

擴展有限元素法於鋁合金裂縫修補之應用

羅光閔^{1*} 梁吉弘¹ 盧建仲² 王翰韜² 周頤屏² 林則佑²

¹ 國立高雄科技大學 造船及海洋工程系

² 海軍造船發展中心

關鍵詞：晶間腐蝕、複合材料補片、擴展有限元素法、膠合元素

摘要

鋁合金為各國軍艦上層結構主要使用的材料，鋁合金常年於高溫高鹽霧之海洋環境中使用時，容易產生材料敏化並引發晶間腐蝕之裂紋。材料敏化後的可銲性降低，且銲接時的高溫更容易加速晶間腐蝕裂紋的成長，因此敏化產生的裂縫並不適合使用銲接的方式進行修補。使用複合材料補片來修補具裂縫之鋁合金技術已經被證實有效，本研究團隊亦曾透過拉伸試驗確認複合材料補片的纖維方向、修補範圍等關鍵參數對修補效果的影響。然而，試驗方法使用的是平板試片，實際的船艦結構多為複雜的幾何構型，甚至存在局部補強與不連續的結構佈置，因此若想要評估複合材料補片應用在艦艇之鋁合金上層結構裂縫的修補效益，仍必須藉助軟體進行結構分析。

本研究團隊先前已根據與平板試驗比對的方式確認 ABAQUS 搭配擴展有限元素法 (XFEM) 可正確模擬複合材料補片修補具裂縫之鋁合金之破壞行為，本研究在此進一步將模擬方法應用到具有不同方向肋骨補強之局部上層結構，並透過調整不同肋骨佈置與裂縫形式的方式，來驗證複合材料補片於艦艇上實際修補之效果差異。其中，裂縫模擬部分採用擴展有限元素法技術來預置裂縫並模擬裂縫擴展情況，複合材料補片修補的區域則是使用膠合元素進行模擬，考慮膠合區域的破壞能量藉此評估延緩裂縫成長之效果。

緒論

1. 研究動機

船艦之鋁合金結構長期於海洋環境中承受高溫高鹽霧之腐蝕下將導致鋁合金發生敏化現象(sensitization)，敏化是合金材料之晶界處產生含鎂 β 相析出物，此析出物為陽極在海洋環境下將使晶界處發生晶界腐蝕(Inter-granular corrosion, IGC)，受到長期負荷作用下會形成裂縫，對船體疲勞壽命產生影響，對此本研究針對鋁合金敏化產生之裂縫進行修補設計，採用複合材料補片的方法來對結構受損處補強，當鋁合金結構受到負荷作用時，透過接合膠之抗剪性能傳遞負荷至貼附碳纖維補片，延緩鋁合金裂縫尖端處之高應力集中影響，進一步緩和裂縫擴展之情況，達到補強效果，提供船艦一個更加即時、簡單且安全性高之修補技術。

但對於船艦甲板轉角、肋骨或隔艙壁連接處等結構較為複雜且多非連續之區域，由於無法得知此處承受負荷後之應力集中情況，需要先透過有限元分析法分析出裂縫尖端應力集中值，透過調整膠合面積大小與纖維鋪設方向來提供修補性能之最佳化，對此本研究將根據先前建立之碳纖維修補裂縫之分析方法來對甲板模型進行修補分析的建置，透過不同方向之加強肋對裂縫擴展之影響來確認碳纖維補片之修補工法對複雜結構件的效益。

2. 文獻回顧

鋁合金因質輕與抗腐蝕性佳等優點十分適用於船舶應用，但鋁鎂合金容易產生的敏化問題是需要被特別關注的，Golumbfskie 等人[1]便指出目前美國海軍於船艦上常用 5 系列鋁合金作為上部結構，而 2010 中的紀錄中他們發現於提康德羅加級巡洋艦上有著近 3000 處的裂縫並且隨著時間來到 2015 年增加至 6000 處，這些裂縫的形成多為鋁合金敏化後所致，敏化形成的原因根據 Zhang 等人[2]的描

述鋁鎂合金在 50 至 220 度的溫度下其晶界處容易產生 β 相的陽極析出物，而船舶結構長時間處於海洋環境中受一定負荷下將加速晶界析出所導致的晶界腐蝕問題，長久下來將對船舶結構安全性產生隱患。

對此本研究採用碳纖維補片的方式來修復鋁合金裂縫，透過接合膠所提供的抗剪切性能來提升鋁合金受損後之強度，過去已有多個相關研究證實其方法之可行性，如澳洲海軍在 1993 年便已於甲板破損區域投入碳纖維補片進行裂縫補強並建立起一套完整施工程序，後續經觀察也發現補強後裂縫處皆不再產生擴展[3]，McGeorge[4]等人也提出複合材料修補裂縫技術因其即時性與安全性適用於石油與天然氣產業的海上浮式結構等不適合銲接修復之情況，藉由 Bakare[5]等人對鋁板的補強實驗可知使用複合材料修補裂縫能延長裂縫的擴展速率，Amir Korminejad [6]等人對受損鋼材的修補結果則顯示碳纖維補片能提升最多 50% 的負荷能力。

目前本研究將根據 Luo[7]等人的研究透過引入兩種分析方法即裂縫擴展與膠合性質之設定來建立甲板裂縫修補分析方法，針對裂縫之開裂分析本研究使用分析軟體 ABAQUS 中的有限元擴展技術(XFEM)進行運算，XFEM 最早大約可追溯到 Moës[8]等人所提出的一種透過在網格節點上引入擴展函數(enrichment functions)來解決非連續性的裂文擴展問題，其優勢為不需改變網格形狀，在 ABAQUS 中 XFEM 的應用需要對其輸入相應的材料參數方可進行運算，其中斷裂能的獲取較為複雜，根據 Wang[9]的研究，他們提出一種透過靜態裂紋分析取得之 J 積分來作為斷裂能應用，本研究將以此作為參考來獲取可用參數，而膠合分析於 ABAQUS 中分成了膠合元素與膠合接觸兩種設定方法，兩者皆基於了牽引分離定律(Traction - Separation law)，此定律根據 Belnoue[10]等人的研究

是透過材料開裂下負荷與位移間之關係參數來描述界面失效或黏合劑脫黏，Cohesive 元素的描述建立於三項材料參數，由 Wang[11]等人的膠合剪切分析可知分別為最大牽引負荷、初始剛性與斷裂能等關鍵參數，其膠合參數獲取參考郭家閔[12]的接合膠拉伸與剪切試片設計進行本研究所用膠體之測試樣式規劃，由於膠體破壞分成了膠體本身破壞與接合膠界面破壞兩種型式，而修補補片是一種異質接合補強，其材料間剛性差異過大受力時膠體剪切應力會過大導致修補破壞形式主要是接合膠界面破壞，周晉緯[13]針對異質接頭的分析以膠合接觸設定接合膠與金屬和複合材料間的界面性質，以此模擬膠體界面破壞。

