

第二章 鋼骨梁柱梁翼內側加勁補強接頭試體設計

2.1 前言

本章介紹鋼骨梁柱梁翼內側加勁補強接頭試體的設計觀念，依照此設計觀念可決定加勁補強接頭之加勁板尺寸，而利用此加勁板可有效的增加梁柱接頭區之勁度，使塑角遠離梁柱接頭之焊道，避免接頭在歷經大變形後脆性破壞發生於焊道上而無消釋能量之效果。2.2 節為梁柱梁翼內側加勁補強接頭試體設計，2.3 節為介紹梁柱梁翼內側補強接頭之實驗試體，2.4 節介紹各試體之材料性質，2.5 節介紹試體試驗構架及載重歷時，2.6 節介紹試驗量測規劃。

2.2 梁柱梁翼內側加勁補強接頭試體設計

傳統鋼結構梁柱接頭採用梁翼板與柱焊接及梁腹板與柱栓接的方式接合，但在歷經大變形後塑鉸發生在梁柱交界處，此區域也是焊接與栓接接合處，由於斷面幾何不連續及焊接熱影響區之關係，使得此區域之鋼材因承受較大的應力而容易造成脆性破壞。本研究在傳統鋼結構梁柱接頭之梁柱交界處，加置梁翼內側加勁補強鋼板，以增加梁柱接合處的勁度與強度，迫使梁之塑性變形遠離梁柱交界處，而避免梁柱接頭區之破壞，其設計步驟如下：

2.2.1 IFS 補強接頭試體設計

本研究之加勁板接頭形式為，在梁上翼板及下翼板內側與腹板之相對邊各放置一片加勁板，將加勁板兩側分別與梁翼板內側及柱焊接接合之接頭，其設計步驟如下（參照圖 2.1）：

1. 假設接頭塑角區域發生在離加勁板端部 $1/4d_b$ 之位置，計算此處極限彎矩

強度 M_{PH} :

$$M_{PH} = \beta \cdot M_{pb} \quad (2.1)$$

其中

$$M_{pb} = R_y \cdot Z_b \cdot \sigma_{yn} \quad (2.2)$$

而 β 為塑角處之超強因子，採用 FEMA350 (2000) 之建議值 1.2 或使用其建議公式：

$$\beta = \frac{\sigma_y + \sigma_u}{2\sigma_y} \quad (2.3)$$

M_{pb} 為位於塑鉸處之梁塑性彎矩。 R_y 為材料變異係數，本研究在試驗前已先行製作鋼材拉力試片，已確定鋼材之確切強度，因此 R_y 可採用 1.0。若設計時尚未得知材料之強度，可依照規範之規定 A36 之變異係數 R_y 為 1.5，而 A572 Gr.50 之變異係數 R_y 則為 1.1。而本實驗所有之鋼材拉力試片值之材料變異係數 R_y 列於表 2.1 及表 2.2 中。 Z_b 為位於塑鉸處之梁塑性模數， σ_{yn} 為梁之標稱降伏應力， σ_y 為材料之降伏應力， σ_u 為材料之極限應力。

2. 初步假設一加勁板長度 L_s ，建議 L_s 需大於等於梁翼板寬度 ($L_s \geq b_f$)，並將塑鉸處之極限彎矩強度 M_{PH} 投影至柱面，則柱面彎矩需求 M_{dem} 為：

$$M_{dem} = \frac{L_b}{L_b - \left(L_s + \frac{d_b}{4}\right)} \cdot M_{PH} \quad (2.4)$$

其中 L_b 為油壓制動器中心至柱面之距離， L_s 為加勁板之長度， d_b 為梁之深度。

3. 求加入加勁板之梁柱接頭所能提供之彎矩容量 M_{cap} :

$$M_{cap} = M_{pb} + M_{ps} \quad (2.5)$$

其中

$$M_{ps} = 2 \cdot \left(2 \cdot \sqrt{\frac{1}{2}} - 1 \right) \cdot (d_b - 2t_f) \cdot \sigma_{ys} \cdot d_s \cdot t_s \quad (2.6)$$

而 M_{pb} 為(2.2)式， M_{ps} 為加勁板所提供之塑性彎矩， t_f 為梁翼板之厚度， σ_{ys} 為加勁板之降伏應力， d_s 為加勁板之深度， t_s 為加勁板之厚度，而計算 M_{ps} 時加勁板之中性軸位置及計算公式推導，將在 2.2.1.1 節及 2.2.1.2 節中詳細說明。

