

解 說

大韓 熔接 學會 誌
第3卷第2號 1985年 11月
Journal of the Korean
Welding Society
Vol. 3, No. 2, Nov., 1985

熔接殘留應力과 그 制御*

岩 田 光 正**

1. 序 言

熔接構造物에 分布하는 殘留應力은 熔接構造物의 脆性破壞強度, 疲勞強度, 挫屈強度 等に 影響을 미칠 뿐 아니라 여러가지의 熔接균열이나 應力腐蝕균열(SCC)의 原因이 된다. 그렇기 때문에 오래전부터 熔接殘留應力과 그 영향에 관한 實驗的, 解析的 연구가 행해져왔다. 最近에 構造物이 大型化되어 감에 따라 高強度이고 두꺼운 鋼材를 많이 사용하게 되었다. 高張力鋼 熔接이음부는 軟鋼이음부에 비하여서 上述의 破壞強度가 반드시 높지 않고 균열에 대해서는 오히려 더 민감하기 때문에 熔接殘留應力에 대해서 한층 주의하여야 할 필요가 증대되었다.

1977年 11월에 London에서 「熔接構造物의 殘留應力과 그影響」에 관한 國際會議가 열리고 40篇이 넘는 연구보고서가 발표되었다. 그 가운데에서는 高張力鋼을 비롯한 各種構造用 stainless steel, clad steel 등을 사용한 船體, 海洋構造物, 橋梁과 原子力, 化學, 電力 plant의 壓力容器, 配管 等の 殘留應力을 주제로 하고 있으며 殘留應力의 解析(5篇), 計測(6篇), 應力除去 플립 및 SR균열(8篇), 熔接균열과 SCC(4篇), 용접이음 및 構造物의 강도와 변형에 대하여 검토한 것들이 포함되어 있다.

實用熔接構造物에 분포하는 殘留應力은 局部的인 加熱, 冷却에 따른 不均一溫度分布에 의하여 발생하는 熱塑性스트레인에 起因하는 狹義의 熔接殘留應力과 他部材에서 받는 變形拘束에 의한 拘束應力이 중첩된 것이므로 이음形狀, 熔接條件 等の 影響을 현저하게 받는다. 또한 拘束應力은 構造物의 形狀에 따라 크게 달라

지기 때문에 熔接構造物의 殘留應力은 小型 이음材 試驗片의 결과로 부터 類推하는 것이 곤란하고 非破壞的으로 測定하는 것이 바람직하다 하겠다.

X線應力測定法은 結晶의 格子間 距離를 標點으로 하는 格子變形度를 X線回折現象을 利用하여 直接測定하여 應力을 구하는 것이다. 따라서 比較材의 校正曲線으로 부터 間接的으로 應力을 측정하는 磁氣法이나 超音波法 等の 非破壞測定法에 비하여 X線應力測定法은 殘留應力과 같은 内部應力의 非破壞測定法에 알맞고 지금까지 많은 연구자에 의하여 熔接部에 적용시키기 위한 시도가 행해졌었다. 앞서 말한 國際會議에서도 X線應力測定法을 취급한 論文이 6篇이고 그 가운데서 3篇이 熔接構造物 또는 이음부에 이 방법을 적용한 것이다. 그래서 本稿에서는 먼저 熔接殘留應力의 發生機構와 算法, 測定法에 대하여 기술하겠다. 또 殘留應力이 熔接이음부의 破壞強度 및 熔接균열에 미치는 영향, 熔接殘留應力의 對策과 利用法에 대하여 日本에서의 연구를 중심으로 소개하겠다.

2. 熔接殘留應力의 發生機構

맞대기 熔接이음에서 殘留應力이 어떻게 발생하는가를 생각해보자. 2개의 軟鋼板을 용접하기 전에 Fig. 1(a)의 점선과 같이 절단하고나서 (b)와 같이 熔接線의 兩端面에 빗금친 剛體部材로 완전히 고정하여 둔다. 그 후에 맞대기용접을 용접선에 실시한다. 剛體를 통하여서 양측의 部材에는 熔接熱이 전달되지 않는 것으로 한다. 그러면 中央部材 A는 자유로운 熱膨脹이 저지되기 때문에 壓縮熱應力이 생긴다. 이 熱應力과 中央部材 A의 溫度와의 관계를 模式的으로 나타내면 Fig. 1(c)와

* 1985年 7月 20日 第3回 熔接技術講習會에서 행한 것임.

