

含腐蝕效應之雙船散裝貨輪的可靠度分析

楊澤民[†] 劉駿霖 謝智陵

國立成功大學 系統及船舶機電工程研究所
關鍵詞：腐蝕可靠度，腐蝕效應，可靠度分析

摘 要

大型船體結構通常使用鋼材做為船殼主體，然而鋼材在高鹽份、高濕度的環境下極易發生腐蝕現象；為了解決船舶腐蝕破壞的問題，許多學者專家透過材料實驗、統計數據以及分析腐蝕模型的變化，分別發展出幾種線性或是非線性的船體腐蝕模型。針對一般船舶腐蝕情況，非線性腐蝕模式比起線性腐蝕模式，更能完善的解釋船舶受腐蝕的過程，故本文主要以非線性腐蝕模型做為研究之重點，以應用近幾年最新提出之時變性非線性船體結構腐蝕模型做為主要研究主軸，同時亦比較另外兩種較早開發出的腐蝕模型。文中針對一雙船殼散裝貨輪，以一階可靠度以及二階可靠度的計算方法，比較在不同破壞模式以及不同腐蝕模型下其船體結構的可靠度。除此之外，也考慮不同再塗裝(recoating)週期的情況下，比較定期船殼維修與未經船殼維修之船舶，其兩者之間腐蝕可靠度的變化情況。

前 言

在人們使用及開發海洋的過程中，海洋環境對於海面上結構物以及海上各型船舶會造成很大的腐蝕影響，若不勤於保養、重視防蝕處理以及除去海洋附著物，則會使船舶使用年限減少，所造成的收益也會相對的降低。其嚴重者更可能因船體腐蝕過於嚴重而產生非預期之破壞，危及海上結構物與船舶上人員之性命，甚至也會因所載之貨物流入大海而造成海上污染，使得海洋生態遭受嚴重破壞。當船舶受到了腐蝕的侵害時，船殼板上塗覆之腐蝕保護層會受腐蝕的破壞而失去效用，進而侵蝕到船殼板，造成船殼板之厚度變薄，使得船舶產生結構破壞的狀況。此時若無加以保養或進廠維修，船殼板所能夠承受的外力負荷以及應力將會降低，當到達船殼極限強度破壞的程度時，船殼板將有可能因腐蝕效應造成的破壞，使得局部結構發生破壞或產生裂縫，進而使船舶結構整體產生損壞而造成船難的發生。有鑒於此，考慮腐蝕情況之船體結構分析已越來越受到重視，現已有多位學者專家進行研究，從而多種腐蝕模型已被提出。因此應用腐蝕模型去計算船體可靠度分析也更顯得重要，以期於船體局部受腐蝕破壞之前，做出適當的維修或保護，以避免災難之發生。本文主要是應用可靠度理論

分析方法，結合文獻中的腐蝕模型理論，針對175700噸雙殼散裝貨輪做船體腐蝕可靠度的探討。文中將依船體所受到各種極限破壞模式，加上腐蝕情況所造成的影響，分析其結構可靠度。

於船舶結構可靠度分析發展方面，Mansour[1]在70年代初期利用統計的方法，求得波浪彎矩之極值來進行破壞機率的分析。Hasofer與Lind[2]在1974年採用進階二次矩(ASM)方法，並配合可靠度指標來進行可靠度分析，改進早期一階可靠度不能處理的非線性情況，擴大了可靠度分析的範圍。Mansour[3]於1984年又提出更詳細探討可靠度分析應用在海洋工程與船舶結構之方法。Mansour與Hovem[4]則利用極限強度之概念，結合特定海況下之波浪荷重極值分析，進行實船可靠度的探討。Chao與Ayyub[5]則對於一些存在的不確定因子提出了探討及其可靠度的估算方法。

二階可靠度(SORM)理論之發展，最早由Fiessler[6]於1979年探討二階泰勒展開式與曲率逼近的二階表面。Brietung[7]也提出在拋物線方面上之漸近線正解。Tvedt[8-10]在1983年發表更為準確的三項方程式，進而於1990年擴展到可涵蓋所有二次式之高斯變數。此外，Der Kiureghian[11-13]提出另一套二階可靠度概算法，也就是點逼近方式的拋物線演算法，以求

[†] 責任作者(z7908036@email.ncku.edu.tw)

簡易可靠度之計算，其更於1998年提出一多設計點的可靠度演算法，使得點逼近法更為精準。Hohenbichler等人[14]也引進一套抽樣改善方式來進行二階可靠度分析。然而，上述這些方程式的應用性並未被適當的分析與研究過，而直至1999年Zhao[15-16]開始研究上述各學者所提的二階可靠度方程式之準確性，藉由幾個例子，針對不同的曲率、隨機變數數目與一階可靠度指標上來研究，得到目前二階可靠度在實際工程應用上之薄弱性，並提出一套簡化的二階可靠度與經驗二階可靠度指標，以供工程上實際之應用。

於船舶結構腐蝕模型之發展方面，Southwell等人[17]於1979年提出一種線性與雙線性之模型。Melchers[18]在1999年於統計分析後將Southwell模型之參數，表示成統計意義上的關係，進而將上述之兩種模型發展成『拓展之Southwell模型』，並進一步提出了指數模型。Guesdes Soares與Garbatov[19]於1999年提出了一種描述腐蝕增長的非線性模型。Paik等人[20]於1998年提出的腐蝕模型將腐蝕過程明確表示兩個階段，第一階段與腐蝕保護的壽命有關，第二階段與腐蝕進程有關。於2003年Qin(秦經平)[21]提出一種非線性腐蝕模型，其模型可以較好的模擬鋼結構在腐蝕環境下的損傷過程，並可從理論上證明，其它主要的幾種腐蝕模型皆為其模型之特例。

本文主要是針對175,700噸之雙殼散裝貨輪實船，利用Mansour之半經驗公式求取船舶極限強度，再以Zhao的二階經驗可靠度方法，並結合Shengping Qin之非線性腐蝕模型，來進行一階與二階腐蝕可靠度之分析。

船體破壞模式

在船體承受外力負荷與本身荷重時，本文是考慮船舶處於最大彎矩負荷狀態，亦即船體呈現舢拱狀(hogging condition)或船體呈現舢垂狀(sagging condition)。前者為底板的板架承受到壓縮負荷，而後者卻是甲板的板架受到壓縮負荷。由於壓縮負荷的作用，甲板板架或底板板架之穩定性問題便對船體強度造成決定性的影響。對於船體整體破壞可以以初始降伏彎矩(initial yield moment)與全塑性破壞彎矩(fully plastic collapse moment)兩種模式來加以分析。至於局部加強材或格架之破壞模式可分為四種：格板之挫曲破壞(buckling of plate between stiffeners)模式、加強材之彎曲挫曲破壞(flexural buckling of stiffeners)模式、加強材之彎扭挫曲破壞(torsional/flexural buckling of stiffener)模式以及全格架之挫曲破壞(overall grillage buckling)模式等來加以探討。

