

論 文

大韓造船學會誌
第18卷 第4號 1981年 12月
Journal of the Society of
Naval Architects of Korea
Vol. 18, No. 4, December 1981

十字形 필렛 용접 이음의 形狀變化에 따른 塑性的 舉動에 대한 研究

嚴 東 錫* · 姜 秉 潤**

—A Study on Plastic Behaviour of Cruciform Welding
Joint with Variation of Contour—

Dong-Suk Um* · Byoung-Yoon Kang**

Abstract

In this paper, plastic behavior and plastic strength of cruciform fillet welded joint under tension is investigated by finite element method.

Attention is focussed, in particular, on the effect of geometry of fillet weld including its contour, size and penetration.

And the approximate analysis of welded joint have been carried out from a simple model constructed by three zone, ie, base metal, heat affected zone, and weld metal.

1. 緒 論

용접이음의 여러가지 基本 形式 중에서도 比較的 이음 形式이 복잡하나 利用도가 많은 形式 중의 하나인 필렛 용접 이음의 強度에 대한 研究는 從來부터 實驗的[1,2] 내지는 理論的[3]인 研究들이 많이 행하여져 왔다. 하지만 대부분은 彈性設計法에 기초를 둔 強度에 대한 研究들이었다.

한편 近年 塑性設計法의 發展과 塑性設計法의 合理性을 反映하고 塑性強度를 고려한 경우가 많게 되었음에도 불구하고 이에 대한 研究는 稀少하며 Moire fringe method를 통한 實驗의 方法[1,2]등에 의한 研究를 볼 수 있는 정도이다. 이와같은 관점에서 本研究는 引張力을 받는 十字形 필렛 용접 이음에 있어,

- 1) 하중증가에 따른 필렛 용접부의 變形舉動
- 2) 이음부의 幾何學的 形狀, 치수 변화에 따른 이음 強度에 미치는 영향.
- 3) 용접부와 그 부근의 相組織을 母材部, 熱影響部 및

용접金屬部로 分割했을 때 스트레인(strain)의 分布 등에 관한 解析을 有限要素法에 의하여 행하며 fillet welding joint부의 塑性設計에 有効한 資料를 提供코져 한다.

2. 解析方法

2.1. 彈塑性 構成方程式

2.1.1. 彈塑性 問題에 있어서의 應力-스트레인 關係 應力이 降伏條件에 달래 塑性變形을 시작하면 彈性 問題와 같이 應력과 스트레인의 線形關係는 成立하지 않는다.

그래서 應력과 스트레인을 分割하여 각각의 變化를 추적하지 않으면 안된다. 應력과 스트레인을 分割하여 얻어진 微小變化를 각각 應力增分 및 스트레인 增分이라 하면 應力 및 스트레인의 經路를 分割하고 평면응력문제에 대한 彈性要素에 대한 應力-스트레인의 matrix

$$\{\sigma\} = [D^*] \{\epsilon\} \quad (1)$$

$$\{d\sigma\} = [D^*] \{d\epsilon\} \quad (2)$$

를 사용하게 된다. 式(2)는 彈性要素에 관한 것이므로 은 다음과 같이 微分關係인

接受日字: 1981年 11月 15日

* 正會員, 釜山大學校 工科大學

** 正會員, 釜山大學校 大學院

여기서 D 위에 e 첨자를 붙인 것이다. 應力増分 $\{d\sigma\}$ 와 스트레인 増分 $\{d\varepsilon\}$ 은 각각

$$\{d\sigma\} = \begin{Bmatrix} d\sigma_x \\ d\sigma_y \\ d\tau_{xy} \end{Bmatrix} \quad \{d\varepsilon\} = \begin{Bmatrix} d\varepsilon_x \\ d\varepsilon_y \\ d\gamma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (3)$$

이다.

γ_{xy} 는 工學의 定義에 따른 값이다. 塑性狀態의 要素에 Reuss의 式(9)을 적용하면 平面應力場 즉($\sigma_z=0$)에서는

$$\left. \begin{aligned} d\varepsilon_x &= \sigma_x' d\lambda + \frac{1}{E} (d\sigma_x - \nu d\sigma_y) \\ d\varepsilon_y &= \sigma_y' d\lambda + \frac{1}{E} (d\sigma_y - \nu d\sigma_x) \\ d\gamma_{xy} &= 2\tau_{xy} d\lambda + 2 \frac{1+\nu}{E} d\tau_{xy} \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

가 成立한다.

σ_x', σ_y' 는 偏差應力(deviatoric stress)을 나타내고 ν 는 포아손比이다. $\sigma_x=0$ 이므로

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x' &= \frac{1}{3} (2\sigma_x - \sigma_y) \\ \sigma_y' &= \frac{1}{3} (2\sigma_y - \sigma_x) \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

와 같이 주어진다. \nearrow

$$\left. \begin{aligned} d\varepsilon_x &= \left(\frac{1}{E} + \frac{9}{4} \frac{\sigma_x'^2}{\bar{\sigma}^2 H'} \right) d\sigma_x + \left(-\frac{\nu}{E} + \frac{9}{4} \frac{\sigma_x' \sigma_y'}{\bar{\sigma}^2 H'} \right) d\sigma_y + \frac{9}{2} \frac{\sigma_x' \tau_{xy}}{\bar{\sigma}^2 H'} d\tau_{xy} \\ d\varepsilon_y &= \left(-\frac{\nu}{E} + \frac{9}{4} \frac{\sigma_x' \sigma_y'}{\bar{\sigma}^2 H'} \right) d\sigma_x + \left(\frac{1}{E} + \frac{9}{4} \frac{\sigma_y'^2}{\bar{\sigma}^2 H'} \right) d\sigma_y + \frac{9}{2} \frac{\sigma_y' \tau_{xy}}{\bar{\sigma}^2 H'} d\tau_{xy} \\ d\gamma_{xy} &= \frac{9}{2} \frac{\sigma_x' \tau_{xy}}{\bar{\sigma}^2 H'} d\sigma_x + \frac{9}{2} \frac{\sigma_y' \tau_{xy}}{\bar{\sigma}^2 H'} d\sigma_y + \left(2 \frac{1+\nu}{E} + \frac{9\tau_{xy}^2}{\bar{\sigma}^2 H'} \right) d\tau_{xy} \end{aligned} \right\} \quad (9)$$