4. 梁彎矩強度需求比 α 值及加勁板深度 d_s 、厚度 t_s 之計算：

a. 假設一梁彎矩強度需求比 α 值，建議 α 值大於 1.0：

$$\alpha = \frac{M_{cap}}{M_{dem}} \quad (2.7)$$

b. 將(2.5)式及(2.6)式代入(2.7)中展開得：

$$d_s \cdot t_s = \frac{\alpha \cdot M_{dem} - M_{pb}}{2 \cdot \left(2 \cdot \sqrt{\frac{1}{2}} - 1 \right) \cdot (d_b - 2t_f) \cdot \sigma_{ys}} \quad (2.8)$$

挑選適合之 d_s 及 t_s 滿足上式，或先行假設一 d_s 及 t_s 值計算出 M_{cap} 代入(2.7)式中檢核 α 值是否大於 1.0 亦可。

5. 檢核第 2 步假設之 L_s ：

檢核 L_s 之目的在於，當梁翼板傳遞一力量至加勁板時，其加勁板受力側與梁翼相接處，必承受一剪力 P_{sl} 如圖 2.2(b)所示，因此須確保加勁板之母材長度 L_s ，能足夠傳遞加勁板達全塑性應力分佈狀態時之剪力 P_{sl} ，而不會使破壞發生在加勁板受力側與梁翼相接處，其檢核公式如下：

$$L_s \geq 0.77d_s \quad (2.9)$$

若步驟 2 所假設之 L_s 不符合(2.9)式則重複步驟 2，並重新假設 L_s 。而檢核焊道長度 L_s 之公式推導，將在 2.2.1.3 節中詳細說明。

2.2.1.1 加勁板之中性軸位置分佈

IFS 加勁板受力方式為單邊受力如圖 2.2(a)所示，而加勁板在大小不同之剪力 P_{sl} 作用下，其應力分佈大致可分為全彈性狀態、部分塑性狀態 I、部分塑性狀態 II 及全塑性狀態，如圖 2.2(c)~(f)所示。而在不同應力分佈狀態下，中性軸位置分佈如下：

(一). 全彈性應力分佈狀態，如圖 2.2(c)：

此狀態加勁板受力側之應力均需小於等於降伏應力 ($\sigma \leq \sigma_y$)。

1. 取水平力平衡：

$$F_1 - F_2 = P_{sl} \quad (2.10)$$

其中

$$F_1 = \frac{1}{2} \cdot \sigma \cdot x \cdot t_s \quad (2.11)$$

$$F_2 = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{d_s - x}{x} \right) \cdot \sigma \cdot (d_s - x) \cdot t_s \quad (2.12)$$

2. 對中性軸上之 o 點取彎矩力平衡：

$$F_1 \cdot \left(\frac{2}{3} x \right) + F_2 \cdot \frac{2}{3} (d_s - x) = P_{sl} \cdot x \quad (2.13)$$

解(2.10)式及(2.13)式之聯立方程式，將(2.10)式同乘 x ，並代入(2.13)式得：

$$F_1 \cdot \left(\frac{2}{3} x \right) + F_2 \cdot \frac{2}{3} (d_s - x) = F_1 \cdot x - F_2 \cdot x \quad (2.14)$$

將(2.14)式展開，即可得中性軸 x 之位置：

$$x = \frac{2}{3} d_s \quad (2.15)$$

由(2.15)式可得知，加勁板應力分佈在全彈性狀態時，其中性軸 x 固定在 $2/3 d_s$ 處。

(二). 部分塑性應力分佈狀態 I，如圖 2.2(d)：

此分佈狀態為加勁板受拉力側之應力已達降伏，但受壓力側之應力小於或等於降伏應力 $(d_s - x/x - y) \sigma_y \leq \sigma_y$ 。

1. 取水平力平衡：

$$F_1 + F_2 - F_3 = P_{sl} \quad (2.16)$$

其中

$$F_1 = \sigma_y \cdot y \cdot t_s \quad (2.17)$$

$$F_2 = \frac{1}{2} \cdot \sigma_y \cdot (x - y) \cdot t_s \quad (2.18)$$

$$F_3 = \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{d_s - x}{x - y} \right) \cdot \sigma_y \cdot (d_s - x) \cdot t_s \quad (2.19)$$

2. 對中性軸上之 o 點取彎矩力平衡：

$$F_1 \cdot \left(x - \frac{1}{2}y \right) + F_2 \cdot \frac{2}{3}(x - y) + F_3 \cdot \frac{2}{3}(d_s - x) = P_{sl} \cdot x \quad (2.20)$$