** 工學博士, 日本 廣島大學 工學部

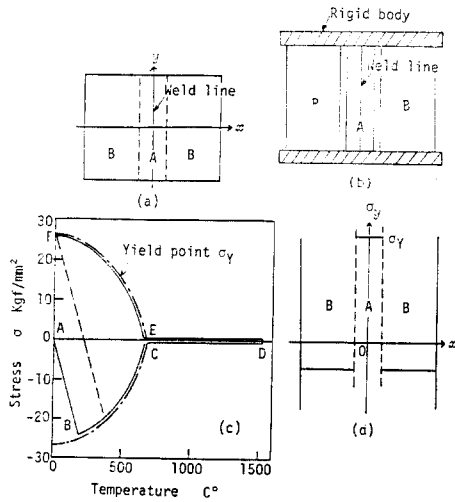


Fig. 1. Mechanisms producing residual stress

같이 된다. 鐵鋼材料的 降伏點 σ_y 는 溫度가 상승함에 따라 一點鎖線과 같이 감소하기 때문에 熱應力은 A—B—C—D와 같이 변화한다. B—C의 過程에서 中央部材 A에는 壓縮塑性變形이 일어나고 C點에서는 σ_y 가 零이 된다. 熔接을 완료하고 冷却過程에 들어가면 E點까지는 σ_y 가 零이기 때문에 中央部材에는 應力이 발생하지 않는다. 中央部材 A는 加熱時의 B—C 過程에서, 壓縮의 塑性變形으로 實質的으로는 짧아졌고 그 위에 冷却에 의한 수축변형이 추가된다. 兩側部材 B는 이 수축변형을 지지하기 때문에 E點 이하의 온도로 냉각한 시점에서는 中央部材 A에는 引張熱應力이 생긴다. 이 熱應力은 降伏點 σ_y 의 상승에 따라 증대하고 완전히 냉각한 후에는 F點에 이르게 된다. 즉 中央部材 A에는 σ_y 와 같은 引張殘留應力이, 이것과 평형을 이루는 壓縮殘留應力이 兩側部材 B에, Fig.1(d)와 같이 분포한다. 實際의 맞대기 熔接이음에는 Fig.2와 같은 殘留應力이 分布한다. Fig.2 (a)에 나타낸 A의 分布가 Fig.1 (d)의 分布에 해당된다. 이 x축상의 σ_y 의 최대치가 軟鋼의 降伏

點에 이르고있다. y축상에서의 σ_y 는 B와같이 분포한다. 앞서 말한 바와같이 σ_y 는 熔接 bead의 자유스런 縱收縮이 저지된 결과 발생한 것이지만 熔接 bead의 자유스런 橫收縮도 이미 응고한 熔接金屬에 의하여 저지되기 때문에 熔接線에 직각방향의 殘留應力 σ_x 도 발생한다. 그 x축 및 y축상의 분포를 Fig.2 (b)에 나타내었다. σ_x 의 최대치는 σ_y 의 1/3~1/4 정도에 지나지 않는다.

熔接線 方向의 殘留應力 σ_y 의 최대치는 軟鋼熔接이음에서는 그 降伏點 σ_y 에 거의 같지만 高張力鋼 熔接이음에서는 母材의 降伏點보다 훨씬 낮은 값이 된다. 高張力鋼의 경우 Fig.1 (c)에서 보는 바와 같은 熱應力과 溫度와의 관계는 Fig.3과 같이 된다. 降伏點 σ_y 가

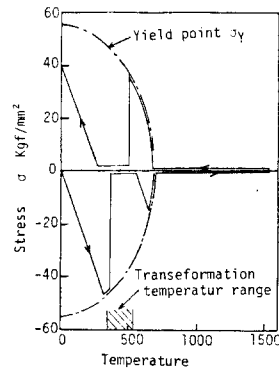


Fig. 3. Stress-temperature curve for middle bar of high strength steel in Fig.1 (b)

零이 되는 700°C 이하의 溫度에서 Ferrite-Austenit 同素變態가 일어나는 高張力鋼 熔接이음에서는 冷却時의 熱收縮이 Austenite에서 Ferrite 또는 Martensite로 變態하는데 따른 膨脹에 의하여 상쇄되기 때문에 引張熱應力이 變態溫度 範圍에서 일단 감소한다. 그 결과 冷却 後의 殘留應力 σ_y 는 降伏點 σ_y 의 60~70%에 머물게 된다.

3. 拘束應力과 拘束度

前節에서 말한 殘留應力의 發生原因은 이음부가 불균일하게 加熱되기 때문에 熔接部의 자유스런 收縮이 溫度가 상승하지 않는 母材部에 의해서 저지되는 현상 즉 內部拘束에 있다. 이 收縮變形이 이음의 외부에서 가해지는 힘 즉 外部拘束에 의하여 저지되는 일이 있다.

Fig.4 (a)에서와 같이 一端固定인 이음에 발생한 熔接 後의 自由收縮量 S는 同圖(b)와 같이 이음의 端이 固定되었을때 固定된 壁에서 받는 拘束力 P에 의하여 완

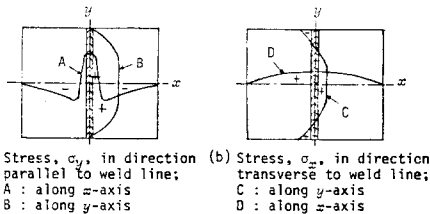


Fig. 2. Residual stress distributions in butt welded joint

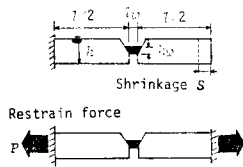


Fig. 4 Restrained butt joint

전히 지지된다. 이 拘束力 P 에 의하여 熔接部에 생기는 應力を 拘束應力이라 부른다. 따라서 Fig.5에 나타난 바와 같이 兩端이 固定된 熔接이음의 殘留應力 分布는 同圖 (b), (c)와 같이 된다. 熔接線 方向의 殘留應力 σ_y 는 拘束力 P 의 영향을 받지 않지만 그에 직각인 방향의 殘留應力 σ_x 는 Fig.5 (c)에서 보는 바와 같이 前節에서 말한 内部拘束에 의한 殘留應力 I과 外部拘束에 의한 殘留應力 II가 중첩된 것이다.