(9)式을 $d\sigma_x, d\sigma_y, d\tau_{xy}$ 에 대해서 풀면

$$\begin{Bmatrix} d\sigma_x \\ d\sigma_y \\ d\tau_{xy} \end{Bmatrix} = \frac{E}{Q} \begin{bmatrix} \sigma_y'^2 + 2P & & \\ -\sigma_x' \sigma_y' + 2\nu P & \sigma_x'^2 + 2P & \\ -\frac{\sigma_x' + \nu \sigma_y'}{\nu} \tau_{xy} & -\frac{\sigma_y' + \nu \sigma_x'}{\nu} \tau_{xy} & \frac{R}{2(1+\nu)} + \frac{2H'}{9E} (1-\nu) \bar{\sigma}^2 \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} d\varepsilon_x \\ d\varepsilon_y \\ d\gamma_{xy} \end{Bmatrix} \quad (10)$$

여기서

$$\left. \begin{aligned} P &= \frac{2H'}{9E} \bar{\sigma}^2 + \frac{\tau_{xy}^2}{1+\nu} \\ Q &= R + 2(1-\nu^2)P \\ R &= \sigma_x'^2 + 2\nu \sigma_x' \sigma_y' + \sigma_y'^2 \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

式(10)은 다음과 같이 매트릭스로 나타낼 수 있다.

$$\{d\sigma\} = [D^p] \{d\varepsilon\} \quad (10-1)$$

D^e 를 彈性應力-스트레인 매트릭스라 하면 D^p 는 塑性應力-스트레인 매트릭스를 나타내며 降伏을 일으켜 塑性狀態로 된 要素에 適用된다.

2. 1. 2. 有限要素에 依한 彈性問題의 解

以上과 같이 彈性狀態인 要素와 塑性狀態인 要素의 應力-스트레인 매트릭스를 구하면 平面應力場에서 三角形要素에 대한 節點變位の 關係는 彈性要素에 대하여

引張 또는 壓縮試驗에서 얻어진 眞應力(σ)-對數스 트레인(ε)線圖에서 $\sigma-\varepsilon^p$ 의 加工硬化率(strain hardening modulus)을

$$H' = \frac{d\sigma}{d\varepsilon^p}$$

라 놓으면

(4)式의 比例係數 $d\lambda$ 는 다음과 같이 주어진다.

$$d\lambda = \frac{3}{2} \frac{d\bar{\sigma}}{\bar{\sigma} H'} = \frac{3}{2} \frac{\bar{\sigma} d\bar{\sigma}}{\bar{\sigma}^2 H'} \quad (6)$$

여기서 $\bar{\sigma}$ 는 相當應力(equivalent stress)을 나타내고 平面應力問題에서는

$$\bar{\sigma}^2 = \sigma_x^2 - \sigma_x \sigma_y + \sigma_y^2 + 3\tau_{xy}^2 \quad (7)$$

이를 微分하면,

$$\begin{aligned} \bar{\sigma} d\bar{\sigma} &= \frac{1}{2} (2\sigma_x - \sigma_y) d\sigma_x + \frac{1}{2} (2\sigma_y - \sigma_x) d\sigma_y + 3\tau_{xy} d\tau_{xy} \\ &= \frac{3}{2} (\sigma_x' d\sigma_x + \sigma_y' d\sigma_y + 2\tau_{xy} d\tau_{xy}) \end{aligned}$$

따라서 $d\lambda$ 는 다음과 같이 나타낼 수 있다.

$$d\lambda = \frac{9}{4} \frac{\sigma_x' d\sigma_x + \sigma_y' d\sigma_y + 2\tau_{xy} d\tau_{xy}}{\bar{\sigma}^2 H'} \quad (8)$$

(8)式을 (4)式에 代入하면

$$\left. \begin{aligned} \{d\mathbf{f}\} &= [\mathbf{k}^e] \{d\delta_1\} \\ \{\mathbf{k}^e\} &= t\Delta[\mathbf{N}]^T [\mathbf{D}^e] [\mathbf{N}] \end{aligned} \right\} \quad (12)$$

$d\mathbf{f}$ 는 要素에 作用하는 節點力의 増分, $d\delta_1$ 는 節點變位의 増分, \mathbf{k} 는 要素의 剛性 매트릭스, \mathbf{N} 는 스트레인-變位 매트릭스, 다음으로 塑性要素에 대해서는

$$\left. \begin{aligned} \{d\mathbf{f}\} &= [\mathbf{k}^p] \{d\delta\} \\ \{\mathbf{k}\} &= t\Delta[\mathbf{N}]^T [\mathbf{D}^p] [\mathbf{N}] \end{aligned} \right\} \quad (13)$$

와 같이 됨으로 이와같이 각 要素의 狀態에 따른 要素 剛性매트릭스를 구하면 構造全體의 剛性매트릭스 $[\mathbf{k}^p]$ 를 다음과 같이 조립할 수 있게 된다.

$$\{d\mathbf{F}\} = [\mathbf{K}^p] \{d\delta\} \quad (14)$$

$\{d\mathbf{F}\}$ 는 節點外力의 列 vector $\{d\delta\}$ 는 節點變位増分の 列 vector이다. 다음 (13)式을 逆變換하여 주어진 既知의 外力増分 $\{d\mathbf{F}\}$ 에 대하여 未知의 節點變位増分 $\{d\delta\}$ 를

구할 수 있다. $\{d\delta\}$ 에서 要素의 스트레인 増分 $\{d\epsilon\}$ 을

$$\{d\epsilon\} = [N]\{d\delta\} \quad (15)$$
 에 의하여 구할 수 있다.