最後為了能有效將分析結果運用於船舶結構等複雜構件上，本研究將針對各式甲板結構形式進行數值分析，船舶結構裂縫主要發生在鐸道接縫與加強肋交界處其隨著裂縫擴展，甲板與隔艙壁承載能力降低，最終降低船體梁強度，根據美國驗船協會(ABS)[14]所統計資料，船體裂縫的產生主要受到結構性失效，因鐸道或肋骨所引起的應力集中形成裂縫對板、加筋板和船體梁強度造成影響，裂縫出現在結構上的開裂形式依照 Babazadeh[15]等人針對常見船舶結構裂縫的統整研究，可分成三種開裂狀態，垂直、水平與角型，本研究所預置裂縫型態也將以此設計，另外為節省計算成本時間，將擷取局部甲板結構進行分析，甲板與加強肋尺寸以中國驗船協會(CR)之海巡艦艇建造與人級規範[16]進行數值模型設計，確保分析結果能合理適用與實際船體。

研究方法

1. 碳纖維修補裂縫之設計

本研究藉複合材料積層補片修復鋁合金裂縫，當結構產生裂縫時由於其承受負荷之材料截面缺失，這將使材料原先可承受的負荷值下降造成破壞提前發生，並且裂縫尖端的應力集中效應，若結構長時

間遭遇往復的循環載荷，疲勞裂紋容易從此處生成並隨著不斷擴展而截面減少，最後達到材料之臨界負荷值而發生疲勞破壞，本研究認為藉由減少主體結構所承受的一部份負荷，延緩裂紋尖端的應力集中值，便可進一步提升材料受損後之強度，達到修補功效。

本研究將修補設計分成三個主體，如圖 1 所示，一是直接承受負荷的鋁合金，二為中間傳遞鋁合金負荷的接合膠層，最後是承受接合膠所傳遞負荷的複合材料，本研究藉由接合膠有著較強的抗剪切特性，當鋁合金承受單軸拉伸負荷時接合膠相對產生剪切變形，此時若負荷不足以導致膠體產生破壞下，便能將一部份力量傳遞至最上層的複合材料補片，讓鋁合金裂縫尖端的應力集中得到緩和，使鋁合金結構獲得補強，如圖 2 所示，因此接合膠的抗剪能力尤為重要，剪切強度為單位面積下所受剪切負荷之值，故接合膠的膠合面積越大其剪切性能越佳，本研究可藉由公式(1)計算出相應裂縫下所需的有效膠合面積為何，式中 σ_{AL} 為鋁合金強度， A_{AL} 為鋁合金試片之截面積，兩者相乘後得到鋁合金試片可承受之總負荷 F ，而根據等式會等同接合膠承受的剪切負荷，再藉由式(2)中膠的剪切強度 τ_c 便可估出所需之膠合面積 A_c 。

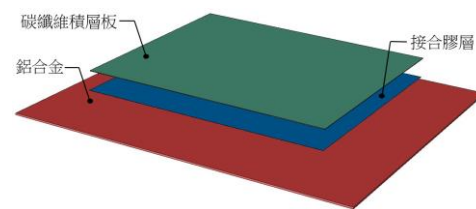


圖 1. 修補設計之各項主體

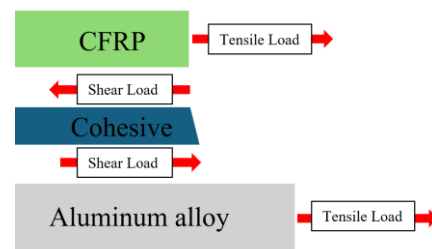


圖 2. 補片受力狀態

$$\sigma_{AL} \times A_{AL} = F = \tau_C \times A_C \quad (1)$$

最後是吸收接合膠所傳遞之負荷的複合材料積層板，本研究採用台塑 TC-36P 單方向碳纖維於修補區域利用手積法完成其含浸，使用碳纖維的原因是因為碳纖維有著高強度之特性，鋁合金降伏強度大約為 217.57MPa，而碳纖維積層板可達 773MPa，而所需層數依據修補鋁合金試片之抗拉強度進行推估，碳纖維積層所能提供之強度等於鋁合金試片所能承受之極限，如式(2)所示，式中 σ_A 為鋁合金降伏強度， σ_f 為碳纖維拉伸強度， W 是修補範圍寬度， t_f 及 t_A 是積層板厚度與鋁合金板材厚度，將修補範圍寬度從等式中化簡可得式(3)，由關係式可知強度比之倒數即為厚度比。

$$\sigma_A \times W \times t_A = \sigma_f \times W \times t_f \quad (2)$$

$$\frac{\sigma_f}{\sigma_A} = \frac{t_A}{t_f} \quad (3)$$

2. 擴展有限元技術

在結構分析中存在裂縫或其他不連續性的情況下，採用傳統的有限元方法可能較為不佳，這是因為它們通常需要先依照裂縫型式生成合適的網格，這對於複雜結構物之裂縫模擬來說是一個挑戰，因此擴展有限元技術(Extended Finite Element Method ;XFEM)以此研發出來，作為有限元分析中的一個強大工具，特別適用於處理裂縫、斷裂和其他非連續性的問題。在傳統的有限元方法中，網格的生成和裂縫的建模是相當複雜的，裂縫受到網格劃分的影響針對裂縫尖端奇異點位置需要進行局部網格的細化，如圖 3 所示，這類網格的生成較為複雜且困難，這可能導致計算複雜性增加，出現模擬不準確的情況，並且當裂縫的形狀和位置變化時，需要調整網格，無法適用於大型且複雜之結構件分析上，而有限元分析軟體 ABAQUS 在傳統裂縫分析上主要適用於線性問題，當材料行為呈現非線性或大變形時，模擬的準確性可能受到限制，其輸出

結果之判斷以應力強度因子或 J 積分等線性結果為主，對於某些需要考量裂縫擴展後之強度變化情況，可能需要透過引入其他外接程式方可運算。

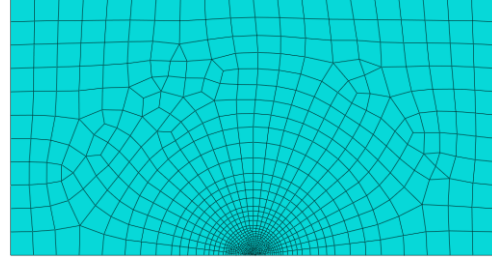


圖 3 傳統有限元分析之局部網格細化

而 XFEM 通過引入擴展函數(enrichment functions)的元素形狀函數解決了上述網格適應的問題，此方法的核心思想是，不再需要在裂縫處引入新的節點或改變網格，而是通過在元素內引入新的形狀函數，使得模型能夠更好地設置和描述裂縫的行為，這樣一來，XFEM 允許裂縫自由地穿過有限元網格，而不會受到網格生成的限制。

XFEM 的擴展函數關係式 $\phi(x)$ 如下式(4)所示，藉由此特殊函數 $\phi(x)$ 擴充其傳統有限元法之形狀函數公式，可以更準確地描述複雜的非連續位場變化，其在標準有限元位移式中增加擴展項後關係式如式(5)，所示，式中 $N_i(x)$ 為有限元素的形函數， u_i 則是節點處之自由度。

$$\phi(x) = \sum_i N_i(x)\phi(x) \quad (4)$$

$$u^h = \sum_i N_i(x)u_i + \phi(x) \quad (5)$$

當在 ABAQUS 使用 XFEM 可以建立預置裂縫來告知此處為非連續區域，需對其網格節點引入擴展函數，如圖 4 所示，但需注意，因裂縫生成是依照預設裂縫所經過的網格將其轉換成擴展網格，因此裂縫位置需處於網格間，如圖 5 所示，此設定方式可確保裂縫行經網格之節點皆被擴展，若設置在網格邊緣處會導致數值模擬的運算錯誤。