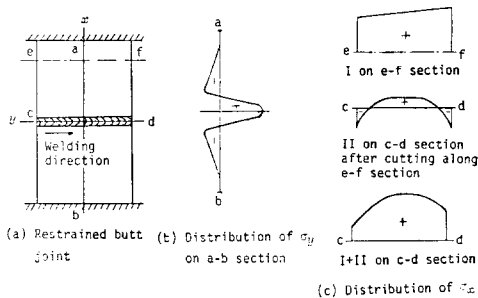


Fig. 5. Residual stress distribution in restrained butt joint

熔接線에 직각방향의 殘留應力 σ_x 가운데 内部拘束에 의한 것은 熔接部의 降伏應力 σ_y 의 1/3~1/4 정도이지만 外部拘束에 의한 殘留應力은 이음形狀의 영향을 강하게 받는다. 拘束應力이 높게 되면 熔接균열이 발생하는 일도있고 또 脆性破壞나 疲勞破壞強度를 저하시킨다. Osaka 大學의 Watannabe, Satoh 教授¹⁾는 拘束應力에 미치는 이음形狀의 효과를 다음과 같이 定量的으로 평가하고 있다. Fig.3에서 이음부의 兩端이 고정되어 있을때 自由收縮量 S 는 母材의 늘어남 길이 λ_b 와 熔接金屬의 늘어남 길이 λ_w 에 의하여 보충되고 재료의 中탄성계수를 E 라 하면 다음 식과 같이 나타낼 수 있다.

$$S = \lambda_b + \lambda_w = \left(\frac{1}{R_F} + \frac{1}{R_{Fw}} \right) P \quad (1)$$

$$\text{여기서, } R_F = \frac{hE}{l}, \quad R_{Fw} = \frac{h_w E}{l_w} \quad (2)$$

$l_w \ll l$ 이고 $R_F \ll R_{Fw}$ 로 되기 때문에 熔接金屬에 작용하는 bead에 직각방향의 應力 즉 拘束應力 σ_w 는 다음 식과 같이 된다.

$$\sigma_w = \frac{P}{h_w} = \frac{S}{h_w} \cdot \frac{R_F}{\left(1 + \frac{R_F}{R_{Fw}}\right)} \approx \frac{S}{h_w} R_F \quad (3)$$

S/h_w 는 熔接金屬의 熱的性質과 熔接入熱에 의존하는 量이고 R_F 는 (2)식에서 보는 바와 같이 이음형상에 의하여 결정되는 값이다. 이 R_F 는 拘束度라고 하며 板두께 h 가 두꺼울수록 이음材의 폭 l 가 넓을수록 拘束度 R_F 는 크게된다. R_F 가 크게되면 (3)식의 σ_w 는 커지기 때문에 R_F 를 熔接균열의 기준으로 생각할 수 있다. 대표적인 용접이음 형상에 대한 구속도 R_F 가 구해져 있다.²⁾

4. 熔接殘留應力の 解析

Watanabe,³⁾ Masubuchi,⁴⁾ Fujimoto⁵⁾ 등에 의하여 맞대기 熔接이음에 분포하는 熱應력과 殘留應力の 解析의 연구가 행해져왔다. 最近에는 전자계산기를 이용한 有限要素法에 의한 熱彈塑性計算이 성행하고 있다. 이

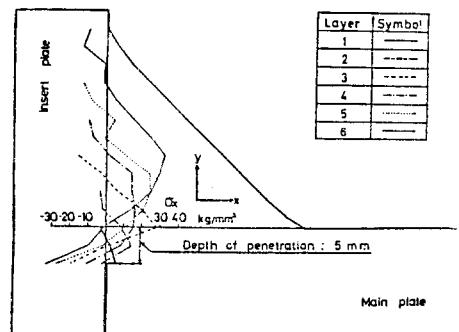
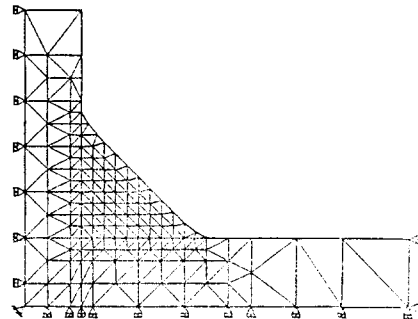


Fig.6. Residual stress distribution calculated by F.E.M. in fillet welded joint

數値解는 理論解와 같은 一般性은 없지만 嚴密性에서는 우수하고 또 맞대기熔接이음 뿐만 아니고 필릿熔接이음등 任意의 형상을 갖는 이음에도 적용할 수 있는 점이 長點이다.