最後에 彈性要素와 塑性要素의 應力増分 $\{d\sigma\}$ 를 각각 (2)와 (10-1)式에 의하여 計算한다. 以上에서 얻어진 増分 $\{d\delta\}$, $\{d\epsilon\}$, $\{d\sigma\}$ 를 앞 단계의 外力 $\{F\}$ 에 대하여 구하여진 $\{\delta\}$, $\{\epsilon\}$, $\{\sigma\}$ 에 더한다.

이와 같이 하여 원하는 外力 또는 變位에 도달할 때까지 되풀이하여 計算하면 각 단계에 있어서의 應力과 스트레인을 구할 수 있다.

2.2. 要素의 分割과 프로그램의 構成

模型의 形狀 및 外力의 條件들이 上下 左右對稱이므로 Fig. 2에서 빗금의 部分에 대하여 생각하였고, 境界條件은 실제 힘의 作用을 고려하여 設定하였으며, 均等引張荷重은 이와 等價인 節點荷重으로 置換하였다. 한 組의 模型이 精해지면 要素의 分割이 편리하고 應力勾配가 심한 곳에서도 應力解析이 容易한 三角形 要素를 택하여 要素數 100개, 節點數 75개로 하여 平面內를 分割하고 특히 root 및 toe部에 있어서는 應力集中現象이 예상됨으로 要素를 細分하였다. 이상과 같이 하여 前節에서 설명한 増分法(incremental method)에 따라 계산하고, 聯立一次方程式의 解法으로는 共軛傾斜法(conjugate gradient method)을 사용하였다. 그리고 그 flow chart는 Fig. 1과 같다.

이 flow chart를 요약하면.

① 第一段階: 계산자료의 入力

節點番號, 要素番號, 節點座標, 요소의 재료특성, 기하학적 특성, 경계조건을 읽어들인다.

② 第二段階: 全體 剛性 매트릭스의 作成

全 過程에 있어서 불변인 量과 스트레인 硬化 特性을 나타내는 c, n 값 등을 기억한다. 단, 여기서 사용하는 스트레인-硬化 特性은 실현식

$$\sigma_x = c(a + \epsilon_x^n)^n$$

이다. 또한 기입하중에 대한 計算에 있어서의 彈性應力-스트레인 매트릭스 $[D^e]$, 塑性應力-스트레인 매트릭스 $[D^p]$, 스트레인-未定係數 매트릭스 $[B]$, 要素 剛性 매트릭스 $[K]$, 등을 통하여 全體 剛性매트릭스를 作成하여 그것에 대한 절점변위 δ_0 , 스트레인 ϵ_0 및 應력 σ_0 를 計算한다.

③ 第三段階: 荷重배타의 設定

앞 단계에서 구한 節點變位 δ_0 , 스트레인 ϵ_0 및 應力 σ_0 에서 각 요소에 대하여

$$f^2 = \frac{3}{2(F+G+H)} [(G+H)\sigma_x^2 - 2H\sigma_x\sigma_y + (F+H)\sigma_y^2 + 2N\tau_{xy}^2]$$

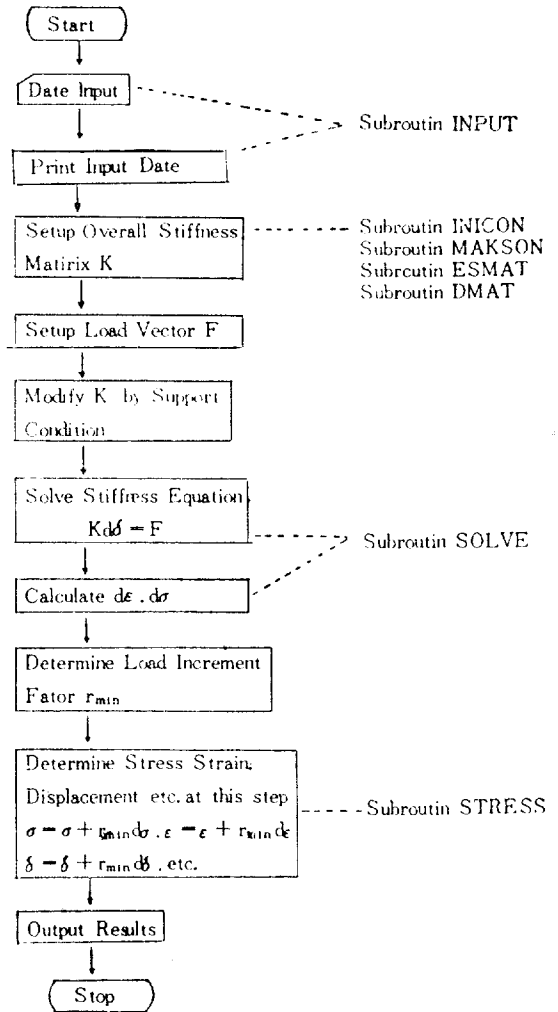


Fig. 1. Flow chart

단 F, G, H, N 은 이방성 파라메타 [5]을 計算하여 각 요소의 f 의 값 중에서 최대치 f_{max} 를 구한 다음 荷重倍率 $\alpha = \frac{\sigma_y}{f_{max}}$ 를 計算 1개의 요소가 降伏하는 荷重 $s_1 = \alpha s_0$ 가 구해진다. 이때의 變位, 應力, 스트레인은 $\delta = \alpha s_0, \sigma_1 = \alpha \sigma_0, \epsilon_1 = \alpha \epsilon_0$ 로 된다.

④ 第四段階: 増分の 計算

降伏한 要素의 剛性 行列을 塑性의 것에 置換하여 適當한 荷重増분에 대해 平衡方程式을 풀어 변위증분 $\Delta\delta$, 스트레인증분 $\Delta\epsilon$ 및 應력증분 $\Delta\sigma$ 를 구한다.

⑤ 第五段階: 荷重増分 倍率의 計算

應力増分の 倍率 r 을 導入하여 $(\sigma_1 + r\Delta\sigma)$ 로써 降伏하지 않은 要素의 f 를 計算하고 그들이 精確히 降伏應力 σ_y 에 달하였을 때의 r 를 구한다. 이렇게 하여 얻은

양의 최소치 r_{min} 이 다음의 要素를 세로이 降伏시키는데 필요한 荷重增分の 倍率이다.