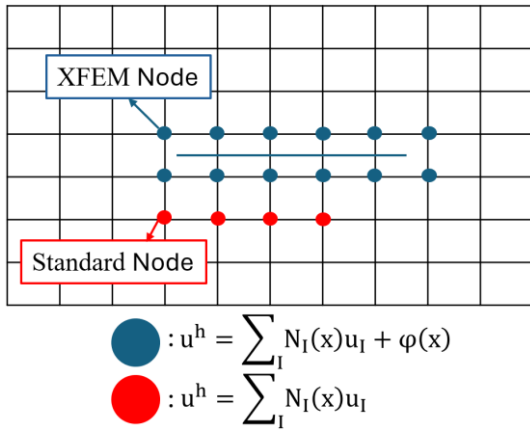


圖 4.擴展函數引入特定有限元網格節點

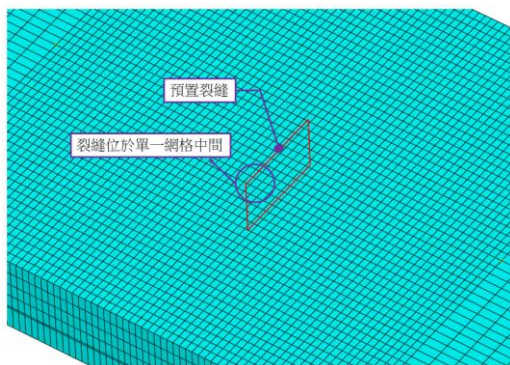


圖 5.分析中預置裂縫所需位置

3. 膠合分析理論

本研究為探討碳纖維補片與鋁合金之間接合膠的膠合力學行為 ABAQUS 在針對膠合模型的分析方法上可分成膠合元素(Cohesive element)與膠合接觸(Cohesive surface)兩種模擬形式,其兩者在分析方法所用之計算公式與破壞準則十分近似,差別僅在膠合元素採用直接針對實體元素模型進行膠體剛度與破壞準則設置,而膠合接觸是在 ABAQUS 的 Interaction 模組中以接觸行為對其兩黏接面設置,需要考量正向與切向之接觸,但兩者所用之膠合理論皆是基於所謂牽引分離理論(Traction Separation Law)一種專門用於模擬材料之間的黏合分離行為的數值模型,該理論主要用於描述材料界面之間的黏合、接觸和分離,能適用於異質接頭、膠體接合與材料開裂行為等應用。

牽引分離理論以接合膠之拉伸與剪切性能測

試下的應力位移關係曲線所構成其膠合關鍵性能參數,其主要針對黏合破壞的發展來進行判斷,即當黏附力達到某一臨界值時,界面將發生分離。這種準則通常包括應力或應變的臨界值,當這些值超過一定範圍時,材料界面將失效直至完全分離,牽引分離理論以膠體極限強度、膠體初始剛性 K 與破壞後之演變趨勢來構成膠體的各项形態,實驗之應力位移曲線圖可近似於一三角形分成兩大區塊,分別為初期的牽引區域,描述接合受力後的線彈性行為,此時受力與變形量呈正比穩定增長值至極限負荷,膠體達到極限後進入分離區域,接合發生破壞開始分離,此時負荷因黏合區域失效而承載能力逐漸下滑,如圖 5 所示。

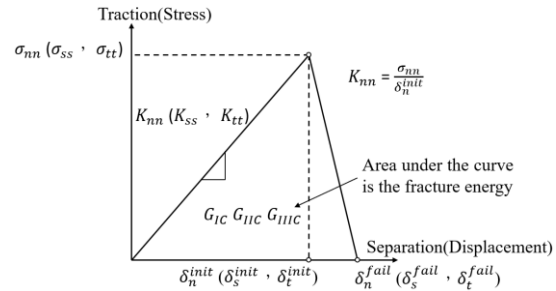


圖 6.膠體應力與位移之關係曲線

膠體強度分為拉伸強度與剪切強度,其值由圖中負荷之峰值除以接合膠接合面積所得出,拉伸強度以 σ_{nn} 表示,可用公式(6)計算,式中 N_{max} 為膠體可承受最大拉伸負荷, A_N 是接合膠試片之截面積。

$$\sigma_{nn} = \frac{N_{max}}{A_N} \quad (6)$$

剪切強度公式,以式(7)表示, σ_{ss} 與 σ_{tt} 表示兩方向的剪切強度,因接合膠的各向剪切性能一致,故 $\sigma_{ss} = \sigma_{tt}$, 式中 S_{max} 為膠體可承受最大剪切負荷, A_S 是接合膠剪切試片之膠合面積。

$$\sigma_{ss} = \frac{S_{max}}{A_S} \quad (7)$$

膠體的初始剛性分為拉伸剛性 K_{nn} 與剪切剛性 K_{ss} 、 K_{tt} 是膠體所受最大應力與其對應位移量之

比值，以式(8)與(9)表示，式中 δ_n^{init} 為最大拉伸負荷下接合膠之位移量， δ_s^{init} 為最大剪切負荷下之位移量。

$$K_{nn} = \frac{\sigma_{nn}}{\delta_n^{init}} \quad (8)$$

$$K_{ss} = \frac{\sigma_{ss}}{\delta_s^{init}} \quad (9)$$

牽引分離理論針對破壞後之演變趨勢以膠合的破壞能量作為判斷基準，膠合破壞能(Fracture energy)為接合膠承受負荷下應力與位移所圍之面積，根據牽引分離理論近似之三角形圖形可用測試原點、極限強度以及破壞位移三點所構成，以面積公式計算，如式(10)、(11)所示。

$$G_{IC} = \frac{1}{2} \times \sigma_{nn} \times \delta_n^{fail} \quad (10)$$

$$G_{IIC} = \frac{1}{2} \times \sigma_{ss} \times \delta_s^{fail} \quad (11)$$

上式中以 G_{IC} 與 G_{IIC} 分別代表拉伸方向與剪切方向的破壞能量，式中 δ_n^{fail} 為拉伸負荷下接合膠受損後直至完全斷裂之位移量， δ_s^{fail} 為剪切負荷下接合膠受損後直至完全斷裂之位移量。

ABAQUS 中 Cohesive surface 因接觸性質是假設膠體厚度十分微小可忽略，這表示了膠合接觸中各向應力是針對界面之拉伸及剪切方向位移有相互之關係，其彈性矩陣關係式可寫成式(12)。

$$\begin{aligned} \{\sigma\} &= \begin{pmatrix} \sigma_n \\ \sigma_s \\ \sigma_t \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} K_{nn} & K_{sn} & K_{tn} \\ K_{ns} & K_{ss} & K_{ts} \\ K_{nt} & K_{st} & K_{tt} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \delta_n \\ \delta_s \\ \delta_t \end{pmatrix} \\ &= [K]\{\delta\} \end{aligned} \quad (12)$$

