型公式。結果顯示，CSR-H 公式所計算的極限強度值較為保守。

3. 兩方法的差異於樑柱挫曲型、扭轉挫曲型及板挫曲型補強板模型分別為 6.62%、3.47%及 7.46%。

4. 各設定參數對極限強度計算結果的影響，於樑柱挫曲型補強板模型：初始變形>縱桁 $R_x=0$ >模型範圍>橫向大肋骨與縱向材交接處 $R_x=R_y=R_z=0$ ；於扭轉挫曲型補強板模型：初始變形>模型範圍>縱桁 $R_x=0$ >橫向大肋骨與縱向材交接處 $R_x=R_y=R_z=0$ 。可知初始變形對極限強度的影響是最大的，分析時需特別注意所選擇的初始變形。橫向大肋骨與縱向材交接處 $R_x=R_y=R_z=0$ 的影響是最小的，可不需要考慮。

5. 觀察圖 7 及圖 8 可得知各設定參數除了會影響極限強度之外，還會影響後挫曲行為。建議若要觀察補強板的後挫曲行為，應使用 LR 的方法。

6. 除了本文所探討的初始變形、模型範圍及邊界條件之外，還可探討側向壓力、殘餘應力及材料降伏應力硬化現象對極限強度的影響。

參考文獻

1. International Maritime Organization (IMO), "Adoption of the Guidelines for Verification of Conformity with Goal-Based Ship Construction Standards for Bulk Carriers and Oil Tankers," MSC.296(87), *Maritime Safety Committee*, (2010)
2. International Association of Classification Societies (IACS), "Harmonised Common Structure Rules for Bulk Carriers and Oil Tankers," (2014)
3. Chi-Fang Lee, Tin-Jung Chen, Yann Quémener, Kuan-Chen Chen and Chien-Hua Huang, "Development of HighCRest Software for Ship Structure Verifications under CSR-H Requirements" *Proc. 28th Asia Pacific Technical Exchange and Advisory Meeting on Marine Structures (TEAM)*, Istanbul Technical University, pp. 74-81 (2014)
4. Shengming Zhang and Lei Jiang, "A Procedure for Non-Linear Structural Collapse Analysis," *Proc. ASME 2014 33rd International Conference on Ocean, Offshore*

Stiffened Panels Ultimate Strength Evaluation through Non-Linear Finite Element Analyses

C. F. Lee Y. Quemener* Y. J. Lee**

*CR Classification Society

Keywords: ultimate strength, stiffened panel, harmonised common structural rules (CSR-H), nonlinear finite element method (FEM)

ABSTRACT

In the Harmonized Common Structural Rules for Bulk Carriers and Oil Tankers (CSR-H), the hull girder ultimate strength criterion is to compare the vertical hull girder ultimate bending capacity to the extreme value of vertical bending moment including stillwater and wave load components. The hull girder ultimate capacity is evaluated through the Smith's method and several load-end shortening curve formulations corresponding to the possible failure modes of the individual longitudinal members in ship cross section. The longitudinal members collapse behaviour under compression can also be directly evaluated through non-linear finite element analyses. However, the results of non-linear element analyses can be affected by many factors. The 18th International Ship and Offshore Structure Congress (ISSC) proceeding conducted an extensive benchmark study in view of defining a standard procedure to conduct correctly such analyses. The benchmark study enabled identifying two quite different modeling approaches for which the accuracy of the ultimate capacity evaluations were deemed satisfactory: the two-bay/two-span model presented by Paik, Liege University and Osaka University, and the one-bay/three-span presented by DNV which is very similar to the approach described by the IACS and LR. Besides the model extent difference, the present study investigates also the influence of the initial distortion formulation and boundary condition applied on the ultimate strength predictions. This study aims to define a proper procedure to evaluate by direct non-linear finite element analyses the ultimate strength of stiffened panels including the post-buckling behaviour that is not part of the ISSC benchmark study's scope. The ultimate strength predictions are also compared to the CSR-H beam-column buckling and torsional buckling load-end shortening curve formulations for validation.