解(2.16)式及(2.20)式之聯立方程式，將(2.16)式同乘 x ，並代入(2.20)式得：

$$F_1 \cdot \left(x - \frac{1}{2}y \right) + F_2 \cdot \frac{2}{3}(x - y) + F_3 \cdot \frac{2}{3}(d_s - x) = F_1 \cdot x + F_2 \cdot x - F_3 \cdot x \quad (2.21)$$

將(2.21)式展開，即可得中性軸 x 之位置：

$$x = \frac{1}{3}d_s \left[\left(\frac{y}{d_s} \right)^3 + 2 \right] \quad (2.22)$$

由(2.22)式可得知，加勁板之應力分佈在受拉力側應力已達降伏時，其中性軸 x 會隨加勁板降伏範圍 y 之增加而增加。

(三). 部分塑性應力分佈狀態 II，如圖 2.2(e)：

此分佈狀態為加勁板受拉力側及受壓力側之應力均已達降伏之情形

$$(d_s - x/x - y)\sigma_y > \sigma_y \circ$$

1. 取水平力平衡：

$$F_1 + F_2 - F_3 - F_4 = P_{sl} \quad (2.23)$$

其中

$$F_1 = \sigma_y \cdot y \cdot t_s \quad (2.24)$$

$$F_2 = \frac{1}{2} \cdot \sigma_y \cdot (x - y) \cdot t_s \quad (2.25)$$

$$F_3 = F_2 = \frac{1}{2} \cdot \sigma_y \cdot (x - y) \cdot t_s \quad (2.26)$$

$$F_4 = \sigma_y \cdot (d_s - 2x + y) \cdot t_s \quad (2.27)$$

2. 對中性軸上之 o 點取彎矩力平衡：

$$F_1 \cdot \left(x - \frac{1}{2}y\right) + 2 \cdot F_2 \cdot \frac{2}{3}(x - y) + F_4 \cdot \left[\frac{1}{2}(d_s - 2x + y) + (x - y)\right] = P_{sl} \cdot x \quad (2.28)$$

解(2.23)式及(2.28)式之聯立方程式，將(2.23)式同乘 x ，並代入(2.28)式整理後可得：

$$F_1 \cdot \left(x - \frac{1}{2}y\right) + F_2 \cdot \frac{4}{3}(x - y) + F_4 \cdot \frac{1}{2}(d_s - y) = F_1 \cdot x - F_4 \cdot x \quad (2.29)$$

將(2.29)式展開，可得中性軸 x 之平衡式：

$$8x^2 - 4xy + 2y^2 - 3d_s^2 = 0 \quad (2.30)$$

上式為加勁板受拉力側及受壓力側之應力均已達降伏狀態之平衡式，僅需將降伏範圍 y 代入(2.30)式中，即可得中性軸 x 之位置。

(四). 全塑性應力分佈狀態，如圖 2.2(f)：

此全塑性應力狀態即為 2.2.1 節中，加勁板設計步驟之步驟 3 計算 M_{ps} 時應力分佈狀態。

1. 令降伏範圍 y 趨近中性軸 x ($y \cong x$)，並代入(2.30)式中，即可得全塑性應力狀態中性軸 x 之位置：

$$x = \sqrt{\frac{1}{2}} \cdot d_s \quad (2.31)$$

歸納以上四種應力分佈狀態，並根據判別式可得中性軸延加勁板深度 d_s 之變化圖，如圖 2.3 所示。

2.2.1.2 加勁板之塑性彎矩 M_{ps} 計算

利用 2.2.1.1 節中加勁板在全塑性應力狀態下中性軸之位置，可求得加勁板所提供之塑性彎矩 M_{ps} ，其中梁與加勁板之全塑性應力狀態示意圖，如

圖 2.4 所示。而 IFS 加勁板所能提供之塑性彎矩 M_{ps} 計算如下，參照圖 2.4(b)：

$$M_{ps} = 2(F_{s1} \cdot d_{Fs1} - F_{s2} \cdot d_{Fs2}) \quad (2.32)$$

其中

$$F_{s1} = \sigma_{ys} \cdot \sqrt{\frac{1}{2}} \cdot d_s \cdot t_s \quad (2.33)$$

$$F_{s2} = \sigma_{ys} \cdot \left(1 - \sqrt{\frac{1}{2}}\right) \cdot d_s \cdot t_s \quad (2.34)$$

$$d_{Fs1} = d_b - 2t_f - \sqrt{\frac{1}{2}} \cdot d_s \quad (2.35)$$

$$d_{Fs2} = d_b - 2t_f - \left(1 + \sqrt{\frac{1}{2}}\right) \cdot d_s \quad (2.36)$$