其中 σ_n 、 σ_s 與 σ_t 表示膠體正向與剪切方向的牽引應力分量，合併於負荷矩陣 $\{\sigma\}$ (Load Matrix)，中間 K 值為勁度矩陣 $[K]$ (Stiffness Matrix)表示了膠體各向受力與位移間之相互關係，後面 δ_n 、 δ_s 與 δ_t 三方向之位移分量形成位移矩陣 $\{\delta\}$ (Displacement Matrix)，在 ABAQUS 中設定膠合接觸時可以選擇是否採用耦合設置(Coupled)，即正向方向剛性與剪切方向剛性會相互影響，而本研究採用之試片受力

後街合膠應進行純剪切行為，為一簡單的線彈性牽引分離運動，因此設置上要選用非耦合(Uncoupled)，使膠體承受正向應力分離時不會產生剪切應力，純剪切變形下也不會有正向牽引力產生。

Cohesive element 的分析方法上採用的彈性矩陣與膠合接觸接近，差別僅在膠合元素使用實體元素，需要考慮厚度方向上的膠體變形，因此彈性矩陣中是正向應力及剪切應力與界面之拉伸及剪切方向應變產生相互之關係，可寫成式(13)，如下。

$$\begin{aligned} \{\sigma\} &= \begin{pmatrix} \sigma_n \\ \sigma_s \\ \sigma_t \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} E_{nn} & E_{sn} & E_{tn} \\ E_{ns} & E_{ss} & E_{ts} \\ E_{nt} & E_{st} & E_{tt} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \varepsilon_n \\ \varepsilon_s \\ \varepsilon_t \end{pmatrix} \\ &= [E]\{\varepsilon\} \end{aligned} \quad (13)$$

式中負荷矩陣 $\{\sigma\}$ (Load Matrix)同樣表示為各向應力值，而中間勁度矩陣 $[E]$ 為膠體楊氏係數，此時假設膠體初始厚度為 T_0 與初始剛性 K 的關係如式(14)為膠體楊氏係數與初始厚度的比值，最後 ε_n 、 ε_s 與 ε_t 為正向以及剪切方向之應變，接合膠應變與位移之間的關係式可寫成式(15)

$$K = \frac{E}{T_0} \quad (14)$$

$$\varepsilon_n = \frac{\delta_n}{T_0}, \varepsilon_s = \frac{\delta_s}{T_0}, \varepsilon_t = \frac{\delta_t}{T_0} \quad (15)$$

而膠體可視作一種正交異向性材料，因此勁度矩陣只會剩餘 K_{nn} 、 K_{ss} 與 K_{tt} ，最終應力應變關係式，可寫成如式(16)

$$\{\sigma\} = \begin{pmatrix} \sigma_n \\ \sigma_s \\ \sigma_t \end{pmatrix} = \begin{bmatrix} K_{nn} & 0 & 0 \\ 0 & K_{ss} & 0 \\ 0 & 0 & K_{tt} \end{bmatrix} \begin{pmatrix} \delta_n \\ \delta_s \\ \delta_t \end{pmatrix} \quad (16)$$

當膠體受力達到自身極限強度時將發生破壞，為有效描述膠體的失效行為，需要在 ABAQUS 中定義破壞準則，膠合接觸與膠合元素有四種破壞準則可供選擇，分別為最大應力準則(Maximum stress criterion)、最大分離準則(Maximum separation

critierion)、二次應力準則(Quadratic stress criterion)與二次分離準則(Quadratic separation criterion)。

最大應力準則(Maximum stress criterion)，其關係式如下式(17)，式中 σ_n^0 、 σ_s^0 與 σ_t^0 為三方向極限破壞應力值， σ_n 、 σ_s 與 σ_t 為三方向應力值當其中一方向之應力值達到破壞應力時，如 $\sigma_n \geq \sigma_n^0$ 時即發生破壞。

$$\text{MAX}\left\{\frac{\sigma_n}{\sigma_n^0}, \frac{\sigma_s}{\sigma_s^0}, \frac{\sigma_t}{\sigma_t^0}\right\}=1 \quad (17)$$

最大分離準則(Maximum separation criterion)，其關係式(18)，式中 δ_n^0 、 δ_s^0 與 δ_t^0 為三方向膠體可承受之最大位移，當三方向分離量 δ_n 、 δ_s 及 δ_t 任一方向達極限時，如 $\delta_n \geq \delta_n^0$ 時即開始破壞。

$$\text{MAX}\left\{\frac{\delta_n}{\delta_n^0}, \frac{\delta_s}{\delta_s^0}, \frac{\delta_t}{\delta_t^0}\right\}=1 \quad (18)$$

二次應力準則(Quadratic stress criterion)，是三方向應力值與其極限應力值之比值平方和為1時發生破壞，關係式(19)如下，二次準則較為保守適合各向異性材料。

$$\left\{\frac{\sigma_n}{\sigma_n^0}\right\}^2 + \left\{\frac{\sigma_s}{\sigma_s^0}\right\}^2 + \left\{\frac{\sigma_t}{\sigma_t^0}\right\}^2 = 1 \quad (19)$$

二次分離準則(Quadratic separation criterion)，則是以三方向變形量與其極限分離量之比值平方和為1作為破壞標準，如下式(20)。

$$\left\{\frac{\delta_n}{\delta_n^0}\right\}^2 + \left\{\frac{\delta_s}{\delta_s^0}\right\}^2 + \left\{\frac{\delta_t}{\delta_t^0}\right\}^2 = 1 \quad (20)$$

上述四種關係式可依照材料的選用與測試條件來進行選用，針對膠合元素一般情況為選用最大應力準則(Maximum stress criterion)作為其破壞標準，因接合膠在第一方向與第二方向上之剪切性能一致而本研究採用之模型皆以修補試片於純拉伸狀態為邊界，在接合膠上會以剪切負荷為主，因此可不考慮厚度方向上的應力問題，僅針對單方向剪切強度進行探討即可，對此採用單方向應力達極限即發

生破壞。

分析方法

1. 局部甲板模型建構

本研究針對局部甲板模型上之設計以目前中國驗船協會(CR)之海巡艦艇建造與入級規範[25]，確保分析結果不會與實際船艦有過多差異，模型主要分成甲板與加強材兩部分。

首先是甲板下方加強材之設計，根據規範內對甲板縱材之標準間距規定，可用式(20)定義，式中L為船長，本研究由於主要針對局部甲板進行分析，因此實際船長以假設方式擬定，參考規範中表1的限制，選用單體船其船長需小於130m，本次採用100m為船長，帶入式(20)後確定加強材之間距需750mm。

$$S=2L+550 \quad (20)$$

表1.船長規範限制

適用限制	
船舶類型	適用船長
單體船	< 130m
多體船	< 100m
水面效應船(SES)	<90m
水翼船	<60m

而加強材之寸法需以其剖面模數決定，所設計之加強材其不得小於以式(21)所計算之值，式中C為不同甲板種類下之常數，K取1，s是加強材之間距750mm，h為規定之高度，最後則是大樑跨距l，C取以表2中的平台甲板常數4.8，h依據表3需以船長帶入方可得其值，本研究假設之船長100m，因此h=1.68m，大樑之跨距根據經驗船舶常用跨距為0.76m，將上述值帶入後為 3.49cm^3 ，本研究設計之加強材剖面如圖7所示，其剖面模數為 13.62cm^3 於安全範圍內。

$$Z > CKshl^2 \text{ cm}^3 \quad (21)$$

表 2.常數 C 對照表

甲板之種類	C
1.強度甲板	7.7
2.位於各層甲板之開口線內	4.8
3.有效之第二與第三層甲板	7.0
4.平台甲板	4.8

表 3.細數 h 規定之高度對照表

船長L(m)	h(m)
$90 \leq L \leq 100$	$0.0168L$
$100 < L \leq 110$	$0.021L-0.41$
$110 < L \leq 120$	$0.008L+1.02$
$120 < L$	1.98