⑥ 第六段階

④에서 구한 변위증분 $\Delta\delta$, 스트레인증분 $\Delta\epsilon$ 및 응력증분 $\Delta\sigma$ 를 r_{min} 배하여

$$\sigma_2 = \delta_1 + r_{min}\Delta\sigma, \quad \delta_2 = \delta_1 + r_{min}\Delta\delta, \quad \epsilon_2 = \epsilon_1 + r_{min}\Delta\epsilon$$

를 계산한다.

⑦ 第七段階

다시 ④~⑥의 操作을 반복하여 順次로 要素를 降伏시켜 가면서 荷重增分과 새로운 應力狀態 등을 구하고 最後에 지정한 荷重 또는 스트레인으로 되면 計算이 終了된다.

3. Model 및 形狀의 決定

실제, 필렛 熔接이음에는 不熔着部가 예리한 노치를 形成하기 때문에 root部の 近傍에는 應力이 集中되므로 이음部の 幾何學的 形狀 寸수는 이음 強度에 影響을 주는 큰 要因이 된다.

그리고, 熔接熱影響部와 필렛部에 材質의 不連續이 存在하기 때문에 이들의 因子 또한, 塑性變形舉動 및 強度에 影響을 주어 問題가 복잡하게 된다.

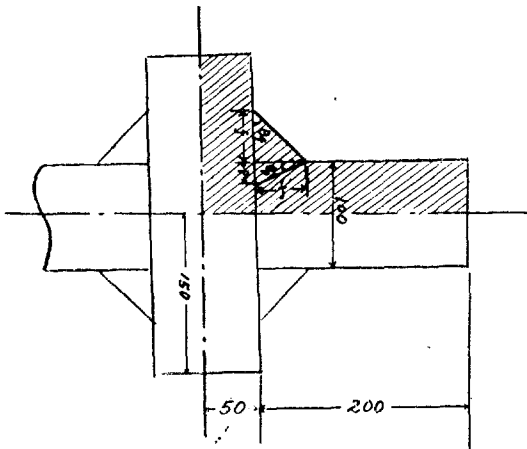


Fig. 2. Model

먼저, 필렛 熔接이음의 變形舉動 및 強度에 미치는 필렛 形狀의 影響만을 調査할 目的으로 簡單히 單一材로 되어 있는 판 두께 5mm인 SM41 軟鋼板 [6]을 Fig. 2와 같은 形狀의 模型에 對하여 解析을 行하였고 模型은 Table 1에 表示한中에서 引張軸과 直角인 脚長 f 를 一定($f=50$ mm)하게 두고, 필렛 角度 θ_f 를 30° 에서 75° 까지 變化시킨 A-type와 熔入量의 影響을 調査하기 위해서 熔入 p 를 0mm에서 40mm까지 變化

Table 1. Dimension of type 1 model

Type 1-A				Type 1-B			
No.	f (mm)	f' (mm)	θ_f ($^\circ$)	No.	f (mm)	f' (mm)	p (mm)
A-1	50.0	28.9	30.0	B-1	50.0	50.0	0.0
A-2	50.0	50.0	45.0	B-2	50.0	50.0	10.0
A-3	50.0	86.0	60.0	B-3	50.0	50.0	20.0
A-4	50.0	180.7	75.0	B-4	50.0	50.0	40.0

시킨 B-type와의 2系列로 하였다.

形狀 및 寸수를 實用 範圍를 넘는 넓은 範圍에 걸쳐 變化시킨 것은, 필렛 熔接部의 變形舉動과 強度에 미치는 形狀의 影響에 對한 基本的인 特徵을 알고, 實驗을 通한 解析 [1]과의 比較檢討를 明確히 하기 위한 것이다. 그리고, 필렛 熔接 이음부에 對한 熱影響 및 材質의 不連續部를 考慮하여 塑性變形의 解析을 엄밀히 하고 지 熔接部 및 그 部近의 相組織을 母材部, 熱影響部 및 熔接金屬部로 分割 하였다.

Table 2의 2-1 type의 熱影響部の 領域은 上田[4]이 設定한 것을 參考하였고, Fig. 3에서 보느냐와 같다.

Table 2. Yield stress for three zone (base metal, heat affected zone and weld metal)

No. of model	Base metal σ_{YA} (kg/mm 2)	Heat affected zone σ_{YB} (kg/mm 2)	Weld metal σ_{YC} (kg/mm 2)
2-1	24	34	41
2-2	26	30	34

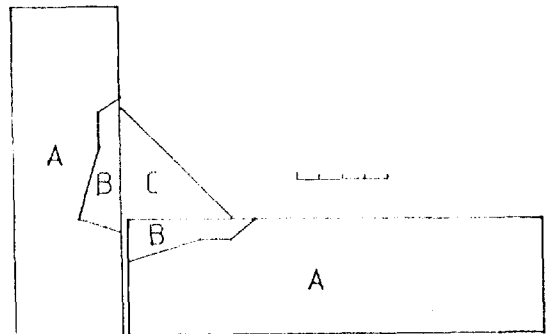


Fig. 3. Region of H.A.Z.

또한 解析의 過程에서 必要한 스트레인 硬化特性을 나타내는 c, n 값 및 降伏應力 σ_0 의 값은 SM41을 母材로 하고 鐵粉酸化鐵系 熔接棒을 使用한 試驗片의 引張 試驗을 하여 얻은 應力-스트레인 線圖에서 求하였다. 그리고 2-2 type의 模型은 2-1 type를 參考로 하여 各 相사이에 있어서의 降伏應力 σ_Y 의 差를 더 작게 假定

한 것이다.

이것은, 용접시의 入熱量, 용접速度 등을 考慮한다면, 降伏部の 強度設計上 意義가 있는 것으로 생각된다.