Fig. 6은 著者等⁷⁾이 필릿熔接이음에 대하여 실시한 數値計算 結果의 一例를 보인 것이다. 部分용입의 多層 필릿熔接이음이지만, 各層의 熔接이 종료한 단계에서의 殘留應力 分布를 나타낸 것이다. 이와 같이 實測이 곤란한 루트부나 토우부에서도 상세히 殘留應力值를 알 수 있다. 또 이 방법에서는 移動熱源에 의한 溫度와 熱應力의 分布를 時間에 따라서 계산하고 있기 때문에 大入熱 片面 submerged arc 熔接에 있어서 終端균열의 發生 機構도 이 방법에 의하여 해명되고 있다.⁸⁾

上述의 數値計算에서는 Fig. 6에서 보는 바와 같이 要素分割작업을 하지 않으면 안되고 방대한 계산시간이 필요하다. 理論解가 아니기 때문에 이음폭 W , 母材의 두께 h , 熔接入熱 Q 가 변하면 그때마다 계산을 새로하여야 할 필요가 있다. 그래서 Satoh, Terasaki⁶⁾는 이들 因子를 고려한 殘留應力 分布의 簡易式을 유도하고 있다. 이 방법에 의하면 Fig. 5 (b)에 나타낸 σ_x 의 分布의 概略이 簡單한 代數計算式에 의하여 얻어진다. 有限 要素法에 의하여 實用性이 높다고 생각된다.

5. 殘留應力의 測定法

實際의 熔接이음에 있어서 殘留應力 分布는 지금까지 보아온 바와 같이 단순하지 않고 맞대기熔接이음에서조차 熔接順序 等에 의하여 복잡하게 변화한다.⁹⁾¹⁰⁾ 또 多層熔接을 행하는 두꺼운 板의 多層熔接이음에서는 板 두께의 방향에도 복잡한 殘留應力 分布가 나타난다.¹¹⁾ 實際의 熔接構造物에서는 위에서 말한 拘束應力이 추가되기 때문에 그 殘留應力 分布는 小形의 이음材 試驗片에서 얻어진 實測值나 計算值에서 推定할 수가 없다. 따라서 實構造物의 殘留應力을 정확히 파악하기 위해서는 實測하는 방법 이외에는 없다고 하여도 과언이 아닐 것이다.

殘留應力의 測定에는 오래전 부터 應力弛緩法이라고 불리는 방법이 이용되어 왔다. 이 測定法은 測定點에 標點을 찍고 이 標點間거리 l_0 를 測定한 후에 測定部를 標點의 周圍에서 도려내어 測定部의 殘留應力을 解放한다. 解放 後의 標點거리 l_1 를 測定하여 解放스트레인으로 부터 解放 前에 測定點에 분포하고 있던 殘留應力值를 구할 수 있다. 이것은 이음부에 구멍을 뚫는 破壞의 方法이기 때문에 實構造物에 적용할 수 없다.

測定對象이 두꺼운 板일 경우에는 多小의 두께 감소

를 각오하고 다음과 같은 修正 Gunnert 법이라고 불리는 方法을 實構造物에 적용시킬 수 있다. 測定點에 전기저항선 strain gage를 測定點에 붙이고 Fig. 7에 나타낸 것과 같이 strain gage 주위에 홈을 판다. 홈의 깊

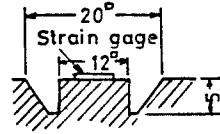


Fig. 7. Stress relaxation (Modified Gunnert) method

이는 gage base의 직경의 40%정도로써 충분하고 이 정도의 깊이의 홈을 파면 표면의 應力은 거의 解放되는 것을 實驗과 有限要素法에 의한 計算으로 확인하고 있다. 이 방법 또한 관두계를 회생시키는 점에서 本質적으로는 破壞의이고 또 高張力鋼熔接構造物 등에서는 notch를 남기는 것이 되므로 좋은 방법이라고는 할 수 없고 비파괴적인 殘留應力 測定法이 바람직스럽다.

非破壞的인 殘留應力 測定法으로서는 磁氣變形度法,¹²⁾ 超音波法¹³⁾, X線應力測定法이 있다. 磁氣變形度法 및 超音波法은 strain을 직접 측정하는 방법이 아니고 物體內에 분포하는 應力의 크기에 따라서 磁化曲線 또는 音速이 변화하는 것을 이용하는 방법이다. 그러나 이들의 物性和 應力의 관계가 物理學的으로 명확하지 않고 材質이나 溫度 등의 영향을 받기 쉽기 때문에 實驗的으로는 성공하고 있지만 實用단계에는 이르지 못하였다고 할 수 있다.

이에 대하여 X線應力 測定法은 結晶格子點을 標點으로 한 스트레인을 X線回折現象을 이용하여 측정하고 Hooke 法則을 사용하여 應力을 구하는 것이기 때문에 約 50年 前부터 연구되고 이미 實用化 되어 있으며 다음과 같은 特徵을 갖고 있다.

1) 스트레인이 없는 結晶格子點間거리가 物理定數로서 既知이고 이것을 標點거리로 취하여 스트레인을 구한다.

2) 따라서 應力을 解放시켜 無負荷時의 標點距離를 구할 필요가 없고 非破壞的으로 殘留應力을 구할 수 있다.

3) 直徑 4mm 정도의 좁은 범위에 있는 應力을 測定할 수 있다.

4) X線回折을 이용하기 때문에 測定하려는 것이 多結晶體가 아니면 안되고 結晶粒이 미세하고 그 方位가 무질서 할수록 精度가 높게 測定 可能하다.