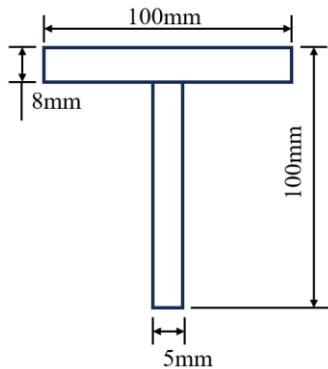


圖 7.加強材剖面尺寸圖

接著是甲板設計其主要參數為板厚，根據規範內對加甲甲板厚的劃分可分成，主甲板、下層甲板與橋艙甲板，本次針對橋艙甲板之破損區域進行修補設計，由表 4 可知甲板厚度受到船長與加強材間距影響，帶入船長 100m 與間距 750mm 後得甲板厚為 8.4mm。

表 4.甲板寸法規定

$t=0.009s+2.4$	當 $s \leq 760\text{mm}$, $L > 122\text{m}$
$t=0.006s+4.7$	當 $s > 760\text{mm}$, $L > 122\text{m}$
$t=0.01s+0.9$	當 $s \leq 760\text{mm}$, $L \leq 122\text{m}$
$t=0.0067s+3.4$	當 $s > 760\text{mm}$, $L \leq 122\text{m}$
L=船長(m) s=樑間距(mm)	

使用 Rhino 3D 製圖軟體建立模型，如圖 8 所示，甲板面積為 $1700 \times 1700\text{mm}^2$ ，在有限元分析上對於相對整體面積其厚度較薄之甲板，通常以薄殼元素分析較合適，但因 ABAQUS 再進行 XFEM 的裂縫時其限制裂縫擴展區域須為實體，因此甲板

模型皆以實體建置，而下方加強材因不參與裂縫延伸僅作為甲板支撐構件來提升強度，故可採用殼模型建立。

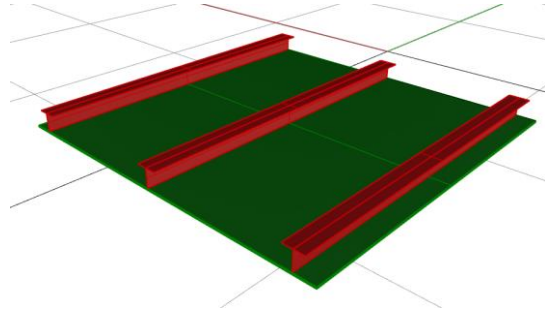


圖 8.甲板 3D 模型建立

為探討甲板下方加強材貫穿裂縫是否對其造成影響，以及加強材方向與裂縫開裂方向之關係，並且修補後其效益如何，將設計 8 種甲板模型，為區分修補前與修補後之模型，以 DC(Deck Crack)和 DP(Deck Patch)兩編號區分，下面將逐一介紹各模型之樣式。

首先是 DC-1，如圖 9 所示，裂縫長度 600mm 置於甲板中心位置，其下方有三支加強材其間距 750mm，裂縫開裂方向與加強材方向垂直，其中一支加強材會穿過裂縫。

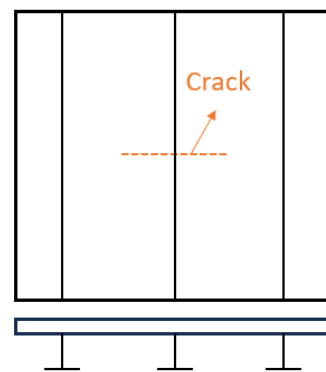


圖 9. DC-1 模型示意圖

DC-2，如圖 10 所示，其加強材排列以及裂縫長度與 DC-1 設計一致，僅裂縫開裂方向與加強材方向平行。

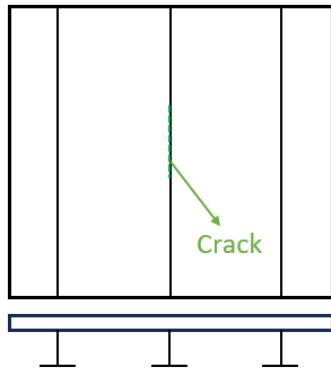


圖 10. DC-2 模型示意圖

DC-3 與 DC-4，如圖 11、12 所示，有兩間距 750mm 加強材，裂縫置於中心位置於兩加強材之間無直接接觸，分成垂直與平行加強材方向。

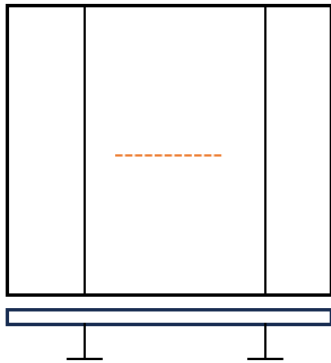


圖 11. DC-3 模型示意圖

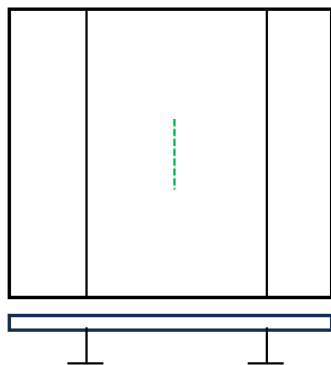


圖 12. DC-4 模型示意圖

最後是 DP-1、DP-2、DP-3 與 DP-4，這四種模型以上述 DC 系列模型增加修補補片，其補片規格根據 2.2 節裂縫高應力區域之關係，應由本次採用之 600mm 長裂縫之尖端延伸各 300mm 方可，故修補寬度取 1200mm，而長度方向則統一也採用

1200mm 設計，其 DP 系列模型之修補區域劃分如圖 13 所示。

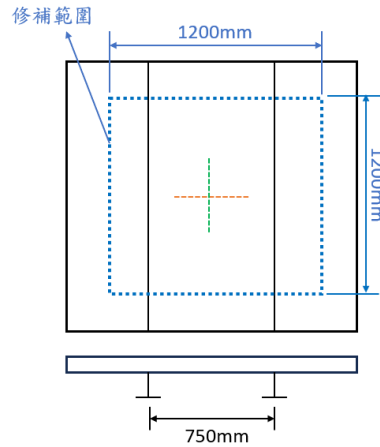


圖 13. DP 系列模型修補範圍示意圖

2. 邊界條件與裂縫設置

將模型匯入分析軟體 ABAQUS 後設置其邊界條件，邊界條件如圖 14 設置，限制甲板兩側(A、C)與受力側(D)X、Z 方向之位移，在受力方向上不限制，對最末端(B)施加全鎖固，對局部甲板為全船甲板上特定區域的擷取段，故實際其側邊皆與其他甲板相接，此設置方式避免甲板受拉時產生非必要的側向滑動。