4. 解析結果 및 考察

4.1. 各 要素의 應力 및 스트레인의 分布

本解析法에 依해 필렛 용접, 이음部의 各要素의 相當想力 $\bar{\sigma}$, 相當 strain $\bar{\epsilon}$, 引張軸 方向의 應力 σ_x , strain ϵ_x , 引張軸에 直角인 方向의 應力 σ_y , strain ϵ_y , 剪斷 應力 τ_{xy} , 剪斷스트레인 γ_{xy} 를 求하여, 그 값들을 root部로부터 引張軸 方向으로 toe까지의 거리와 root部로부터 45° 方向으로 필렛 表面까지의 거리에 따른 關係를 荷重增加에 따라 求한것이 Fig.4~Fig.9이다.

Fig. 4는 脚長을 變化시킨 경우로서 어느 模型에 對해서도 $\bar{\sigma}$, σ_x , σ_y 가 root部近傍 脚長의 1/3쯤 되는곳까지는 급격한 變化를 일으킴을 알수가 있다.

이것은 root部에 있어서 不熔着部의 存在로 인한, 應力集中現象이 생기기 때문이라 생각된다.

또, $\bar{\epsilon}$, ϵ_x , ϵ_y , γ_{xy} 의 값이 root部和 toe部에서 크게 나타남은 root部和 toe部에 變形이 集中되어 降伏이 먼저 일어나고 어느정도 降伏이 進展되면 母材部에서

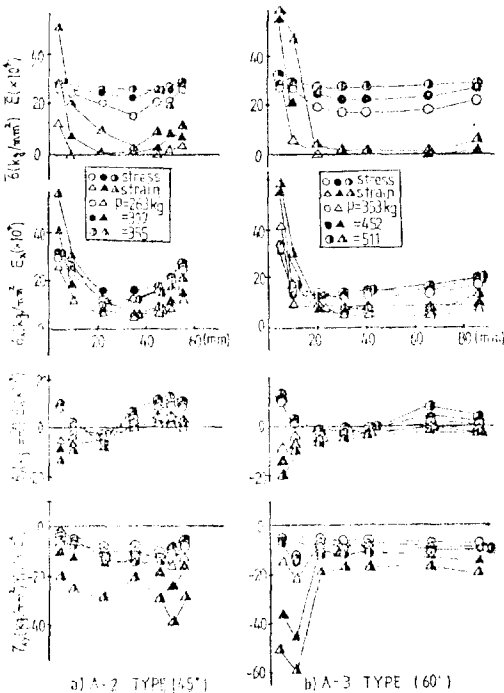


Fig. 4.

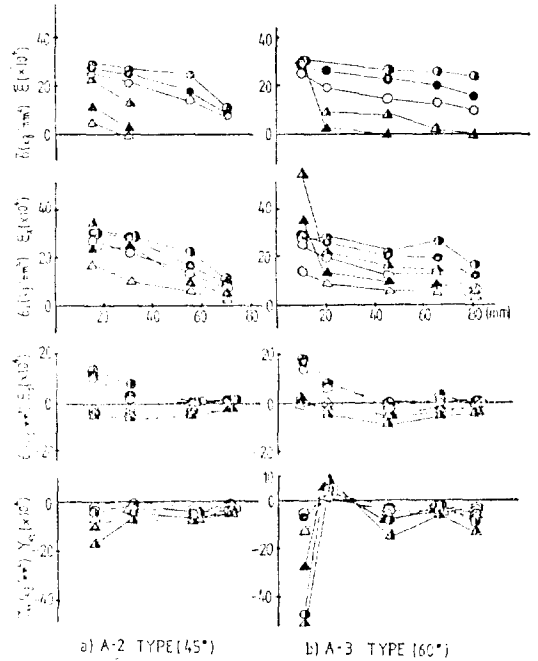


Fig. 5.

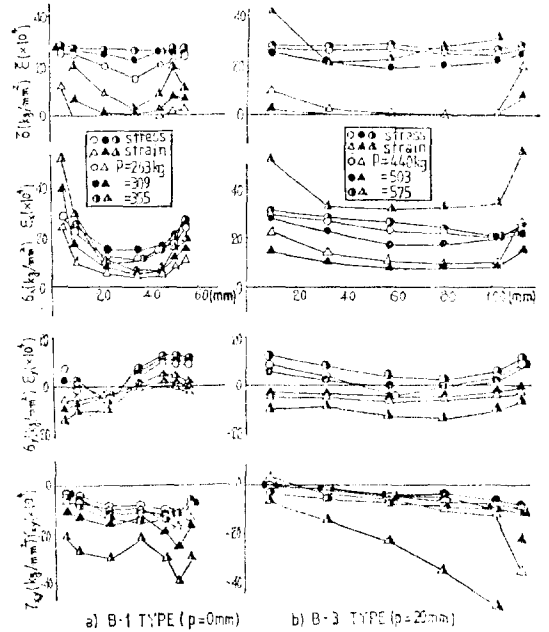


Fig. 6.

降伏이 일어나기 때문이다.

그리고, Fig. 5에서 root部로 부터 필렛 表面에 이르는 應力 및 스트레인의 變化를 보면 필렛 角度가 變함에 따라 近似한 荷重임에도 不拘하고 應力 및 스트레인의 값이 큰 차이를 나타내고 있음을 알 수 있다.

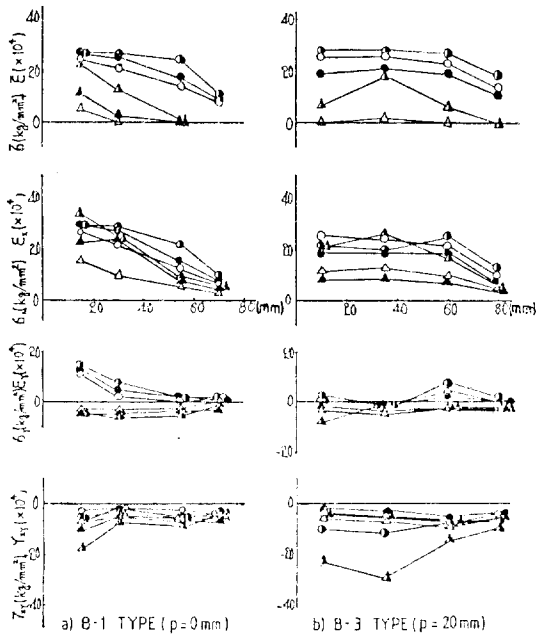


Fig. 7.