5) 塑性스트레인의 測定은 안된다.

著者は 이와 같은 長點과 欠點을 理解하고 나서 15年 前부터 이 方法의 實用化에 진력하였다. 그 당시 X線 應力測定裝置는 大型이고 무거웠으며 實驗室의 測定技術로서는 거의 完成단계에 이르렀지만 實際의 熔接構造物에 적용할 수 없었다. 裝置製造會社를 열심히 指導한 結果 現在에는 小型이고 輕量인 裝置가 市販되게끔 되어, 13) 實際의 熔接構造物에 대한 X線에 의한 殘留應力測定이 가능하게 되었다. 또한 그 당시 X線에 의해서 測定된 스트레인에서 應力을 解析하는 方法으로서 $\sin^2\psi$ 法¹⁴⁾이라고 불리우는 方法밖에 없었기 때문에 X線應力測定法은 맞대기熔接이음에서 밖에 適用할 수 없었다. 그러나 著者は $\sin^2\psi$ 法을 보다 一般化 시킨 ϕ - $\sin^2\psi$ 法¹⁵⁾을 제안하여 Fig. 8에서 보는 바와 같이 필릿熔接 비드에 가까운 測定點의 殘留應力에 대해서도 X線應力

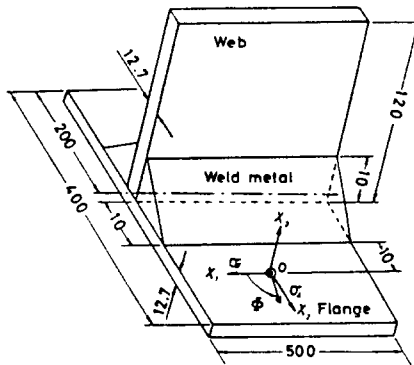


Fig. 8. Details of fillet welded joint (0 : measured point)

測定法을 適用시킬 수 있게 되었다. 이 方法으로 測定 結果를 修正 Gunnert法에 의한 破壞測定 結果와 比較하여 Table. 1에 나타내었다. 兩測定値는 잘 일치하고 있다. 더구나 著者の 方法으로서는 Fig. 9에서와 같이 모든 回折 X線을 이용하여 얻어진 任意의 方向의 스트레인 성분을 應力解析에 利用할수 있다. 따라서 同圖의 $\omega=0^\circ$ 에서의 回折 X線만을 이용하는 경우와 비교해 볼 때 Fig. 10에서 보는 바와 같이 應力解析에 利用하는 스

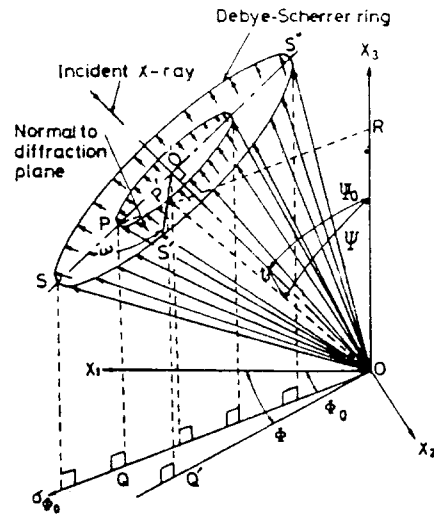


Fig. 9. X-ray diffraction by polycrystal

Domain	Symbol		Angle of counter scanning plane, ω	Sample size, n (degrees of freedom, f)
	Boundary	Observation		
I	---	x	fixed at 0°	18 (14)
II	---	o	variable	61 (57)

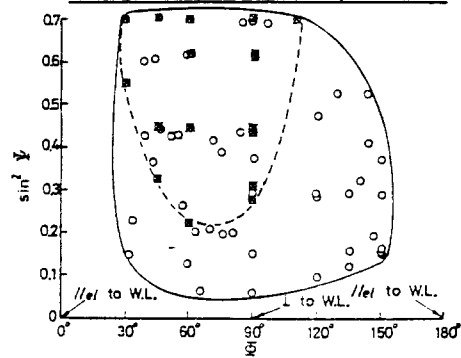


Fig. 10. Domain on direction, (ϕ, ψ) , of normal to diffraction plane with measurable diffraction angle

Table 1. Residual stresses in fillet welded joint obtained by ϕ - $\sin^2\psi$ method and modified Gunnert method using strain gage.

Method	Stress MPa		Direction of principal stress, γ deg.
	Parallel to weld line, $\sigma_{//}$	Transverse to weld line, σ_{\perp}	
ϕ - $\sin^2\psi$	169	88	-24.5
Gunnert	159	73	-23.9

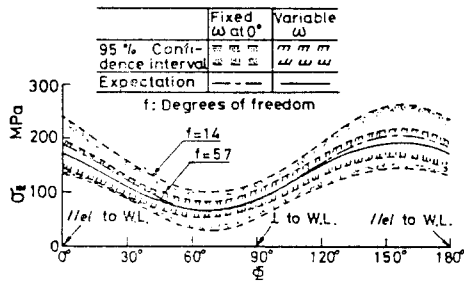


Fig. 11. Expectations and 95% confidence intervals of stresses, σ_ϕ , obtained on the basis of diffraction angle, $\theta_{\phi\psi}$, measured with variable and fixed angles, ω , of counter scanning plane

트레인 성분을 모든 방향의 角度(ϕ, ψ)에 대하여 구할 수 있기 때문에 Fig. 11과 같이 높은 精度로서 應力解析을 실시할 수 있다. 이 測定法을 필렛熔接部에 適用시키기 위하여 Fig. 12와 같은 專用 測定裝置가 著者에 의하여 試作되었다.