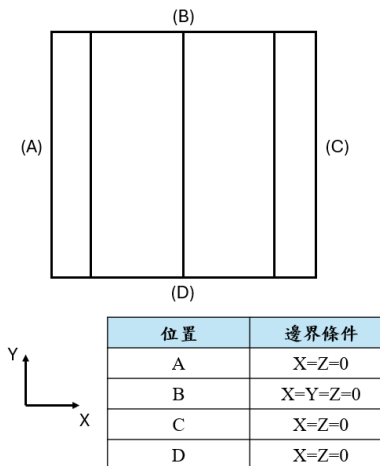


圖 14. 甲板之位移邊界條件

船艦航行時通常所受負荷為彎取負荷，使其上下分別產生拉壓應力，但對裂縫擴展影響較深之負荷為拉伸負荷，故本研究在負荷考量上選用單一拉

伸負荷來對甲板施加，並使負荷方向皆垂直於裂縫方向，如圖 15 所示，來提供最大的裂縫集中應力以便觀測甲板裂縫在最嚴峻狀態下的應力狀態，此次負荷以鋁合金降伏負荷為設置條件，其降伏應力為 217.57MPa，甲板截面積為 14280mm²，因此所需負荷為 3.1× 10⁶N。

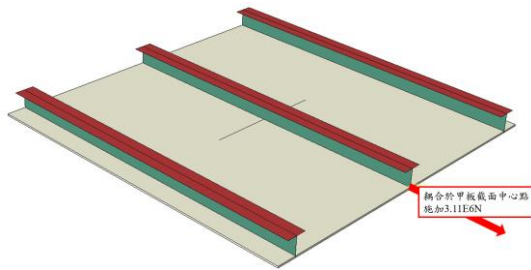


圖 15.甲板負荷之邊界條件施加

材料參數部分參考 Luo[16]研究中修補補片分析中所用之數據，其甲板模型主體之鋁合金參數如表 5，分析中需輸入剛性與其破壞應力與斷裂能等參數，接合膠參數透過膠的拉伸與剪切試驗所取得，並藉由膠分析理論中牽引力與位移之關係式來得到其膠在三方向上的破壞應力與破壞能參數，其數據如表 6 所示，最後為碳纖維積層板參數則透過 BV Compose-IT 試算程式輸入纖維重量含有率 40%與纖維面密度 300g/m²後獲得，如表 7 所示。

表 5.鋁合金材料參數

楊氏係數(E)	68.613	(GPa)
降伏應力	217.57	(MPa)
密度	2.57E-9	(tonne/mm ³)
蒲松比	0.33	
最大正向應力	354.817	(MPa)
斷裂能	134.3	(N/mm)

表 6.接合膠材料參數

σ_{nn}	86.71	(MPa)
σ_{ss} 、 σ_{tt}	9.19	(MPa)
K_{nn}	40.71	(N/mm ³)
K_{ss} 、 K_{tt}	57.44	(GPa)
G_{IC}	92.35	(N/mm)
G_{IIC}	0.74	(N/mm)

表 7.碳纖維材料參數

密度	1.59e-9	(tonne/mm ³)
E1	67.549	(GPa)
E2	3.634	(GPa)
Nu12	0.217	
G12	2.139	(GPa)
G13	2.139	(GPa)
G23	1.498	(GPa)

於 ABAQUS 中的 Interaction 部分定義分析中的各項相互關係，其中包含裂縫與加強材對甲板間的非連續與連結，指定預置裂縫為可擴展，如圖 16 所示，能在受力下計算出裂縫達到極限開裂應力後其裂紋的擴展趨勢，對於預測後續破斷位置的預防性有著重要參考，加強材與甲板之間由於是實體元素與殼元素兩種不同特性網格，在模型建立時無法進行有效組合，需透過 Tie 功能使兩組件連接，如圖 17 所示，讓分析應力能夠傳輸。

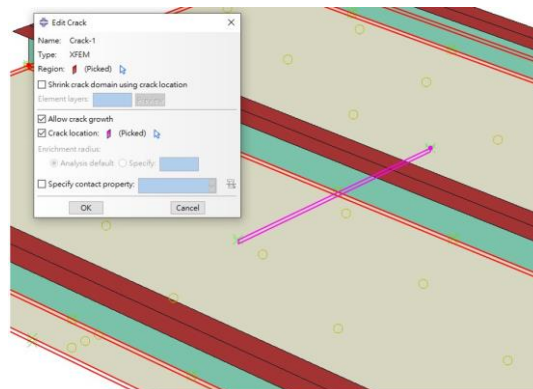


圖 16.預置裂縫分析設置

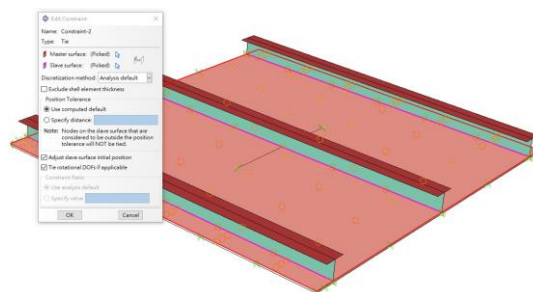


圖 17.Tie 功能連接加強材與甲板

分析結果探討

1. 帶裂縫之甲板模型

DC-1 甲板裂縫分析結果如圖 18、圖 19 所示，最大應力出現在裂縫處，達 353.7MPa，應力狀態可見高應力區域由裂縫尖端處延伸至加強材邊界處，下方貫穿裂縫之加強材在與裂縫的交界區形成明顯的應力集中。

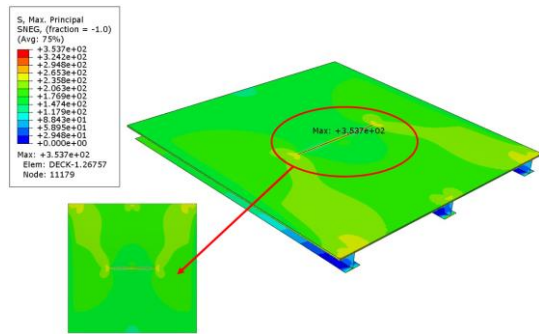


圖 18. DC-1 裂縫尖端應力分布狀態

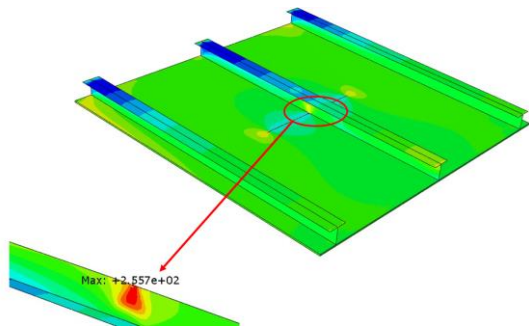


圖 19. DC-1 加強材局部應力集中

DC-2 分析結果如圖 20、圖 21 所示，由於加強材與受力方向非平行，無法起到強度提升之功用，因此加強材應力結果較小，局部結果中可見裂縫行經區域下之加強材因無法與甲板起到支撐作用，故中間段無應力產生，但應力會集中於裂縫尖端處。