波浪負荷

船體結構所承受之外在負荷，一般而言，可分成兩個主要的部份：1.靜水彎矩以及2.波浪彎矩。

1. 靜水彎矩

依照IACS(International Association of Classification Societies)法規，分別在sagging與hogging的情況下，可以利用下面兩個方程式求得靜水彎矩的平均值。在sagging情況下，

$$M_{sw} = -6.63C_W L^2 B(C_B + 0.7) \times 10^{-3} \text{ (tonf-m)} \quad (1a)$$

在hogging情況下，

$$M_{sw} = 1.53C_W L^2 B(8.167 - C_B) \times 10^{-3} \text{ (tonf-m)} \quad (1b)$$

其中

$$C_W = \begin{cases} 0.0792L, & L \leq 100\text{m} \\ 10.75 - \left(\frac{300-L}{100}\right)^{1.5}, & 100\text{m} < L < 300\text{m} \\ 10.75, & 300\text{m} < L < 350\text{m} \\ 10.75 - \left(\frac{L-350}{100}\right)^{1.5}, & L > 350\text{m} \end{cases}$$

於實際靜水彎矩之計算時，因為sagging的情況較hogging的情況較為容易發生破壞，所以在計算時靜水彎矩時，我們取在sagging情況下之60%做為靜水彎矩的平均值，並假設靜水彎矩之C.O.V為0.40。

2. 波浪彎矩

在有義波高(h_s)、船寬/船吃水(B/T)、船長/船寬(L/B)、方塊係數(C_B)與船速已知條件下，可使用Loukakis & Chrysostomidis所發展的seakeeping table以內差法來求得波浪彎矩無因次的 $(\tilde{M}_w)_{rms}$ (rms)[22]。將求得的波浪彎矩無因次rms乘以 $\rho g L^4$ 便可計算出波浪彎矩的均方根 $\sqrt{\lambda_0}$

$$\begin{aligned} \sqrt{\lambda_0} &= (\tilde{M}_w)_{rms} \times \rho g L^4 \times 10^{-7} \\ &= (\tilde{M}_w)_{rms} \times 10055.25 \times L^4 \times 10^{-7} \text{ (N-m)} \quad (2) \end{aligned}$$

當求得波浪彎矩的均方根 $\sqrt{\lambda_0}$ 時，再依照下面步驟能夠求出極限波浪彎矩的平均值與標準差，以便在可靠度分析時利用。

$$F_w(w) = \exp\left[-N \exp\left(-\frac{w^2}{2\lambda_0}\right)\right] \quad (3)$$

$$\mu_w = \sqrt{2\lambda_0 \ln N} + \frac{0.5772}{\alpha_N} \quad (4)$$

$$\sigma_w = \frac{\pi}{\sqrt{6}\alpha_N} \quad (5)$$

其中 $\alpha_N = \sqrt{2 \ln N / \lambda_0}$ ， $N = 1000$ ； $\sqrt{\lambda_0}$ 為波浪彎矩的均方根， $F_w(w)$ 為極值彎矩的機率分佈函數， μ_w 為其平均值， σ_w 為標準差。而 N 是計算波浪彎矩時所產生的

波峰數，通常是8~10秒產生一個波峰，短期預估是設定三個小時，所以本文所帶入的 N 值約為1000peaks/3hr。

結構可靠度分析

結構可靠度理論主要是計算在設計壽命期間內結構超過極限狀態的機率，此一機率稱之「失效機率」。就極限強度的觀點來看，結構物如何承受在使用期間及設計的操作環境下之最大外力，而不至於有失效的情形發生，是設計者最想要的結果。在探討結構可靠度時，須先對分析模型中不確定因子做出合理的定義，接著根據安全餘裕的判定來建立合理的數學模型。實際的結構工程計算與設計中，舉凡涉及到的物理量皆具有某種程度的不確定性，例如結構所受的外力、結構的尺寸、材料的特性、波浪負荷、材料的降伏強度、楊氏係數、尺寸大小、腐蝕及銲接殘留應力等，然而傳統的分析與設計方法都是以確定的數值來計算，再根據經驗法則來確定「安全係數」而建立設計上的容許程度。換言之，結構的安全性是相對的，絕對的安全性是不可能達成的，因為過高的安全性將會造成經濟上的浪費，故利用機率與統計的方法來建立適當的可靠度分析，以避免工程設計上安全性過高而造成成本提高是有必要的。如圖1所示，結構因為外力超過了強度而導致失效。事實上，強度並不一定為恆定的平均數值，當結構因材料發生疲勞或腐蝕現象時，強度機率分佈曲線將會隨著時間或反覆的外力而變動，使分佈間彼此干擾的情形更加的惡化。一般而言，圖1中重疊的部份越大，失效機率亦隨著增大。而影響失效機率的大小可歸納為以下三點：

- (1) 分佈曲線的離散度：離散度可以用變異係數 δ (或標準差 σ)來表示，若兩曲線各自的離散度愈寬，則失效發生的可能性就愈大，反之則愈小。
- (2) 平均值的相對位置：兩者相對位置愈近，則產生失效的可能性就愈大，反之則愈小。
- (3) 兩分佈函數曲線的形狀：即機率密度函數 $f_x(y)$ 、 $f_y(y)$ 的分佈型式會影響破壞機率的大小，例如常態分佈與對數常態分佈即為兩種不同分佈的形態。

藉由強度與外力的差值引入隨機變數 M ($M = R - S$)，變數 M 可稱為結構的「安全餘裕」(safety margin)。當 $M > 0$ 時，表示結構處於安全可靠的狀態；當 $M = 0$ 時，表示結構達到極限狀態；當 $M < 0$ 時，表示結構已經發生破壞。

在造船工程上，經常使用的不確定因素計有波浪負荷、材料的降伏強度、楊氏係數、尺寸大小、腐蝕及銲接殘留應力等。由於靜水彎矩與波浪彎矩之間的相關性可忽略不計，所以本文僅考慮其兩者皆為統計獨立。因此，船殼板架極限狀態函數可寫成