將(2.33)式、(2.34)式、(2.35)式及(2.36)式代入(2.32)式中展開後即為 2.2.1 節中設計步驟之(2.6)式。

2.2.1.3 加勁板長度 L_s 檢核公式推導

因加勁板受力側與梁翼板之接合方式均採全滲透開槽銲，所以加勁板與梁翼板接合處承受全塑性應力分佈狀態（圖 2.2 (f)）之剪力 P_{sl} 時，其有效受力面積等於加勁板與梁翼板之接合面積，而此面積所提供之強度分為加勁板母材所提供之剪力強度及焊道所提供之剪力強度兩種，但因加勁板之焊道均採全滲透開槽銲，所以焊道之強度定大於加勁板母材之強度，因此在檢核 L_s 時直接使用加勁板母材之強度進行計算。

1. 計算加勁板達全塑性應力分佈狀態時，加勁板受力側與梁翼相接處之剪力 P_{sl} ，參照圖 2.4(b)所示，取上翼加勁板之水平力平衡：

$$P_{sl} = F_{s1} - F_{s2} = \left(2 \cdot \sqrt{\frac{1}{2}} - 1\right) \cdot \sigma_{ys} \cdot d_s \cdot t_s \quad (2.37)$$

其中 F_{s1} 為(2.33)式， F_{s2} 為(2.34)式，而 σ_{ys} 為加勁板之降伏應力。

2. 計算加勁板母材所提供之剪力強度 V_s ；

$$V_s = \phi_s \cdot (0.6\sigma_{ys}) \cdot t_s \cdot L_s \quad (2.38)$$

其中 ϕ_s 為鋼材之折減係數採用 0.9。

3. 加勁板母材所提供之剪力強度 V_s ，需大於等於加勁板與梁翼板接合處之加勁板達全塑性應力狀態時的剪力 P_{sl} ，其公式表示如下：

$$V_s \geq P_{sl} \quad (2.39)$$

而將(2.37)式及(2.38)式代入(2.39)式中展開即可得 2.2.1 節第 5 步驟中之(2.9)式。

2.2.2 FDWS 補強接頭試體設計

本研究之加勁板接頭形式為，在梁翼板內側近柱邊加置全梁深之加勁板，其設計步驟如下（參照圖 2.5）：

1. 假設接頭塑鉸區域發生在離加勁板端部 $1/4d_b$ 之位置，計算此處極限彎矩強度 M_{PH} ，而 M_{PH} 之計算與 2.2.1 節中設計步驟 1 之計算方式相同，參照(2.1)式、(2.2)式及(2.3)式。
2. 初步假設一加勁板長度 L_s ，建議 L_s 需大於等於梁翼板寬度 ($L_s \geq b_f$)，並將塑鉸處之極限彎矩強度 M_{PH} 投影至柱面，則柱面彎矩需求 M_{dem} ，計算式參照 2.2.1 節中設計步驟 2 之(2.4)式
3. 求加入兩片全梁深加勁板之梁柱接頭所能提供之彎矩容量 M_{cap} ：

M_{cap} 之計算式參照 2.2.1 節中設計步驟 3 之(2.5)式。

其中 M_{pb} 為(2.2)式，而

$$M_{ps} = \frac{1}{2}(d_b - 2 \cdot t_f)^2 \cdot \sigma_{ys} \cdot t_s \quad (2.40)$$

M_{ps} 為兩片全梁深加勁板所提供之塑性彎矩， d_b 為梁之深度， t_f 為梁翼板之厚度， σ_{ys} 為加勁板之降伏應力， d_s 為加勁板之深度， t_s 為加勁板之厚度，而計算 M_{ps} 時加勁板之中性軸位置及計算公式推導，將在 2.2.2.1 節

及 2.2.2.2 節詳細說明。

4. 梁彎矩強度需求比 α 值及加勁板厚度 t_s 之計算如下：

- a. 假設一梁彎矩強度需求比 α 值，建議 α 值大於 1.15，而 α 值之計算式參照 2.2.1 節中(2.7)式。
- b. 將(2.5)式及(2.40)式代入(2.7)中展開得：

$$t_s = \frac{\alpha \cdot M_{dem} - M_{pb}}{\frac{1}{2}(d_b - 2 \cdot t_f)^2 \cdot \sigma_{ys}} \quad (2.41)$$