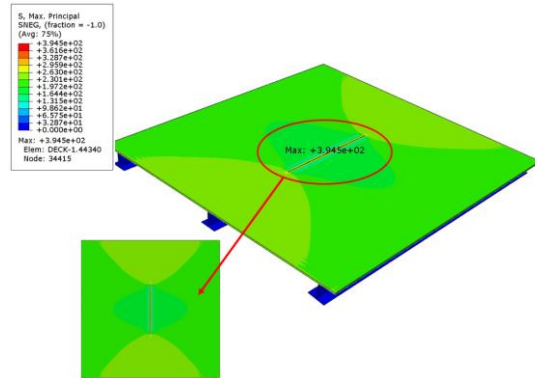


圖 20. DC-2 裂縫尖端應力分布狀態

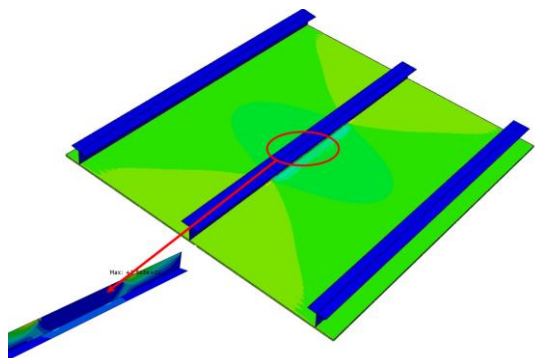


圖 21. DC-2 加強材中間段應力分布狀態

DC-3 分析結果如圖 22、圖 23 所示，裂縫位於兩加強材之間，可觀察到相較 DC-1，因加強材較少所以裂縫應力結果明顯增加，並且雖然裂縫並無直接接觸加強材但尖端形成的高應力區延伸至加強材中段，造成一定程度的影響。

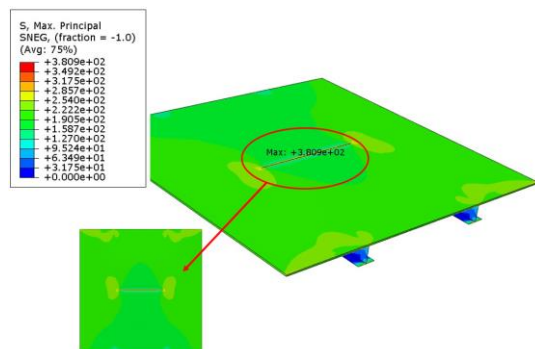


圖 22. DC-3 裂縫尖端應力分布狀態

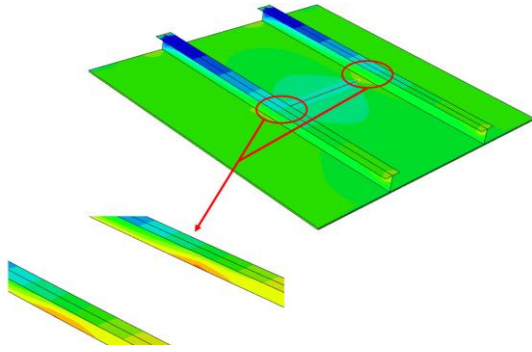


圖 23. 裂縫尖端高應力對加強材之影響

最後是 DC-4 模型之分析結果如圖 24、圖 25 所示，與 DC-2 一樣因加強材與受力方向非平行無法起到支撐作用，基本由甲板承受負荷，兩模型之裂縫應力結果相近也說明加強材對這種模型的影響性較低，而裂縫無接觸加強材且高應力區域延伸位置也無明顯干涉，因此加強材應力值極低。

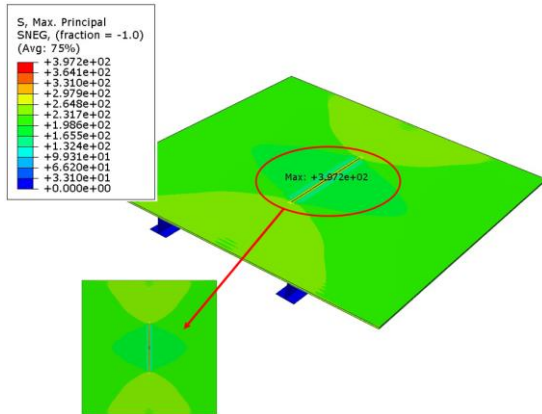


圖 24. DC-4 裂縫尖端應力分布狀態

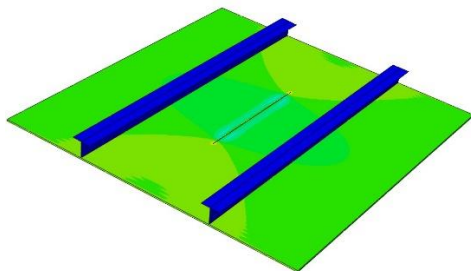


圖 25. DC-4 加強材應力分布狀態

2. 甲板修補模型

甲板修補後之分析結果 DP-1，如圖 26 所示，裂縫區域受補片緩和應力結果減小，補片範圍下裂縫的高應力區都被延緩，但在補片邊緣處因膠體剛性與鋁合金間有著一定差距，而形成非連續區域的應力集中，並且受到邊界條件的應力集中效應，因此使靠近受力測之區域產生較大應力值，對比 DP-3 之結果，圖 27，同樣受到補片邊緣處與邊界應力集中影響，但集中效果並無 DP-1 那樣如此嚴重，推測是下方加強材數量對應力集中影響較大，雖然多支加強材能更有效提升甲板強度，但在邊界負荷過渡區有形成較大的應力結果。

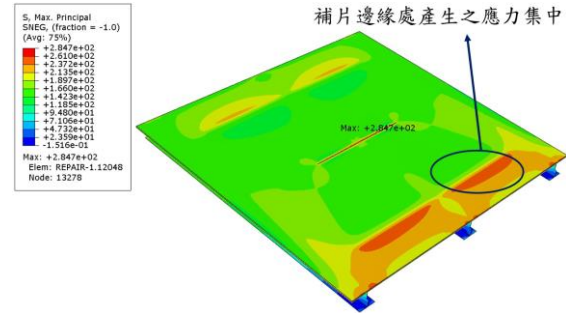


圖 26. DP-1 補片應力分布狀態

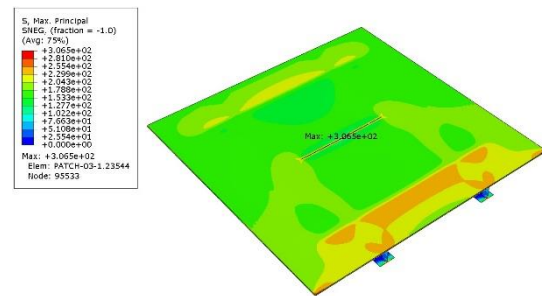


圖 27. DP-3 補片應力分布狀態

而 DP-2 與 DP-4 兩結果，如圖 28、圖 29 所示，雖應力狀態都會產生補片邊緣處的應力集中，但由於兩者皆不受下方加強材影響，因此集中影響並不如 DP-1 與 DP-3 兩者嚴重，僅是甲板邊緣端與補片邊緣端所導致高應力，應力分布也較為連續平緩。