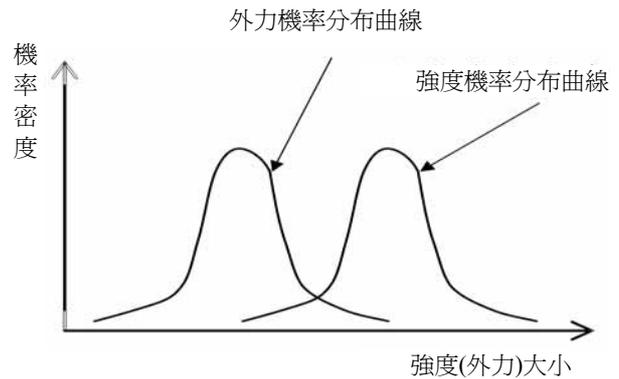


圖1 外力機率分布曲線與強度分布曲線間相互干擾情形

$$G(\tilde{X}) = x_u \cdot SM \cdot \sigma_{cr} - x_{sw} M_{sw} - x_w x_s M_w \quad (6)$$

其中

$\tilde{X} = [x_u, SM, \sigma_{cr}, x_{sw}, M_{sw}, x_w, x_s, M_w]^T$; x_u 為模型強度之不確定因子； x_{sw} 為預測靜水彎矩之不確定因子； x_w 為預測波浪彎矩之不確定因子； x_s 為在艄垂狀態時分析之不確定因子； SM 為有效剖面模數； σ_{cr} 為臨界應力； M_{sw} 為靜水彎矩； M_w 為波浪彎矩。

二階可靠度理論

在正規空間中， $G(\bar{U})$ 為在設計點 \bar{U} 上的函數，以二階泰勒展開式展開成

$$G(\bar{U}) = \beta_F - \alpha^T \bar{U} + \frac{1}{2} (\bar{U} - \bar{U}^*)^T B (\bar{U} - \bar{U}^*) \quad (7)$$

其中 $\alpha = \nabla G(\bar{U}^*) / |\nabla G(\bar{U}^*)|$; $\beta_F = \alpha^T \bar{U}^*$ ，為一階可靠度指標； $B = \nabla^2 G(\bar{U}^*) / |\nabla G(\bar{U}^*)|$ 。

在工程結構的應用上，失效機率或可靠度的計算是很難以直接積分方式求得破壞機率，必須利用到數值積分的方式來求取，如此才能夠應用在實際工程上。本文採用文獻[15-16]的經驗封閉型式(empirical closed-form)的解法。為了改善當前的點逼近SORM近似法，我們採用統御方程式 $G(\mathbf{U})$ 來表示正規常態空間中的極限狀態面。在設計點附近用極限狀態面上的逼近點(fitting point)來定義二階面概算。沿著正規常態空間的座標軸選出 $2n+1$ 個點，其選取方式為在各個座標軸 u_j , $j = 1, \dots, n$ 上各選出2個點，分別為 $(U^*, u_j^* - \delta)$ 和 $(U^*, u_j^* + \delta)$ ，其中， $U^* = \{u_k^*, k = 1, \dots, n$ ，除了 j 以外}表示沿著全部座標軸的設計點座標除了 j 座標軸外，而 δ 表示設計點到逼近點的距離。如此，點逼近統御方程式可以表示成正規常態隨機變數的二階多項式，其中包含了 $2n+1$ 個回歸係數

$$G'(\mathbf{U}) = a_0 + \sum_{j=1}^n \gamma_j u_j + \sum_{j=1}^n \lambda_j u_j^2 \quad (8)$$

式子中 a_0 、 γ_j 和 λ_j 即為 $2n+1$ 個回歸係數，利用在逼近點上的 $G'(\mathbf{U})$ 來逼近實際的統御方程式 $G(\mathbf{U})$ 。

從各個逼近點所得到 a_0 、 γ_j 和 λ_j 的線性方程式中，我們可以得到回歸係數 a_0 、 γ_j 和 λ_j 。

在計算對應於 $G(\mathbf{U})$ 的Hessian矩陣是困難的，但是，計算對應於 $G'(\mathbf{U})$ 的Hessian矩陣卻是相當的容易。當得到點逼近統御方程式 $G'(\mathbf{U})$ 時，對應於 $G'(\mathbf{U})$ 的Hessian矩陣為

$$\mathbf{B} = \frac{2}{|\nabla G'|} \begin{bmatrix} \lambda_1 & \cdots & 0 \\ \vdots & \ddots & \vdots \\ 0 & \cdots & \lambda_n \end{bmatrix} \quad (9)$$

式子中

$$|\nabla G'| = \sqrt{\sum (\gamma_j + 2\lambda_j u_j^*)^2} \quad (10)$$

設計點 \mathbf{U}^* 上，極限狀態表面的主曲率總和 K_s 以及平均主曲率半徑 R 分別為

$$K_s = \sum_{j=1}^n b_{jj} - \alpha^T \mathbf{B} \alpha \quad (11)$$

$$R = \frac{n-1}{K_s} \quad (12)$$

式子中 b_{jj} ($j = 1, \dots, n-1$)為矩陣 \mathbf{B} 的對角線元素。 α 為在設計點上的方向向量。

將(9)式代入(11)式，可以得到新的 K_s 表示式為

$$K_s = \frac{2}{|\nabla G'|} \sum \lambda_j \left[1 - \frac{2}{|\nabla G'|^2} (\gamma_j + 2\lambda_j u_j^*)^2 \right] \quad (13)$$

利用(12)式和(13)式中所表示的 K_s 和 R ，代入經驗二階可靠度指標

當 $K_s \geq 0$ 時，

$$\beta_s = -\Phi^{-1} \left[\Phi(-\beta_F) \left(1 + \frac{\Phi(\beta_F)}{R\Phi(-\beta_F)} \right)^{-\frac{n-1}{2}} \left(1 + \frac{2K_s}{10(1+2\beta_F)} \right) \right] \quad (14a)$$

當 $K_s < 0$ 時，

$$\beta_s = \left(1 + \frac{2.5K_s}{2n-5R+25} \frac{25(23-5\beta_F)}{R^2} \right) \beta_F + \frac{1}{2} K_s \left(1 + \frac{K_s}{40} \right) \quad (14b)$$