其中 t_s 之計算可由(2.41)式直接計算得知，或可先行假設一 t_s 計算出 M_{cap} 後，代入(2.7)適中檢核 α 值是否大於 1.15 亦可。

5. 檢核第 2 步假設之 L_s ：

檢核 L_s 之目的在於，當梁翼板傳遞一力量至加勁板時，其加勁板受力側與梁翼相接處，必承受一剪力 P_{sF} 如圖 2.6(b)所示，因此須確保加勁板之母材長度 L_s ，能足夠傳遞加勁板達全塑性應力分佈狀態時之剪力 P_{sF} ，而不會使破壞發生在加勁板受力側與梁翼相接處，其檢核公式如下：

$$L_s \geq 0.46(d_b - 2 \cdot t_f) \quad (2.42)$$

若步驟 2 所假設之 L_s 不符合(2.42)式則重複步驟 2，並重新假設 L_s 。而檢核焊道長度 L_s 之公式推導，將在 2.2.2.3 節中詳細說明。

2.2.2.1 加勁板之中性軸位置

FDWS 加勁板受力方式為雙邊受力如圖 2.6(b)所示，加勁板承受一大小相等方向相反之力偶，而加勁板又為一對稱之矩形，所以不管力偶所造成加勁板之應力分佈為全彈性或全塑性，其中性軸都維持在加勁板之形心位置，即 $1/2(d_b - 2 \cdot t_f)$ 處。

2.2.2.2 加勁板之塑性彎矩 M_{ps} 計算

利用 2.2.2.1 節加勁板之中性軸位置，可求得加勁板所提供之塑性彎矩 M_{ps} ，其中梁與加勁板之全塑性應力狀態示意圖，如圖 2.6 所示。而 FDWS 加勁板所能提供之塑性彎矩 M_{ps} 計算如下，參照圖 2.6 (c)：

$$M_{ps} = 2 \cdot F_s \cdot \left[\frac{1}{2} (d_b - 2 \cdot t_f) \right] \quad (2.43)$$

其中

$$F_s = \frac{1}{2} (d_b - 2 \cdot t_f) \cdot \sigma_{ys} \cdot t_s \quad (2.44)$$

將(2.44)式代入(2.43)式中，展開後可得 2.2.2 節設計步驟 3 中之(2.40)式。

2.2.2.3 加勁板之長度 L_s 檢核

因加勁板受力側與梁翼板之接合方式均採全滲透開槽銲，所以加勁板與梁翼板接合處承受全塑性應力分佈狀態之剪力 P_{sF} 時，其有效受力面積等於加勁板與梁翼板之接合面積，而此面積所提供之強度分為加勁板母材所提供之剪力強度及焊道所提供之剪力強度兩種，但因加勁板之焊道均採全滲透開槽銲，所以焊道之強度定大於加勁板母材之強度，因此在檢核 L_s 時直接使用加勁板母材之強度進行計算。

1. 計算加勁板達全塑性應力分佈狀態時，加勁板受力側與梁翼相接處之剪力 P_{sF} ，參照圖 2.6 (c)所示，取彎矩力平衡：

$$P_{sF} \cdot (d_b - 2 \cdot t_f) = F_s \cdot \left[\frac{1}{2} (d_b - 2t_f) \right] \quad (2.45)$$

其中 F_s 為(2.44)式，並將(2.44)式代入(2.45)式展開後得：

$$P_{sF} = \frac{1}{4} (d_b - 2t_f) \cdot \sigma_{ys} \cdot t_s \quad (2.46)$$

2. 計算加勁板母材所提供之剪力強度 V_s ，其中 V_s 之計算式參照 2.2.1.3 節 (2.38)式。

3. 加勁板母材所提供之剪力強度 V_s ，需大於等於加勁板與梁翼板接合處之

加勁板達全塑性應力狀態時的剪力 P_{sF} ，其公式表示如下：

$$V_s \geq P_{sF} \quad (2.47)$$

而將(2.38)式及(2.46)式代入(2.47)式中展開即可得 2.2.2 節第 5 步驟中之(2.42)式。

2.3 梁柱梁翼內側補強接頭試體

本研究試體共九組，其中柱可分為兩種不同尺寸之箱形柱 $\square 700 \times 700 \times 35 \times 35$ 及 $\square 550 \times 550 \times 35 \times 35$ ，梁也分為兩種不同尺寸之 H 型梁 H702 \times 254 \times 16 \times 28 及 H688 \times 255 \times 13 \times 21，而柱中心至千斤頂中心之距離均為 3875 mm，各試體梁柱接頭之尺寸如表 2.3 所示。