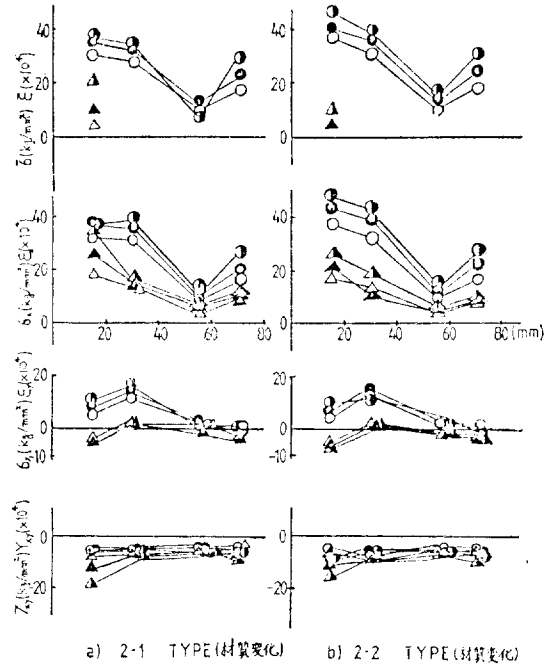


Fig. 9.

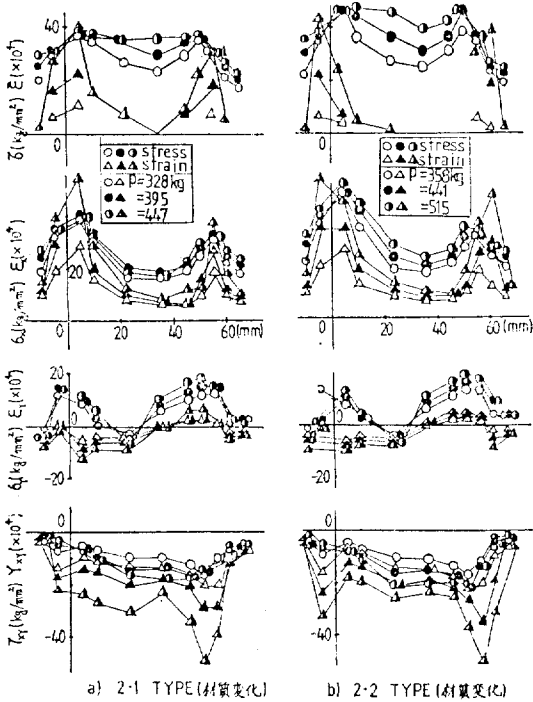


Fig. 8.

이것은, 脚長이 增加함에 따라 熔着量이 增加하고 필렛角度가 커짐에 따라서 降伏이 일어나는 要素들이 이루는 降伏面이 크게 다르기 때문이다.

Fig. 6, Fig. 7에 있어서는 熔入量을 變化시킨 경우로서, Fig. 3, Fig. 4와 類似한 傾向을 보이고 있으나 熔入量이 增加할 수록 이음部の 斷面積이 增加(즉, 不熔着部の 減少)하기 때문에 應力 및 스트레인의 分布가 더욱 平坦해 진다.

그리고 脚長, 필렛角度 및 熔入量의 變化에 있어서 전반적으로 荷重의 增加에 따라 應力の 分布가 均一하게 平均화된 是部 및 toe部에 있어서 應力集中率 이 둔화되기 때문이고 이는 塑性流動에 起因된다고 생각된다.

熔接金屬의 特性을 달리 했을때의 應力 및 스트레인의 分布를 나타낸 Fig. 8~9는 root 및 toe部 뿐만 아니라 材質의 相異에 依한 相境界에 있어서도 應力과 strain이 不均一한 分布를 나타낼을 볼 수 있다. 그리고, 이 값들이 root 및 toe部에 비해서 낮은 값을 나타내는 것은 필렛熔接이음에 있어서는 材質의 相異에 依한 影響보다 形狀 變化의 影響이 더 큼을 알 수 있다.

4.2. 初期降伏의 發生과 降伏進展

4.1. 節에서 보면 $\bar{\sigma}$ 및 $\bar{\epsilon}$ 의 不均一한 分布를 알 수 있는데 이 分布와 밀접한 關係를 갖고 있는 降伏의 發生과 進展狀況을 상세히 檢討하고자 한다.

荷重增加에 따른 降伏의 發生 및 進行을 Fig. 10~ Fig. 15에 나타내었다.