式子中 K_s 為極限狀態面的主曲率總和； R 為平均主曲率半徑； n 為隨機變數的數目； β_F 為一階可靠度指標； β_s 為二階可靠度指標。則其破壞機率可表示為

$$p_f = \Phi(-\beta_s) \quad (15)$$

經驗二階可靠度計算流程

經驗二階可靠度的計算流程如圖2所示，其詳細步驟如下：

步驟一：選取正規空間中的初始中心點 \mathbf{U}_C 。通常初始中心點是採用在原始空間中的平均值。

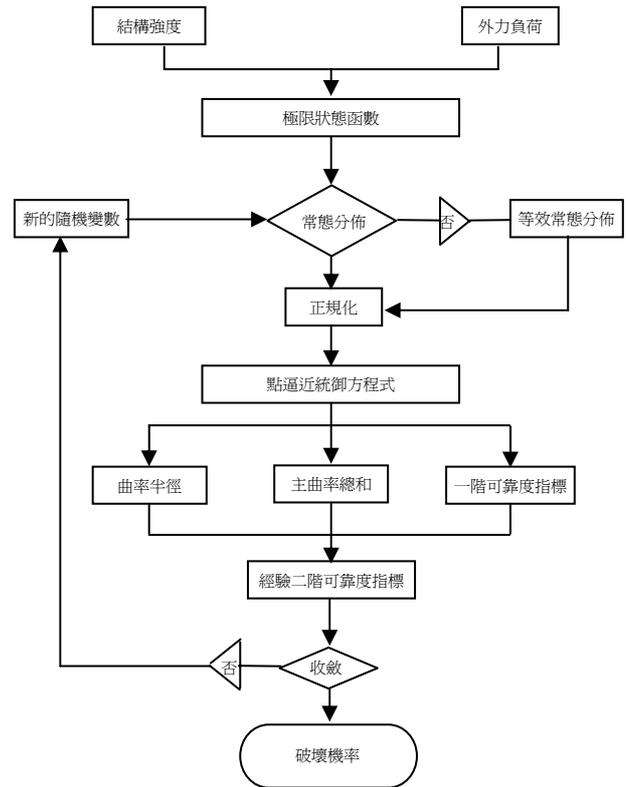


圖2 經驗二階可靠度計算流程示意圖

步驟二：選取各個座標軸的逼近點。沿著各個座標軸 u_j ， $j = 1, \dots, n$ 上選出2個點，分別為 $(\mathbf{U}^*, u_j^* - \delta)$ 和 $(\mathbf{U}^*, u_j^* + \delta)$ ，其中 $\mathbf{U}^* = \{u_k^*, k = 1, \dots, n, \text{除了} j \text{以外}\}$ 表示沿著全部座標軸的設計點座標，除了 j 座標軸外，而 δ 表示設計點到逼近點的距離。

步驟三：將逼近點轉換到原始空間，然後再這些點上，利用近似統御方程式概算來逼近原始的統御方程式，如此可以得到(8)式的回歸係數。

步驟四：利用一階可靠度求得(8)式的设计點 \mathbf{U}^* 。

步驟五：將 \mathbf{U}^* 取代步驟一的 \mathbf{U}_C ，重複步驟二至步驟四，直至設計點收斂為止。

步驟六：得到設計點後，利用(14)式可得到二階可靠度指標 β_s 值，或利用(15)式得到破壞機率。

船體腐蝕模型

當船舶受到了腐蝕的侵害時，船殼板上塗覆之腐蝕保護層會受腐蝕的作用而逐漸失去效用，進而侵蝕到船殼板，造成船殼板之厚度變薄，使得船舶產生結構不穩定狀況，此時若無加以保養或進廠維修，船殼板其所能承受的外力負荷以及應力將會降低，當到達船殼極限強度破壞的程度時，船殼板將有可能因腐蝕效應造成的破壞，使得結構發生崩潰或產生裂縫，進而使船舶結構整體產生損壞而造成船難的發生。

在大多數關於船舶結構時變可靠度的研究當中，通常會將腐蝕速率當作一個具有常平均值的隨機變量，也就是假定船體板厚度為隨時間承線性變化的。但經由許多腐蝕實驗證明後，將腐蝕速率用非線性模型來表示應更為正確。

1. Guedes Soares與Garbatov腐蝕模型

Guedes Soares與Garbatov[19]提出一個描述腐蝕增長情況的非線性模型，在這模型中，他們將整個腐蝕的過程分成三個階段來討論，可由圖3表示。在腐蝕的第一階段 $t \in [0, A]$ 中，由於腐蝕保護系統的作用有相當的效果，故可以假設在此階段內並無腐蝕的情況產生。於腐蝕第二階段 $t \in [A, B]$ 期間，其腐蝕產生的時間開始於腐蝕保護層失效後，船殼板厚因腐蝕作用而減少。在腐蝕的第三階段 $t \in [B, \infty)$ 中，由於因腐蝕而產生的腐蝕物附著於船殼板表面，因而阻止了腐蝕環境對於板的進一步腐蝕，其腐蝕作用逐漸變慢，腐蝕的速率也近趨至零。可以公式(16)表示腐蝕厚度隨時間變化之曲線。

$$d(t) = \begin{cases} 0, & t \leq \tau_c \\ d_\infty \left[1 - e^{-(t-\tau_c)/\tau_t} \right], & t > \tau_c \end{cases} \quad (16)$$

其中： d 為腐蝕層厚度； t 為使用時間； τ_c 為腐蝕保護的壽命； τ_t 是過渡時間，可用 $\tau_t = d_\infty / tg\alpha$ 來做計算； α 則是圖中AB與AC的夾角。

2. Paik腐蝕模型

Paik[20]等人提出的腐蝕模型明確的將腐蝕過程區分成兩階段，腐蝕的第一階段是與腐蝕保護壽命有關，第二階段則是與腐蝕進程有關。他們假設在腐蝕保護層失去作用後，腐蝕進程由此時馬上開始。

$$d(t) = c_1(t - T_{cl})^2 \quad (17)$$

其中： d 為腐蝕層厚度； t 為使用時間； T_{cl} 為腐蝕保護層壽命； c_1 為係數(當 c_2 取1時， c_1 就是腐蝕速率指標)； c_2 為係數，通常可假設等於1/3或保守的取其為1。

3. Qin腐蝕模型

本論文採用上海交通大學Qin[21]所提出一種新的腐蝕模型。由前述在Guedes Soares與Paik的模型中有腐蝕保護系統的考慮。但是在這些模型中，腐蝕過程被認為在腐蝕保護系統的效能完全失去後才開始，但實際上，腐蝕保護系統(譬如油漆層、防水塗料、瀝青)是一種漸趨失效的過程，在其完全失去作用前，腐蝕就已經開始了。

在Qin[21]文中提到，Guedes Soares與Paik的模型中所存在的不足之處，在於腐蝕保護系統壽命時刻，其腐蝕速率有躍升的現象，之後逐漸下降，這並不太

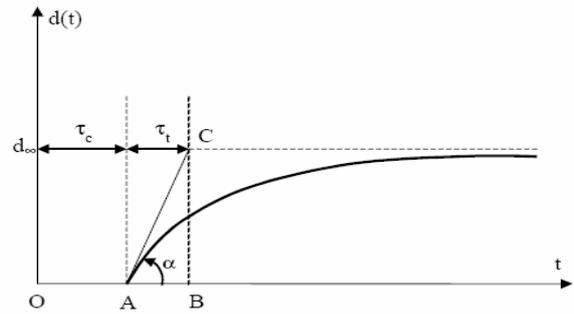


圖3 腐蝕厚度層隨時間變化曲線[19]