2.3.1 強柱弱梁比

依據 AISC 耐震設計規範，強柱弱梁比之計算公式如下：

$$\frac{\sum M_{pc}^*}{\sum M_{pb}^*} \geq 1.0 \quad (2.48)$$

其中 $\sum M_{pc}^*$ 為連接於梁柱接頭處柱在接頭交接面之標稱彎矩強度總合，計算如下所示：

$$\sum M_{pc}^* = \sum Z_c (F_{yc} - P_{uc} / A_g) \quad (2.49)$$

其中 Z_c 為柱斷面塑性模數， F_{yc} 為柱鋼材之標稱降伏強度， P_{uc} 為所需之柱軸向受壓強度， A_g 為柱全斷面積。因本研究並未在柱上施加軸向受壓載重，所以在計算 $\sum M_{pc}^*$ 時忽略 P_{uc} 之影響。

$\sum M_{pb}^*$ 為連接於梁柱接頭處梁在接頭交接面之標稱彎矩強度總合，計算如下所示：

$$\sum M_{pb}^* = \sum Z_b \cdot F_{yb} \quad (2.50)$$

其中 Z_b 為梁斷面塑性模數， F_{yb} 為梁鋼材之標稱降伏強度。若採用補強式梁

柱接頭，因塑角已被推離柱面，所以(2.50)式應修正為：

$$\sum M_{pb}^* = \sum (Z_b \cdot F_{yb} + M_v) \quad (2.51)$$

其中 M_v 為梁位於塑角處之剪力貢獻至柱中心之彎矩強度，而塑角位置依照 2.2.1 節及 2.2.2 節中第一步驟之假設，其塑角區域發生在離加勁板端部 $1/4d_b$ 處。

依照上述之公式可計算各試體之強柱弱梁比，如表 2.3 所示。

2.3.2 IFS 加勁板尺寸

實驗試體中一組為未加勁之傳統梁柱接頭，試體編號為 UR，而以 IFS 為加勁方式之試體共五組，其中各試體所對應之梁柱接頭尺寸如表 2.3 所示。

試體 IFS1、IFS2 及 IFS3

本研究將此三組試體之梁彎矩強度需求比 α 值限制在 0.9 至 1.0 之間，希望藉由此三組試體可得知梁彎矩強度需求比 α 值之最小極限。依據 2.2.1 節加勁板設計步驟可得：

1. 計算塑角處極限彎矩強度 M_{PH} ：

其中試體 IFS1 因缺少梁翼板材料性質之極限應力，所以塑角處之超強因子 β 採用 FEMA350 (2000) 之建議值 1.2，而試體 IFS2 及 IFS3 之超強因子 β 值則由(2.3)式得之，分別為 1.38 及 1.27。依照(2.2)式可得梁位於塑角處之塑性彎矩 M_{pb} ，其中(2.2)式中之 σ_{ym} 採用真實材料性質 (表 2.1)，因此 R_y 則採用 1.0，而將上述之值及(2.2)式代入(2.1)式中可得塑角處之極限彎矩強度 M_{PH} ，而此三組試體計算出的 M_{PH} 值列於表 2.4 所示。

2. 求柱面彎矩需求 M_{dem} ：

此三組試體之加勁板長度 L_s 均假設為 300 mm，並將三組試體之 M_{PH} 及 L_s

值代入(2.4)式中可得試體之 M_{dem} ，而此三組試體計算出的 M_{dem} 值列於表 2.4 所示。

3. 求加入加勁板之梁柱接頭所能提供之彎矩容量 M_{cap} ：

此三組試體之加勁板深度 d_s 均為 175 mm，而加勁板厚度 t_s 均為 22 mm，將此三組試體之 d_s 、 t_s 及加勁板降伏應力 σ_{ys} 代入(2.6)式中，其中 σ_{ys} 使用真實之材料性質（表 2.1），因此 R_y 則採用 1.0，而由(2.6)式可得加勁板所提供之塑性彎矩 M_{ps} ，將各試體之 M_{ps} 及(2.2)式所求得之梁塑性彎矩 M_{pb} 代入(2.5)中，可得此三組試體之彎矩容量 M_{cap} 如表 2.4 所示。

4. 計算各試體之梁彎矩強度需求比 α 值：

將上述所得各試體之 M_{cap} 及 M_{dem} 代入(2.7)式中，可得各試體之梁彎矩強度需求比 α 值如表 2.4 所示，而此三組試體之 α 值滿足先前之假設介於 0.9 至 1.0 之間。

5. 檢核第 2 步假設之 L_s ：

將步驟 2 中三組試體假設之 L_s 及由(2.9)式所計算出之 L_s 列於表 2.4 中，由表中可看出此三組試體均滿足(2.9)式之需求。

試體 IFS4

本試體將梁彎矩強度需求比 α 值設定大於 1.0，並使加勁板之深度 d_s 及加勁板之長度 L_s 與試體 IFS1、IFS2 及 IFS3 相同，僅改變加勁板之厚度，希望藉由此試體可看出，僅將加勁板厚度增加而提昇之 α 值，對於梁柱接頭補強之效果。依據 2.2.1 節加勁板設計步驟，所求得之各項數值列於表 2.4。