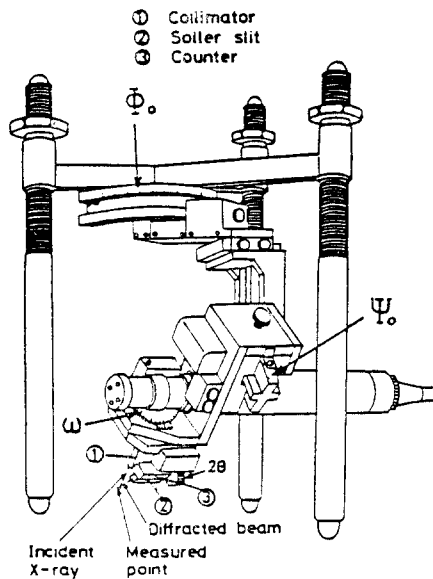


Fig. 12. New type diffractometer used to ϕ - $\sin^2\psi$ method

X線測定法도 다른 測定法과 같이 萬能인 것은 아니다. 鋼材의 測定에 있어서는 鋼 속에 포함되어 있는 Ferrite 結晶(α 相)의 應力을 測定하는 것에 지나지 않고 鋼 中에 포함되어있는 다른 組織成分인 Cementite

(θ 相)의 應力은 測定되지 않는다. 따라서 Fig. 13과 같이 兩相의 降伏點이 다를 경우 塑性變形後의 應力은 X線法과 strain gage를 이용한 應力弛緩法과는 測定結

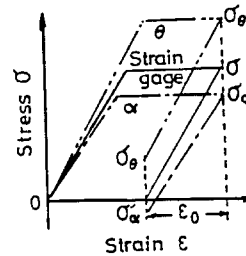


Fig. 13. Initiation mechanism of base-line stress

Steel	Dimension, mm		Heat input KJ/cm
	W	L	
K5D	2000	2200	178

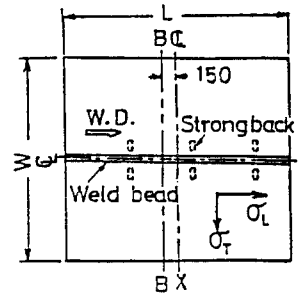


Fig. 14. Welded joint

果가 다르다. Fig. 14에서와 같은 大型의 맞대기이음에 대하여 兩測定法에 의하여 구한 殘留應力分布를 比較하면 Fig. 15와 같이 된다. 母材部에서는 兩測定法에 의한 分布가 거의 일치하지만 塑性變形을 일으킨 熔接金屬과 bond部에서는 兩者는 분명히 서로 다르며 熔接線方向의 殘留應力 σ_L 은 X線에 의한 測定値가 strain gage에 의한 測定値에 비하여 약 10kgf/mm^2 낮고, 直角方向의 殘留應力 σ_T 는 반대로 X線에 의한 測定値가 약 4kgf/mm^2 높게 되어 있다.

이 測定結果를 보고 X線應力 測定法에 대하여 비판할 필요는 없다. X線應力 測定法에서는 結晶의 彈性스트레인이 測定되는 것이고 轉位나 雙晶에 기인하는 塑性스트레인은 原子間 距離가 變化하기 때문에 X線에

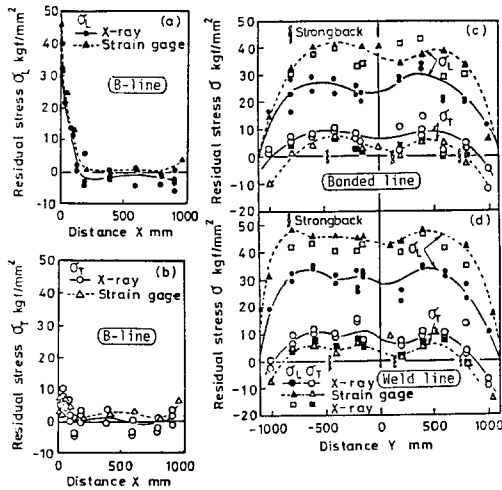


Fig. 15. Residual stress distributions in joint of K5D

의한 測定의 對象에서 제외되는 것이다. 彈性스트레인 단이 발생하는 母材部의 殘留應力을 아는 것만으로도 매우 유용한 지식을 얻을 수 있기 때문에 이 方面으로 X線應力測定法을 活用하여야 할 것이다. 그 한 예를 다음에 보이겠다.