符合實際情形。Melchers[18]指出，在無保護介質作用的情況下，腐蝕速率逐漸增加然後接近一常值。若考慮到腐蝕保護系統之保護效率為一逐漸失效的情況下，我們認為其存在一個腐蝕速率漸增的過程，之後由於腐蝕層逐漸增厚以及微生物滋生的數目增加，妨礙了腐蝕的進展也阻礙了腐蝕速率，故腐蝕速率會逐漸下降。所以依據這些假設，Qin將整個腐蝕的過程分為三個階段：

- 1、無腐蝕階段， $t \in [0, T_{st}]$ 。
- 2、腐蝕加速階段， $t \in [T_{st}, T_A]$ ， T_A 為腐蝕加速壽命。
- 3、腐蝕減緩階段， $t \in [T_A, T_L]$ ， T_L 為結構使用壽命和維修週期。

腐蝕速率可以以下式表示之：

$$r(t) = \begin{cases} 0, & 0 \leq t \leq T_{st} \\ d_\infty \frac{\beta}{\eta} \left(\frac{t - T_{st}}{\eta} \right)^{\beta-1} \exp \left\{ - \left(\frac{t - T_{st}}{\eta} \right)^\beta \right\}, & T_{st} \leq t \leq T_L \end{cases} \quad (18)$$

其中 r 為腐蝕速率； t 為使用時間； d_∞ 、 β 、 η 、 T_{st} 為四個待定參數。

根據(18)式，可求得腐蝕速率達最大的時刻 T_A 為

$$T_A = \begin{cases} T_{cl} = T_{st} + \eta \left(\frac{\beta-1}{\beta} \right)^{1/\beta}, & \beta > 1 \\ T_{st}, & \beta \leq 1 \end{cases} \quad (19)$$

腐蝕厚度為 d

$$d(t) = \begin{cases} 0, & 0 \leq t \leq T_{st} \\ d_\infty \left\{ 1 - \exp \left[- \left(\frac{t - T_{st}}{\eta} \right)^\beta \right] \right\}, & T_{st} \leq t \leq T_L \end{cases} \quad (20)$$

圖4顯示Qin所提出的腐蝕模型示意圖。

此模型的好處在於可使用於許多情況，一但待定參數 d_∞ 、 β 、 η 、 T_{st} 確定了，腐蝕模型也就確定。其模型的最主要特色在於現有大多數的腐蝕模型，皆可看成其特例，如當 $\beta = 1$ 時，

$$d(t) = d_\infty \left\{ 1 - \exp \left[- \left(\frac{t - T_{st}}{\eta} \right) \right] \right\} \quad (21)$$

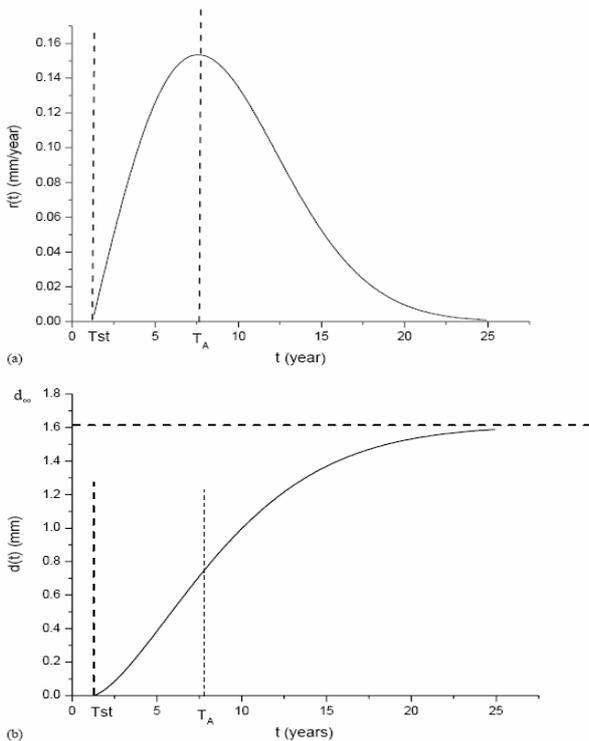


圖4 Qin—腐蝕模型示意圖[21]

此型式就是Guedes Soares與Garbatov所提出的腐蝕模型，也就是公式(16)的型式。

另一個例子是當 $\eta = 1$ 時，將腐蝕厚度公式(20)以泰勒級數展開，保留線性項後，可以得到

$$d(t) = d_{\infty} \left(\frac{t - T_{st}}{\eta} \right)^{\beta} = d_{\infty} (t - T_{st})^{\beta} \quad (22)$$

這就是Paik所提出腐蝕模型的型式，即(17)式。

實例計算之結果與探討

本章主要內容以極限強度之公式求出各個破壞模式的結構強度，考慮有義波高為12.6公尺的海況，再以一階二次矩之可靠度方法與經驗二階可靠度方法，針對以高張力鋼為主材料的17萬5千七百噸之雙殼散裝貨輪，結合船舶腐蝕模型進行一階與二階腐蝕可靠度分析。其中，船體主要尺寸如表1所示，各種破壞模式之臨界應力與剖面模數如表2所示，不確定因子與隨機變數的大小如表3所示。於未腐蝕初始之船體破壞機率如表4所示。

針對船舶腐蝕的情況，我們加入腐蝕所造成的影響。假定此貨輪可用年限25年，應用Soares、Paik以及Qin之腐蝕模型，並假定四個代定參數分別為 $d_{\infty} = 1.64$ 、 $\beta = 1.99$ 、 $\eta = 9.19$ 、 $T_{st} = 1.38$ ，加以探討及比較。於圖5中，為三種腐蝕模型對於散裝貨輪其腐蝕厚度對於時間的變化。於圖6至圖9中，為三種不同腐蝕模型於四種破壞模式下，其一階以及二階可靠度破壞機率與時間關係圖。

表1 175,700噸貨輪船型主要尺寸

排水量(tons)	175,700
全長(m)	289
垂標間距(m)	281.5
船寬(m)	45
船深(m)	24.1
船吃水(m)	16.5
C_B	0.876
船速(節)	11.625
甲板彈性剖面模數(m-cm ²)	4.2357×10 ⁵

表2 175,700噸貨輪各種破壞模式之臨界應力及剖面模數

破壞模式	σ_{cr} (Mpa)	SM(m-cm ²)
全塑性破壞	353.16	477200
初始降伏破壞	353.16	423570
加強材的彎曲挫曲	317.574	404910
加強材的彎扭挫曲	176.08	404910
船樑失穩	244.866	423570