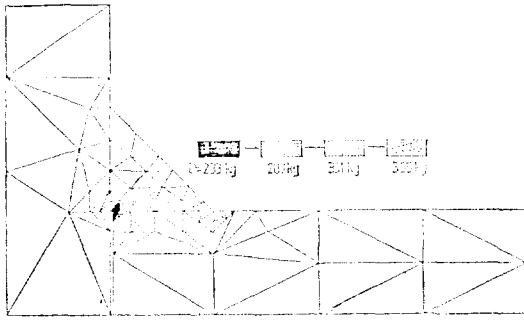


Fig. 10. Spread of plastic region in A-1 type

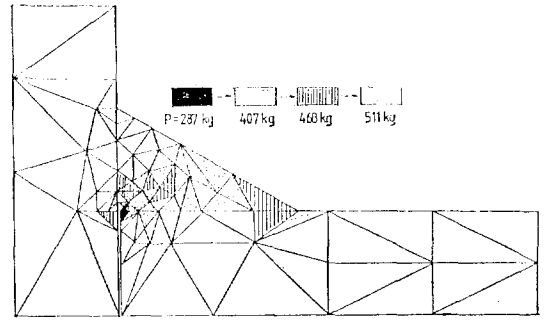


Fig. 11. Spread of plastic region in A-3 type

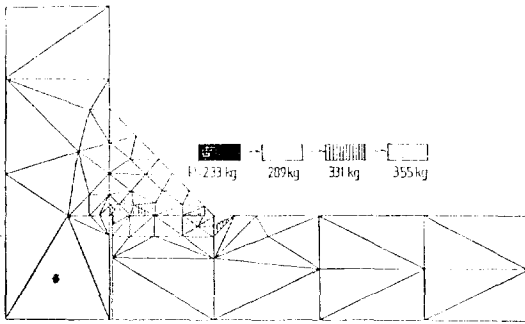


Fig. 12. Spread of plastic region in B-1 type

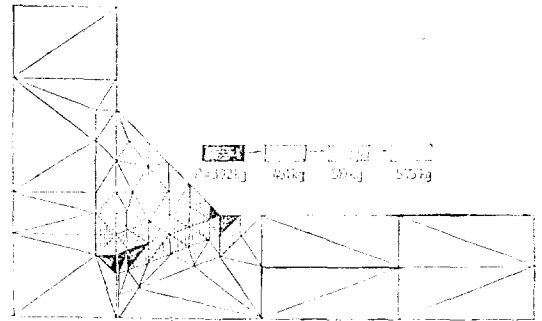


Fig. 13. Spread of plastic region in B-3 type

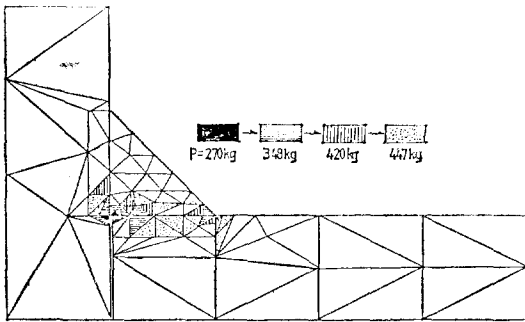


Fig. 14. Spread of plastic region in 2-1 type

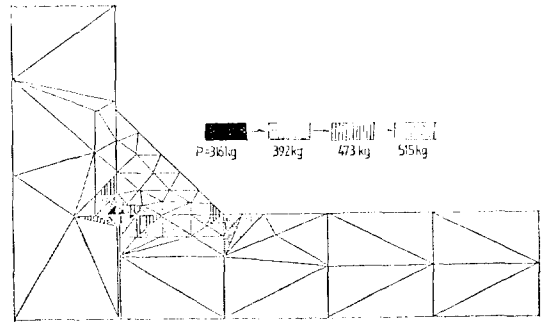


Fig. 15. Spread of plastic region in 2-2 type

어느 경우에도 荷重의 增加와 더불어 彈性應力集中이 큰 root部에서 먼저 降伏이 일어나고 다음으로 toe部에서 降伏이 일어나게 됨을 알 수 있다.

이는 彈性應力集中率이 높은 곳에서 初期降伏이 일어난 것은 당연하다고 하겠다. root部 및 toe部에 있어서 塑性域의 擴大範圍 및 進展速度는 荷重增加와 더불어 toe部보다 root部가 顯著하게 크고 빠르게 降伏領域도 대단히 좁은 領域에서 直線的으로 荷重軸에 對하여 어떤 方向으로 進行되어 필렛表面에 이르게 됨을 알 수 있다. 이 荷重軸과 降伏斷面이 이루는 角度는 Fig. 10~11에서 필렛角度 " θ_f "가 클수록 降伏角度가 커짐

을 알 수 있다.

또, Fig. 12~13에서 熔入量을 變化시키면 root部에서의 降伏의 전파와 toe部에서의 전파가 겹쳐져서 降伏斷面의 方向은 root部와 toe部를 맺는 斷面에서 일어난다.

따라서 降伏角度는 熔入量이 클수록 큰 角度로 된다. 그리고 熔入이 40mm되었을 때는 塑性變形이 대부분 主板에서 생기고 있음을 볼 수 있는데 이것은 이음部の 斷面積이 커짐에 따라 主板의 斷面積이 相對적으로 減少하기 때문이다.

또, 母材에 比해서 降伏應力 σ_f 가 높은 熔接棒을 使

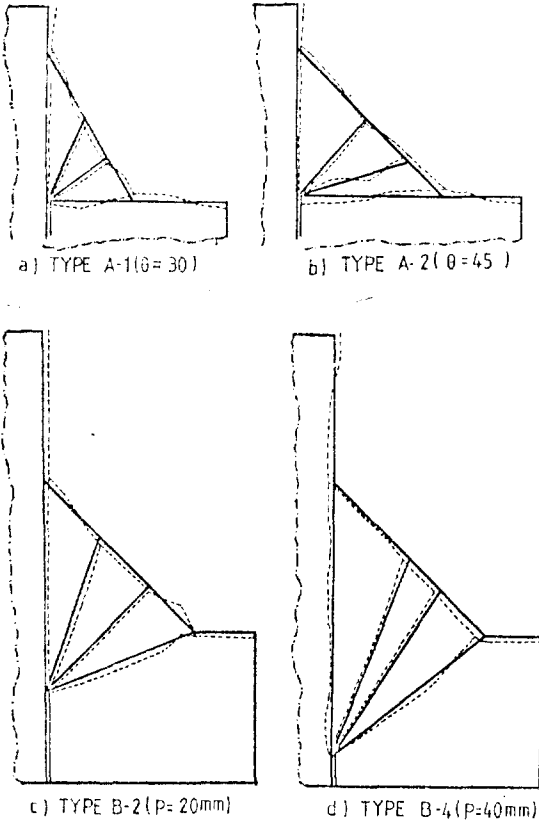


Fig. 16. Deformation of fillet

用한 경우인 Fig. 14~15에서, 材質이 모두 均一한 Fig. 10~13의 模型에 比해서 塑性域이 熱影響部로 進展되고 있음은 材質과 形狀의 影響이 중첩되어 나타나 것이라 생각된다.