試體 IFS5

本試體同樣將梁彎矩強度需求比 α 值設定大於 1.0，但與試體 IFS1、IFS2 及 IFS3 相同的是加勁板之厚度 t_s 及加勁板之長度 L_s ，僅改變加勁板之深度

d_s ，希望藉由此試體可看出，僅將加勁板深度提高而提昇之 α 值，對於梁柱接頭補強之效果。依據 2.2.1 節加勁板設計步驟，所求得之各項數值列於表 2.4。

2.3.3 IFS 加勁板接合細節

每組實驗試體之梁柱接頭接合細節都與未加勁之傳統梁柱接頭 UR 相同，其接合細節如圖 2.7 所示，但編號 UR 試體之剪力板與腹板接合細節有焊接及栓接，而加入加勁板之梁柱接頭其剪力板只與腹板栓接接合。編號 IFS1 及 IFS2 試體之加勁板採相同尺寸，但改變加勁板與梁柱接頭焊接之細節及位置，其中 IFS1 試體之焊接細節為加勁板位於梁柱接頭處進行削切，使得加勁板與梁翼及柱面接合之焊道，不與梁柱接頭焊道相接，如圖 2.8 所示。而 IFS2 試體之焊接細節為加勁板於梁柱接頭處未進行削切，使得加勁板與梁翼及柱面接合之焊道，與梁柱接頭焊道相接，且加勁板焊接位置移往梁翼及腹板之中心，如圖 2.9 所示。而 IFS3 試體之加勁板尺寸與前兩組試體相同，其焊接位置與 IFS1 試體相同但加勁板未進行削切，且柱尺寸由原先之 $\square 700 \times 700 \times 35 \times 35$ 縮小為 $\square 550 \times 550 \times 35 \times 35$ ，其加勁板削切形式與焊接細節如圖 2.10 所示。而 IFS4 試體及 IFS5 試體之加勁板焊接細節及位置均與 IFS3 試體相同，僅改變加勁板之厚度及深度如圖 2.11 及圖 2.12 所示。

2.3.4 FDWS 加勁板尺寸

實驗試體中一組為未加勁之傳統梁柱接頭，試體編號為 UR，而以 FDWS 為加勁方式之試體共三組，其中各試體所對應之梁柱接頭尺寸如表 2.3 所示。

試體 FDWS1、FDWS2、FDWS3

本研究將此 3 組試體之梁彎矩強度需求比 α 值依序降低，希望藉由降低 α 值來找出此加勁方式之梁彎矩強度需求比之最小極限，且試體 FDWS1 及 FDWS2 之加勁板長度 L_s 均假設為 300 mm，且滿足(2.42)式 L_s 之檢核，但試體 FDWS3 之加勁板長度 L_s 本研究將其縮短為 254 mm，並使加勁板長度 L_s 略小於(2.42)式 L_s 之檢核，希望藉由此變化可看出 L_s 之長短對於梁柱接頭補強效果之影響，以及若不滿足(2.42)式 L_s 之檢核時，其破壞是否會如預期出現在加勁板受力側與梁翼相接處。依據 2.2.2 節加勁板設計步驟可得：

1. 計算塑角處極限彎矩強度 M_{PH} ：

此三組試體塑角處之超強因子 β 值由(2.3)式得之，依照(2.2)式可得梁位於塑角處之塑性彎矩 M_{pb} ，其中(2.2)式中之 σ_{ym} 採用真實材料性質（表 2.2），因此 R_y 則採用 1.0，而將上述之值及(2.2)式代入(2.1)式中可得塑角處之極限彎矩強度 M_{PH} ，而此三組試體計算出的 β 值及 M_{PH} 值於表 2.5 所示。

2. 求柱面彎矩需求 M_{dem} ：

試體 FDWS1 及 FDWS2 之加勁板長度 L_s 均假設為 300 mm，而 FDWS3 之加勁板長度 L_s 假設為 254 mm，並將三組試體之 M_{PH} 及 L_s 值代入(2.4)式中可得試體之 M_{dem} ，而此三組試體計算出的 M_{dem} 值於表 2.5 所示。