表3 175,700噸雙殼散裝貨輪不確定因子及隨機變數分佈情況及其大小

隨機變數	分佈狀況	平均值	變異係數
\tilde{X}_u	Normal	1.0	0.15
\tilde{X}_{sw}	Normal	1.0	0.05
\tilde{X}_w	Normal	0.9	0.15
\tilde{X}_s	Normal	1.15	0.03
各種破壞模式之剖面模數	Log Normal	如表2所示	0.04
各種破壞模式之極限強度	Log Normal	如表2所示	0.07
\tilde{M}_{sw}	Normal	2.34×10 ⁶ kN-m	0.40
有義波高12.6 m時之 \tilde{M}_w	Extreme	6.916×10 ⁶ kN-m	0.089

表4 175,700噸雙殼散裝貨輪可靠度分析

破壞模式	FORM 破壞機率	SORM 破壞機率
全塑性破壞	0.0089253	0.0086531
初始降伏破壞	0.0280712	0.0273150
加強材彎曲挫曲破壞	0.0964120	0.0943242
加強材彎扭挫曲破壞	0.8788220	0.8763316
船樑失穩破壞	0.3422306	0.3375965

三種腐蝕模型腐蝕厚度比較圖

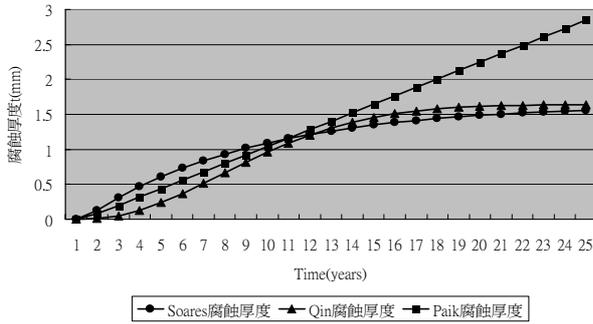


圖5 三種腐蝕模型腐蝕厚度對時間的變化關係

三種腐蝕模型FORM&SORM船樑失穩破壞比較

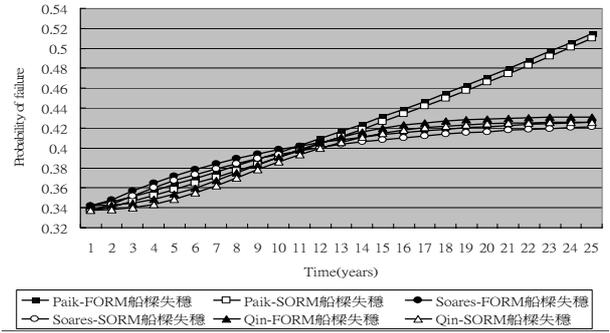


圖9 三種腐蝕模型一階及二階可靠度船樑失穩破壞機率比較圖

三種腐蝕模型FORM&SORM初始降伏破壞比較

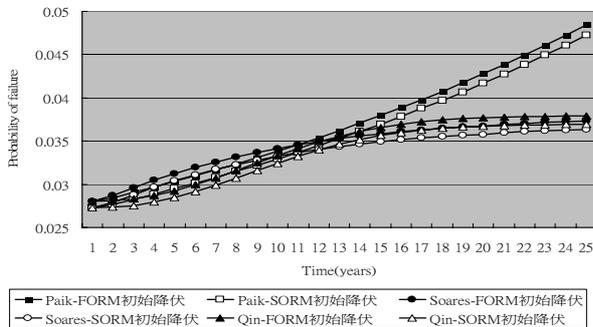


圖6 三種腐蝕模型一階及二階可靠度初始降伏破壞機率比較圖

Qin模型-再塗裝週期=3&5年與未塗裝之腐蝕厚度比較

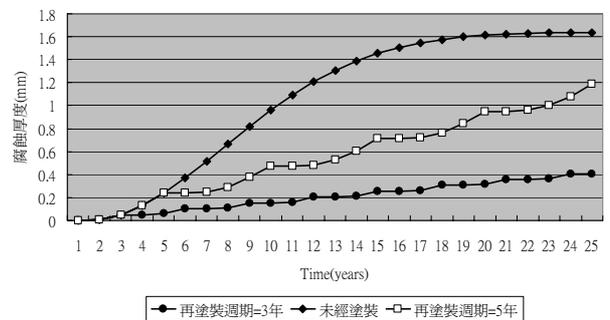


圖10 Qin腐蝕模型-再塗裝週期=5、3年與未塗裝之腐蝕厚度綜合比較

三種腐蝕模型FORM&SORM加強材彎曲挫曲破壞比較

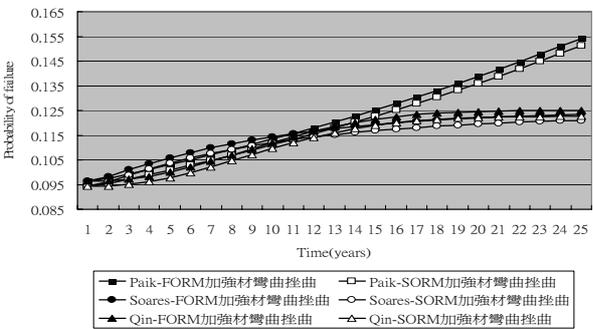


圖7 三種腐蝕模型一階及二階可靠度加強材彎曲挫曲破壞機率比較圖

Soares模型-再塗裝週期=3&5年與未塗裝之腐蝕厚度比較

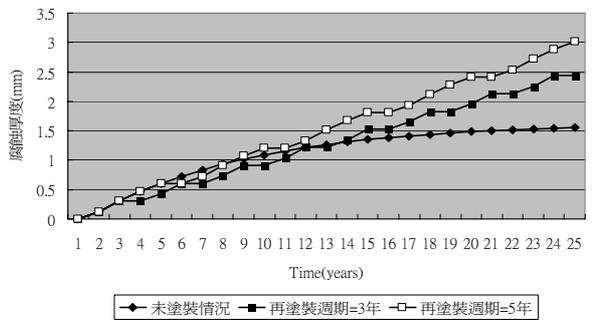


圖11 Soares腐蝕模型-再塗裝週期=5、3年與未塗裝腐蝕厚度綜合比較

三種腐蝕模型FORM&SORM加強材彎扭挫曲破壞比較

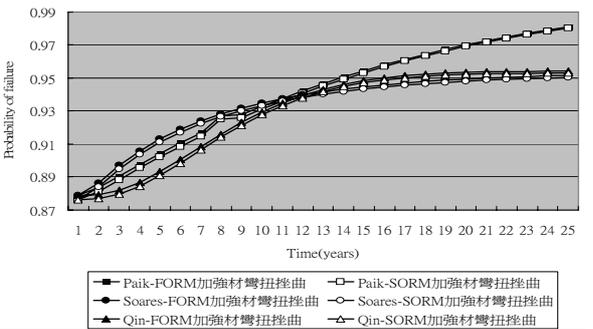


圖8 三種腐蝕模型一階及二階可靠度加強材彎扭挫曲破壞機率比較圖

Qin腐蝕模型-再塗裝週期為3、5年與未塗裝之初始降伏破壞機率比較圖