日本 非破壞檢査協會(NDI)의 第4分科會 414小委員會에서는 3節에서 말한 拘束應力을 X線應力測定法에 의하여 母材部에서 非破壞測定에 성공하였다. Fig. 16은 그 研究成果의 一例을 나타내고 있는데 H型拘束試驗片의 母材部(B-斷面 및 兩側의 拘束部材)의 應力을 X線應力測定法과 應力弛緩法에 의하여 測定한 結果이다. X

線에 의하여 測定한 熔接部材의 B斷面에서의 應力值은 拘束部材와 거의 평형을 이루고 있고 應力弛緩法에 의한 測定値와도 잘 일치해 주고 있다. B斷面の 應力이 母材에서 測定된 拘束應力이다. 이와 같이 X線應力測定法은 母材部의 應力值을 정확히 파악하고 있고 이 方法을 사용하면 實測 이외에는 다악하기 곤란한 拘束應力을 非破壞的으로 얻을 수가 있다.

6. 殘留應力의 影響

맞대기熔接이후에 熔接線 方向의 引張負荷를 작용시키면 殘留應力에 負荷에 의한 應力이 중첩되어 應力分布은 다음과 같이 변화한다. Fig. 1에 나타내었던 것과 같이 熔接部의 應力은 이미 降伏點 σ_Y 에 도달하였기 때문에 引張負荷에 의해서는 큰 塑性變形을 일으킬 뿐이고 應力은 올라가지 않는다. 母材部가 負荷의 대부분을 부담하고 있고 이 부분의 應力이 대폭으로 增加한다. 따라서 熔接部에 notch와 같은 결함이 없이 延性이 풍부한 경우에는 殘留應力이 靜的強度에 미치는 영향은 거의 없다. 熔接部가 塑性變形을 일으킨 후에 負荷를 제거하면 熔接部의 殘留應力은 거의 解放된다. 이 現象은 殘留應力의 緩和法으로서도 이용할 수 있다.

熔接部가 低應力 脆性破壞를 일으키기 쉬운 이유로서는 熔接部의 脆化나 熔接결함을 들수 있지만 그 밖에도 그 곳에 分布하고있는 높은 引張殘留應力도 유력한 原因이 된다는 것이 Wells,¹⁶⁾ Kihara¹⁷⁾등에 의하여 밝혀져 있다. 熔接균열 등의 notch 先端에 높은 引張殘留應力이 집중적으로 분포하고 여기에 外部荷重이 중첩되어 遷移溫度를 크게 上昇시키는 것을 Satoh, Toyoda¹⁸⁾에 의하여 定量的으로 나타내고 있다. Masubuchi¹⁹⁾등은

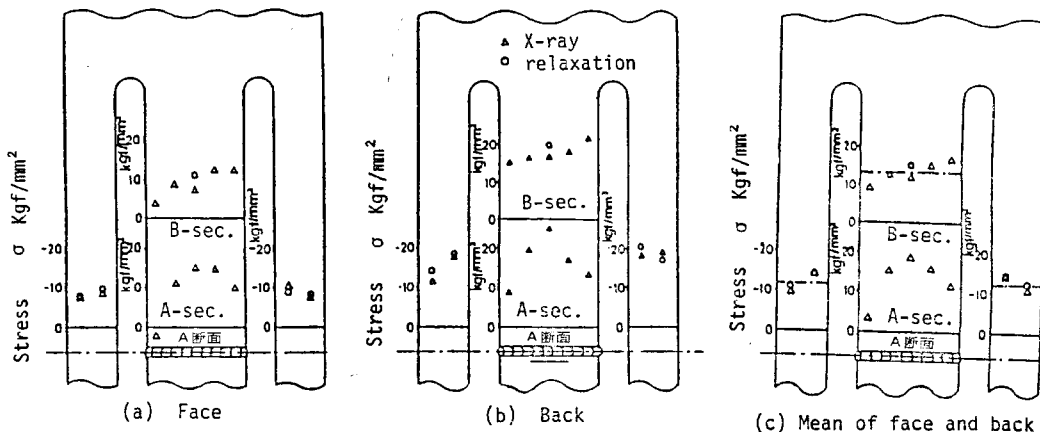


Fig. 16. Stress distribution in H-type restrained specimen

crack을 포함하고 있는 이음에 脆性破壞試驗을 실시하기 전에 室溫에서 予荷重을 주고 그 후에 低溫에서 脆性破壞試驗을 행하여 破壞應力이 현저히 上昇하는 것을 알았다. 이것은 潛在 crack 先端의 引張殘留應力이 室溫에서 주어진 予荷重에 의하여 低下했기 때문이다. 이 現象은 予荷重効果라 하며 예를 들면 壓力容器的 水壓試驗에서는 이와 같은 效果가 期待된다.