3. 求加入加勁板之梁柱接頭所能提供之彎矩容量 M_{cap} ：

此三組試體之加勁板厚度 t_s 分別為 20 mm，22 mm 及 18 mm 如表 2.3 所示，將此三組試體之 t_s 及加勁板降伏應力 σ_{ys} 代入(2.43)式中，其中 σ_{ys} 使用真實之材料性質（表 2.2），因此 R_y 則採用 1.0，而由(2.43)式可得加勁板所提供之塑性彎矩 M_{ps} ，將各試體之 M_{ps} 及(2.2)式所求之梁塑性彎矩 M_{pb} 代入(2.5)中，可得此三組試體之彎矩容量 M_{cap} 如表 2.5 所示。

4. 計算各試體之梁彎矩強度需求比 α 值：

將上述所得各試體之 M_{cap} 及 M_{dem} 代入(2.7)式中，可得各試體之梁彎矩強度

需求比 α 值，如表 2.5 所示。而此三組試體之 α 值由 1.49、1.31 至 1.27 依序降低。

5. 檢核第 2 步假設之 L_s ：

將步驟 2 中各試體假設之 L_s 及由(2.42)式所計算出之 L_s 列於表 2.5 中，由表中可知試體 FDWS1 及 FDWS2 之 L_s 假設均滿足(2.42)式之需求，而試體 FDWS3 不滿足(2.42)式 L_s 之檢核，且假設之 L_s 約小於(2.42)式 L_s 檢核的 15%。

2.3.5 FDWS 加勁板接合細節

每組實驗試體之梁柱接頭接合細節都與未加勁之傳統梁柱接頭 UR 相同，其接合細節如圖 2.7 所示，但編號 UR 試體之剪力板與腹板接合細節有焊接及栓接，而加入加勁板之梁柱接頭其剪力板只與腹板栓接接合。編號 FDWS1、FDWS2 及 FDWS3 試體之加勁板與梁柱接頭焊接細節及位置均相同，僅改變加勁板之厚度及長度，如圖 2.13、圖 2.14 及圖 2.15 所示。

2.4 材料性質

本實驗總共分為九組試體，主要之材料分為鋼梁、鋼柱及加勁板，其中鋼梁均採用 A36 之材料性質，而鋼柱及加勁板採 A572 Gr.50 之材料性質，為了了解各材料性質之強度，以及提高未來各項分析研究及有限元素程式之準確性，本研究將各材料之拉力試驗結果列於表 2.1 及表 2.2。

2.5 試體試驗構架及載重歷時

本實驗於國立交通大學土木系結構實驗室進行，試驗構架如圖 2.16 所示，試驗所採用之施力設備與資料擷取系統敘述如下。

2.5.1 油壓制動器

本研究在進行梁柱接頭試驗時，所提供之水平側向力是由一支 MTS 油壓制動器提供，其最大輸出力量為 1000 kN，衝程限制為 ± 200 mm，在試驗中所採用之加載速率為 0.5 mm/sec，同時將油壓制動器的資料輸出連接至資料擷取系統，由擷取系統接收油壓制動器上輸出之力量及位移。

2.5.2 資料擷取系統

本研究所有試驗之量測數據均藉由資料擷取系統收集，本試驗所採取之資料擷取系統為 InstruNet 100 資料擷取盒，系統共有 64 個頻道可供資料收集，同時配合 InstruNet World 軟體操作，可適用於多種不同形式之量測儀器，而有關於量測儀器上之設定方式，皆依據 InstruNet World 軟體操作手冊。

2.5.3 試驗載重歷時

載重加載歷時如圖 2.17 所示，試驗過程中油壓制動器造成上翼板受壓，而下翼板受拉時定義為正方向，試體梁端之位移除以梁端距柱中心之距離(3875 mm)定義為正層間側位移角，反之油壓制動器造成上翼板受拉，而下翼板受壓時定義為負方向，對應負層間側位移角。而本研究進行反覆載重試驗時，油壓制動器設定為先往負層間側位移角移動。

2.6 試驗量測規劃

本實驗為了更進一步的了解加勁板與梁柱接頭在反覆載重作用下之細部行為，如梁翼應變之大小或加勁板之中性軸位置，因此必須裝置適當之量測儀器，本研究所使用之量測儀器分為：(1) 單向應變計(以 S 為標示)，主要用來量測梁柱接頭區之梁翼板應變及加勁板應變。(2) 三向應變計(以

R 為標示)，主要用來量測腹板及加勁板上之剪應變分佈。(3) 位移計（以 L 為標示），主要為量測梁、柱及梁柱交會區之變位，因此於柱之上下連續板及梁柱腹板交會區設置四個位移，用以量測此區域之變形。而各試體之量測儀器如圖 2.18 至圖 2.26 所示。