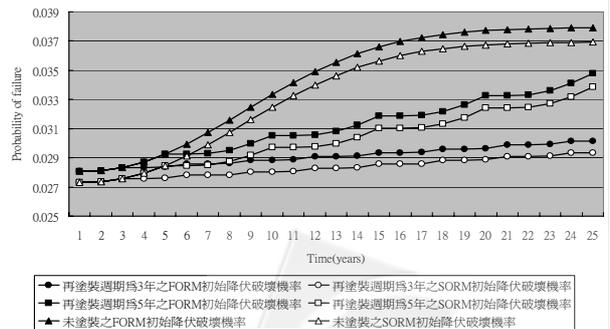


圖12 Qin腐蝕模型-再塗裝週期為5、3年與未塗裝之初始降伏破壞機率比較圖



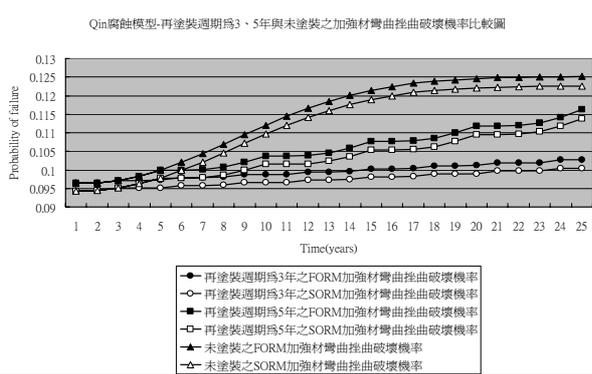


圖13 Qin腐蝕模型—再塗裝週期為5、3年與未塗裝之加強材彎曲挫曲破壞機率比較

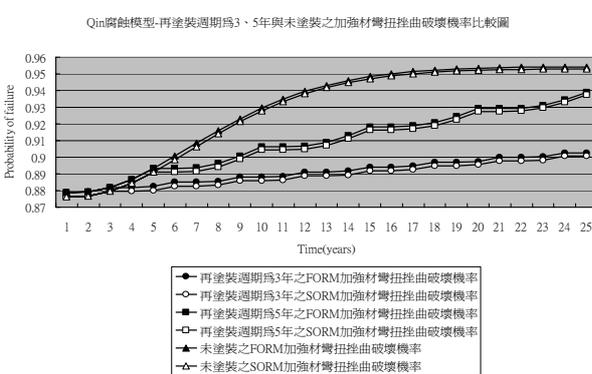


圖14 Qin腐蝕模型—再塗裝週期為5、3年與未塗裝之加強材彎扭挫曲破壞機率比較

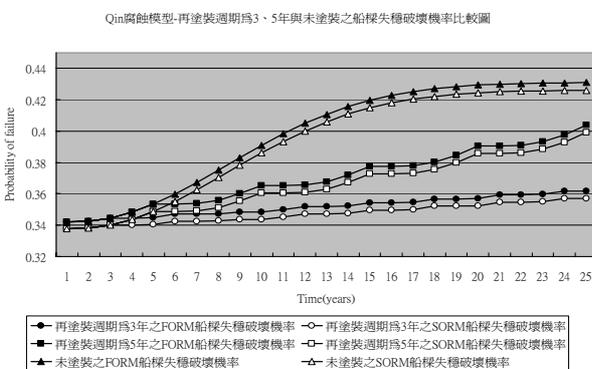


圖15 Qin腐蝕模型—再塗裝週期為5、3年與未塗裝之船樑失穩破壞機率比較

船舶於腐蝕環境中，防蝕保護層(coating)的保護作用逐漸減少，為避免腐蝕破壞，我們考慮船舶進廠維修及保養，將受腐蝕的船殼重新漆上油漆或防水漆(也就是所謂的腐蝕保護層)，並去除附著的海洋生物。在此我們考慮腐蝕保護層的重新塗覆，並依不同再塗裝週期重新計算船板厚度及可靠度。在圖10中，為應用Qin的腐蝕模型，考量船樑失穩的破壞模式下以再塗裝週期為3年、5年以及未塗裝之原始狀態，三者腐蝕厚度之比較圖。在圖11中，為Soares腐蝕模型下，再塗裝週期為3年及5年及未塗裝狀態，三者腐蝕

厚度之比較圖。利用可靠度計算方法，我們可以得到於Qing腐蝕模型下，經過再塗裝週期為3年與5年，在四種破壞模式下隨時間變化之一階及二階可靠度破壞機率，如圖12至圖15所示。

結 論

在本篇論文中，吾人採用Qin之腐蝕模型，其將腐蝕階段分成三個過程：無腐蝕階段、腐蝕加速階段以及腐蝕減速階段。該腐蝕模型與其它腐蝕模型相比較，且有較強的包容性，可包容其它腐蝕模型作為特例，並適應於不同的腐蝕情況。

比較各種腐蝕情況之破壞模式，可看出FORM與SORM破壞機率相互之間的差異性約在3%左右，主要原因是因為所採用的極限狀態函數並非高度非線性，所以FORM所得的結果尚可採信。但碰到需要解高度非線性的極限狀態方程時，若要得到較準確的結果則必須考慮以SORM的方式或是更高階的計算方法會較為恰當。

加強材彎扭挫曲其破壞機率高達80%至90%左右，主要是與此散裝貨輪的加強材尺寸大小有關。因該船選用材料為高張力鋼，在考慮到高張力鋼所能承受的應力較普通鋼材來的高之下，甲板加強材腹板厚度取值過小，造成在計算彎扭挫曲破壞上，所能承受的極限應力值過小，所以才會產生較高的破壞機率。故在未來設計散裝貨輪上應更加慎重考慮加強材其腹板厚度的問題，以避免彎扭挫曲造成的破壞。

比較未腐蝕之可靠度以及在腐蝕發生後第25年之可靠度，可以發現兩者對不同破壞模式之破壞機率差異：在初始降伏破壞約增加35%，加強材彎曲挫曲破壞增加30%左右，加強材彎扭挫曲破壞方面則增加8%至9%，而船樑失穩破壞大約增加30%。由數據顯示，因腐蝕使得板厚減少，對於結構可靠度有不小的影響，故船舶應定期維修及重新塗覆腐蝕保護層，以避免腐蝕所造成的破壞。