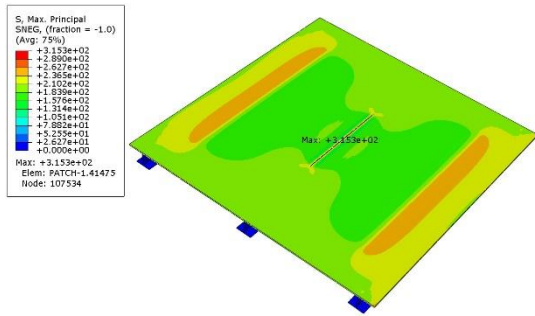


圖 28. DP-2 補片應力分布狀態

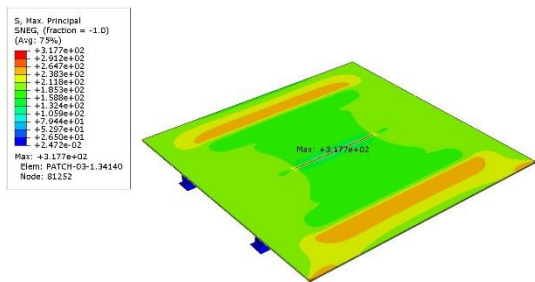


圖 29. DP-4 補片應力分布狀態

對照各項修補模型之裂縫處應力結果對照無修補模型後可確認只要有修補補片其應力值皆可下降約 20% 左右，如表 8 所示，但受數值模型的加強材排列方向與數量會導致其補片邊緣處的應力集中結果有所差異，目前加強材對補片邊緣處的應力影響較大或許將導致補片的提前脫落，後續需再確認補片邊緣的位置應與加強材邊界差距多遠才可避免高應力區域的形成，或是在可容許範圍內，以延長補片的使用期限。

表 8. 修補前後裂縫應力對照表

模型種類	修補前(MPa)	修補後(MPa)	應力下降%數
DP-1	353.7	284.7	19.51%
DP-2	394.5	315.3	20.1%
DP-3	380.9	306.5	19.53%
DP-4	397.2	317.7	20.02%

結論

本研究根據過去對碳纖維補片的分析方法重新於船艦甲板中進行功效預測，由分析結果可知，目前確認了使用碳纖維補片後裂縫處應力能延緩約 20% 的效果，但受到補片邊緣處的剛性差異所導致

的非連續區段以及甲板邊界受力處的應力集中影響，於此處形成新的高應力區，對實艦修補上可能會導致新的破損產生，並且對補片耐用性有一定程度的影響，不同的加強材排列或使甲板的強度有不同變化，分析結果可看出隨著肋骨數量增加裂縫應力有所減少，但加強肋方向與受力方向非平行時，對甲板強度並無增強效果，比對 DC-2 與 DC-4 之結果可發現兩者裂縫應力接近，應力分布狀態與單一平板相似，可知下方加強肋並無造成影響。

雖越多的加強材能使甲板強度提升但結果也顯示加強材數量與高應力區的應力值成正比，下方支撐件較多時所導致邊界應力集中更加嚴重，後續還需針對補片涵蓋範圍與加強材之間的相對距離關係進行進一步的探討。

參考文獻

- [1] Golumbskie, W. J., Tran, K. T., Noland, J. M., Park, R., Stiles, D. J., Grogan, G. Wong, C., "Survey of Detection, Mitigation, and Repair Technologies to Address Problems Caused by Sensitization of Al-Mg Alloys on Navy Ships," *CORROSION*, Vol. 72(2), pp. 314-328 (2016).
- [2] Zhang, R., Knight, S. P., Holtz, R. L., Goswami, R., Davies, C. H. J., Birbilis, N., "A Survey of Sensitisation in 5xxx series Aluminium Alloys," *CORROSION*, Vol. 72(2), pp. 144-159 (2016).
- [3] Grabovac, I., Whittaker, D., "Application of bonded composites in the repair of ships structures – A 15-year service experience," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 40(9), pp. 1381-1398 (2009).
- [4] McGeorge, D., Echtermeyer, A. T., Leong, K. H. Melve, B., Robinson, M., Fischer, K. P., "Repair of floating offshore units using bonded fibre composite materials," *Composites Part A: Applied Science and Manufacturing*, Vol. 40(9),

- pp. 1364-1380 (2009).
- [5] Bakare, A. K., Shaikh, A. A., Kale, S. S., "Crack Propagation Behaviour in Thin Aluminium Alloy Sheet Repaired with Adhesively Bonded CFRP Patch," *Transactions of the Indian Institute of Metals*, Vol. 73, pp. 407-416 (2020).
- [6] Amir Korminejad, S., Golmakani, M. E., Kadkhodayan, M., "Experimental and numerical analyses of damaged-steel plate reinforced by CFRP patch in moisture and the acidic environment under tensile test," *Structures*, Vol. 39, pp. 543-558 (2022).
- [7] Luo, G. M., Liang, C. H., "Strength verification of a carbon-fiber-reinforced plastic patch used to repair a cracked aluminum alloy plate," *Applied Composite Materials*, Vol. 31, pp. 265-289, (2024).
- [8] Moës, N., Dolbow, J., Belytschko, T., "A finite element method for crack growth without remeshing," *Numerical Methods in Engineering*, Vol. 46, pp. 131-150, (1999).
- [9] Wang, Y. J., Ru, C. Q., "Determination of Two Key Parameters of a Cohesive Zone Model for Pipeline Steels Based on Uniaxial Stress-Strain Curve," *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 163, pp. 55-65, (2016).
- [10] Belnoue, P. H., Hallett, S. R., "Cohesive/adhesive failure interaction in ductile adhesive joints Part I: A smeared-crack model for cohesive failure," *International Journal of Adhesion and Adhesives*, Vol. 68, pp. 359-368, (2016).
- [11] Wang, Z., Xian, G., "Cohesive zone model prediction of debonding failure in CFRP-to-steel bonded interface with a ductile adhesive," *Composites Science and Technology*, Vol. 230(2), pp. 109315 (2022).
- [12] 郭家閔, "FRP 接合設計與機械強度之探討", 國立高雄科技大學造船及海洋工程系暨研究所碩士畢業論文, 2019。
- [13] 周晉緯, "單搭接異質接合數值模擬與機械性質探討", 國立高雄科技大學造船及海洋工程系暨研究所碩士畢業論文, 2019。
- [14] ABS Corporate Technology, "Review of Current Practices of Fracture Repair Procedures for Ship Structures," Houston, USA (2012).
- [15] Babazadeh, A., Khedmati, M. R., "Ultimate strength of cracked ship structural elements and systems: A review," *Engineering Failure Analysis*, Vol. 89, pp. 242-257 (2018).
- [16] CR 財團法人驗船中心, 海巡艦艇建造與入級規範, 2021-07 版。