그리고 2-2 type이 2-1 type에 比해 降伏進展速度와 塑性域의 擴大範圍가 좁은 것은 降伏應力의 差라는 觀點에서 當然한 것이다.

Fig. 16에서 나타낸 것은 필렛部에 있어서의 變形圖로서 (a)~(b)는 250kg의 引張荷重을 받고 있는 필렛 角度가 30°, 45°인 경우이고 (c)~(d)는 550kg의 引張 荷重을 받고 있는 熔入 20mm, 40mm인 경우이다.

이 그림에서 볼 수 있는 바와 같이 root部에 큰 變形이 나타나고 있음은 應力集中과 잇쪽의 toe部에 壓縮力이 일어나 필렛部에 굽힘이 作用하기 때문이라 생각된다.

그리고, 熔入量의 增加에 따라 變形이 크게 달라지는 것은, 위와 같은 급힘의 影響뿐만 아니라 降伏斷面이 특정한 方向으로 限定되는 것에도 크게 起因하고 있는 것으로 생각된다.

5. 結 論

本 研究는 應力分布가 複雜한 필렛熔接이음으로 되어 있는 十字形 熔接이음을 擇하여 필렛의 치수變化, 熔入量, 이음部에 있어서의 熱影響, 熔接金屬, 母材部의 材質의 差異에 따른 塑性的 舉動을 有限要素法에 依하여 解析한 結果, 다음과 같은 結論을 얻을 수 있었다.

1. 荷重增加에 따른 塑性變形過程에 있어서의 降伏 進行形態를 알 수 있었다.

2. 필렛部에 있어서의 塑性領域은 크게 擴大되지 않으며 대단히 좁은 領域에서 直線狀으로 나타나 필렛表 面에 이르게 됨을 알 수 있었다.

3. 필렛角度를 크게 하면 降伏角度가 커지며 熔入量을 變化시키면 降伏斷面은 root部와 引張軸方向의 toe部를 맞는 斷面に 一致한다.

4. 荷重이 增加함에 따라 降伏斷面上에서의 應力分布는 均一하게 되어 root部 및 toe部에 있어서의 應力 集中率이 均화되고, 特히, 그 값은 平準化됨을 알 수 있었다.

5. 上記 結果들은 實驗을 통한 研究結果들과 一致됨을 확인할 수 있었다. [1, 2, 3, 6]

參 考 文 獻

- [1] K. Sathod & K. Seo; "Mechanical Behaviour and Strength of Fillet Weld under Tension," Japan Weld Soci, Vol. 41, No. 3·4, 1972.
- [2] K. Sathod & K. Seo; "Mechanical Behaviour and Strength of Front Fillet Welded Joint," J. of the Japan Weld. Soci. Vol. 41, No. 10, 1972.
- [3] S. Matsushima, K. Nozawa; "Tensile Deformation Analysis of Bead Weld Based on Simple Three Zone Model," Japan Weld Soci. Vol. 50, No. 4, 1981.
- [4] Y. Ueda, K. Fukuda; "Study on type of Cracking of Fillet Weld based on Residual Stresses Calculated by F.E.M." Japan Weld Soci. Vol. 44, No. 3, 1975.
- [5] 山田嘉昭; "塑性 粘彈性" Computerによる 構造工學講座 II-2-A. 培風宮 1974.
- [6] 嚴東錫; "Study on Plastic Distribution of Front Welds," 1969. 12.

- [7] 嚴東錫; "Fillet Welding Joint의 파괴기구와 강도에 관한 연구" 大韓造船工學會誌, 1972, Vol. 7, No. 2.
- [8] J. Owen & E. Hinton; "Finite Elements in Plasticity," Pineridge Press, 1979.
- [9] 山田; "塑性力學, 日刊工業新聞社, 1977.
- [10] 寺澤一雄; "船體構造力學", 海文堂, 1976.
- [11] 三本木茂夫, 吉村信敏; "有限要素法에 의한 構造解析 Program," 培風宮, 1974.
- [12] H.C. Martin; "Introduction to Matrix Methods of Structural Analysis," Mc-Grawhill Book Co.
- [13] Johnson & Mellor; "Engineering Plasticity," Van Nostrand Reinhold Compony, 1975.

科學技術者倫理要綱

現代的 國家發展에 미치는 科學技術者의 役割의 重要性에 비추어 우리들 科學技術者는 우리들의 行動의 指針이 될 倫理要綱을 아래와 같이 制定하고 힘써 이를 지킴으로써 祖國의 近代化에 이바지할 것을 깊이 銘心한다.

1. 우리들 科學技術者는 모든 일을 最大限으로 誠實하고 公正하게 處理하여야 한다.
2. 우리들 科學技術者는 恒常 專門家로서의 權威를 維持하도록 努力하며 自己가 所屬하는 職場 또는 團體의 名譽를 昂揚하여야 한다.
3. 우리들 科學技術者는 法律과 公共福利에 反하는 어떠한 職分에도 從事하여서는 안되며, 의아스러운 企業體에 自己의 名稱을 빌려주는 것을 拒絕하여야 한다.
4. 우리들 科學技術者는 依賴人이나 僱傭主로부터 取得 또는 그로 因해 얻어진 科學資料나 情報에 對하여는 秘密을 지켜야 한다. 또는 他人의 資料情報를 引用할 때는 그 出處를 밝혀야 한다.
5. 우리들 科學技術者는 誇張 및 無根한 發言과 非權威的 또 眩惑的 宣傳을 삼가야 하며 또 이를 制止하여야 한다. 特히 他人의 利害에 關係되는 評價報告 및 發言에는 慎重을 期하여야 한다.
6. 우리들 科學技術者는 어떠한 研究가 그 依賴者에게 利益이 되지 않음을 아는 경우에는 이를 미리 알리지 아니하고는 어떠한 報酬를 위한 研究도 擔當하지 않는다.
7. 우리들 科學技術者는 祖國의 科學技術의 發展을 위하여 最大限으로 奉仕精神을 發揮하여야 하며 또한 이를 위한 應分의 物質的 協助를 아껴서는 안 된다.