再塗裝週期對於腐蝕之影響有很大的關係，由Qin之腐蝕模型來看，當再圖裝週期分別為3年以及5年時，25年後之腐蝕厚度約減小75%以及25%。腐蝕厚度的減少也使得破壞機率隨之降低，船舶結構的可靠度也相對提升，當再塗裝週期越小時，效果也會更加明顯。

誌 謝

本文係國科會專題研究計畫「含腐蝕效應之雙船殼散裝貨輪的可靠度分析」(編號NSC 93-WFA0-900-233-)之研究成果，承蒙國科會經費之贊助使本研究得以順利完成，謹致感謝之意。

參考文獻

1. Mansour, A.E., "Methods of Computing the Probability of Failure under Extreme Values of Bending Moment," *J. Ship Res.*, Vol.16, pp.113-123 (1972).
2. Hasofer, A.M., and N.C. Lind, "Exact and Invariant Second-Moment Code Format," *J. Eng. Mech., ASCE*, Vol.100, pp.111-121 (1974).
3. Mansour, A.E., H.Y. Jan, C.I. Zigelman, Y.N. Chen and S. J. Harding, "Implementation of Reliability Methods to Marine Structures," *SNAME Trans.*, Vol.92, pp.353-392 (1984).
4. Mansour, A.E. and L. Hovem, "Probability Based Ship Structural Safety Analysis," *J. Ship Res.*, Vol.38, pp.329-339 (1994).
5. Chao, R.J. and B.M. Ayyub, "Reliability and Uncertainty Evaluation for Longitudinal Bending of Hull Girders of Surface Ships," *J. Ship Res.*, Vol.41, pp.57-68 (1997).
6. Fiessler, B., H.J. Neumann and R. Rackwitz, "Quadratic Limit State in Structural Reliability," *J. Eng. Mech., ASCE*, Vol.105, pp.661-676 (1979).
7. Breitung, K., "Asymptotic Approximation for Multi-Normal Integer," *J. Eng. Mech., ASCE*, Vol.110, pp.357-366 (1984).
8. Tvedt, L., "Two Second-Order Approximations to the Failure Probability," *Veritias Rep. RDIV/20-004083*, Det norske Veritas, Oslo, Norway (1983).
9. Tvedt, L., "Second-Order Reliability by an Exact Integral," *Proc., 2nd IFIP Working Conf. Reliability and Optimization on Struct. Sys.*, P. Thoft-Christensen, ed., Springer, New York, pp.377-384 (1988).
10. Tvedt, L., "Distribution of Quadratic Forms in Normal Space Application to Structural Reliability," *J. Eng. Mech., ASCE*, Vol.116, pp.1183-1197 (1990).
11. Der Kiureghian, A., H.Z. Lin, and S.J. Hwang, "Second-Order Reliability Approximations," *J. Eng. Mech., ASCE*, Vol.113, pp.1208-1225 (1987).
12. Der Kiureghian, A. and M. De Stefano, "Efficient Algorithm for Second-Order Reliability Analysis," *J. Eng. Mech., ASCE*, Vol.117, pp.2904-2923 (1991).
13. Der Kiureghian, A. and T. Dakessian, "Multiple Design Points in First And Second-Order Reliability," *Struct. Safety*, Vol.20, pp.37-49 (1998).
14. Hohenbichler, M. and R. Rackwitz, "Improvement of Second-Order Reliability Estimates by Importance Sampling," *J. Eng. Mech., ASCE*, Vol.114, pp.2195-2199 (1988).
15. Zhao, T.G. and T. Ono, "New Approximation for SORM: Part 1," *J. Eng. Mech., ASCE*, Vol.125, pp.79-85 (1999).
16. Zhao, T.G. and T. Ono, "New Approximation for SORM: Part 2," *J. Eng. Mech., ASCE*, Vol.125, pp.86-93 (1999).
17. Southwell C.R., J.D. Bultman and C.W. Hummer Jr, "Estimating of Service Life of Steel in Seawater," In *Seawater Corrosion Handbook*, ed. by Schumacher M., Noyes Data Corporation, New Jersey, USA pp.374-387 (1979).
18. Melchers R.E. "Corrosion Uncertainty Modeling for Steel Structures," *J. Constr. Steel Res.*, Vol.52, pp.3-19 (1999).
19. Guedes Soares C. and Y. Garbatov, "Reliability of Maintained Corrosion Protected Plates Subjected to Nonlinear Corrosion and Compressive Loads," *Marine Struct.*, Vol. 12, pp.425-45 (1999).
20. Paik, J.K., S.K. Kim and S.K. Lee, "Probabilistic Corrosion Rate Estimation Model for Longitudinal Strength Members of Bulk Carriers," *Ocean Eng.*, Vol.25, pp.837-860 (1998).
21. Qin, S.P. and W.C. Cui, "Effect of Corrosion Models on the Time-Dependent Reliability of Steel Plated Elements," *Marine Struct.*, Vol.16, pp.15-34 (2003).
22. Loukakis, T.A. and C. Chryssostomidis, "Seakeeping Standard Series for Cruiser-Stem Ships," *SNAME Trans.*, Vol.83, pp.67-90 (1975).



RELIABILITY ANALYSIS OF A DOUBLE HULL BULK CARRIER WITH CORROSION EFFECTS

J.M. Yang J.L. Liu and C.L. Hsieh

Department of System and Naval Mechatronic Engineering
National Cheng Kung University, Tainan, Taiwan

Keywords: Corrosion Reliability, Corrosion Effects, Reliability Analysis

ABSTRACT

Generally, hull structures are made of steel, however the steel will deteriorate under the environment of the high salt and the high humidity. In order to solve the damage of ship due to corrosion, many experts have developed several kinds of linear and nonlinear ship corrosion model respectively by way of material experiment, statistics data and various corrosion models. In general, nonlinear corrosion model can explain the real corrosion process more than linear corrosion model. Therefore, the nonlinear corrosion model is used in present investigation.

In this study, the new time variant nonlinear ship corrosion model is proposed and other two kinds of corrosion models are used to evaluate the corrosion effects on ship plates. A double hull bulk carrier is selected as an example to exam the method of FORM and SORM. The reliability indices of the ship structure under various failure modes are studied. In addition, different recoating periods are also considered, the comparison of corrosion reliability between the ship with stationary repair period and the ship without any repair is presented.

(Manuscript received Jun. 18, 2006,
Accepted for publication Jul. 16, 2006)