熔接部에 분포하는 引張殘留應力은 疲勞強度를 低下시키지만 熱的 또는 機械的 처리에 의하여 발생한 壓縮殘留應力은 이음부의 疲勞強度를 向上 시키는 것이 Kudryavtsev,²⁰⁾ Trufyakov²¹⁾에 의하여 알려졌다. 그러나 應力除去 풀림에 의하여 疲勞強度가 그다지 改善되지 않

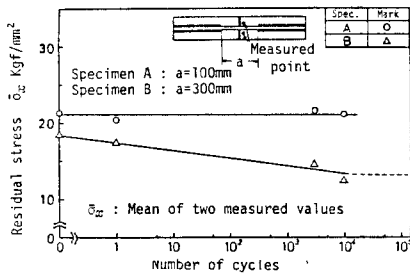


Fig. 17. Changes in residual stress by alternative loading

으며,²²⁾ 壓縮應力을 발생시키는 처리가 材質의 變化를 수반하게 되는 일이 있으므로 疲勞強度에 미치는 殘留應力의 效果를 의문시 하는 사람도 있다. 그리고 殘留應力이 반복하중에 의하여 감소하는 일도 있다. Fig. 17은 著者の 實驗結果로서 T型단면에서의 殘留應力이 반복하중에 의하여 얼마만큼 變化하는 가를 나타낸 것이다. 負荷의 크기에 의하여 그 推移가 다른 것을 알 수 있다. 이와 같은 現象과 같이 複雜하기 때문에 疲勞強度에 미치는 殘留應力의 影響을 定量的으로 檢討하는 것이 어려운 것이다. Gurney도 최근의 著書²³⁾에서 疲勞強度에 미치는 殘留應力의 影響은 應力比에 의존하며 殘留應力이 감소하지 않도록 될 수 있는 한 큰 試驗片을 이용하지 않으면 殘留應力의 效果를 定量的으로 파악할 수 없다고 말하고 있다.

Fig. 18 (a)에서 보는 바와 같이 맞대기熔接이음부를 갖고있는 大型 I斷面熔接組立 girder에 대하여 溶融亞鉛鍍金처리가 疲勞強度에 미치는 影響을 조사한 著者²⁴⁾의 實驗結果에 의하면 同圖(b)에서와 같은 水冷처리 방법에 의하여 同圖(c)에서와 같이 疲勞強度가 현저하게 다르게 되는 것으로 보아서 殘留應力은 疲勞強度에 影響을 미친다고 생각하는 것이 타당할 것이다.

Fujita²⁵⁾는 彈性撓屈에 있어서 熔接 bead가 板의 側面에 있을 때는 撓屈荷重이 감소하지만 板의 中央에

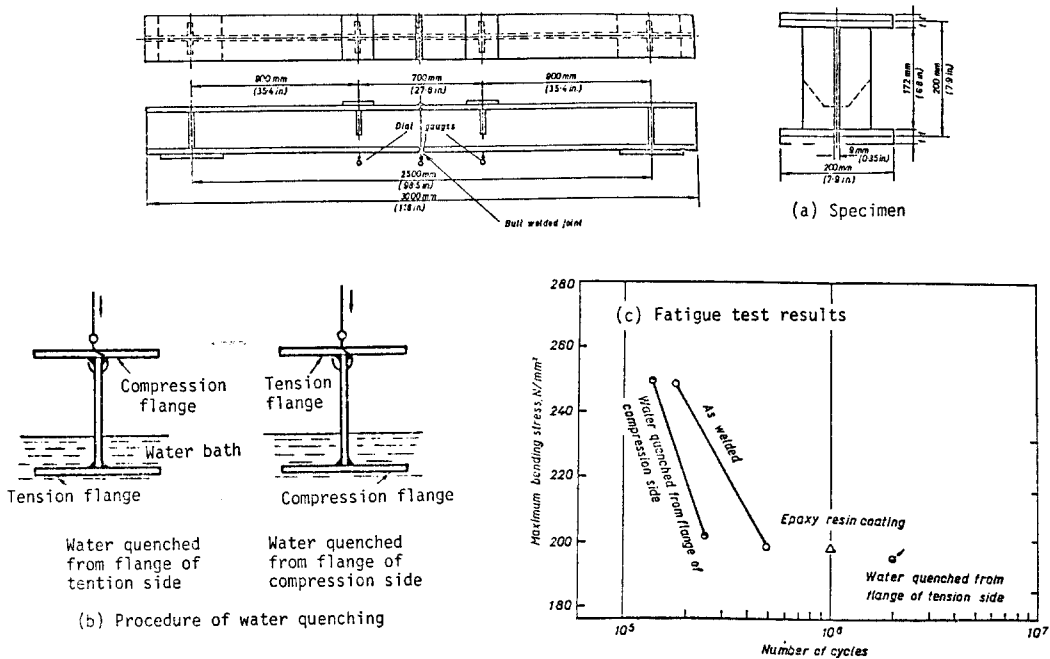


Fig. 18. Effect of cooling procedure on fatigue strength of hot-galvanized I-beam with butt welded joint

있을때는 挫屈強度가 增加하는 일도 있다는 것을 理論解析과 實驗에 의하여 확인하였다. Osaka의 南港連絡橋에는 그 一部에 처음으로 80kgf/mm²級 高張力鋼이 사용되었지만 그 主要部材인 pilot member에 대해서는 應力弛緩法에 의하여 殘留應力이 조사되었고 그 결과를 근거로하여 挫屈強度를 고려한 許容應力度가 정해졌다.²⁶⁾ 序言에서 말한 國際會議에서 發表된 論文中에서도 大型 box girder²⁷⁾, stiffner가 붙은 panel^{28), 29)} 등에 대해서 殘留應力 分布가 挫屈強度에 미치는 영향을 검토한 것들이 있었다.

Austenite系 Stainless鋼 熔接이음의 應力腐蝕균열도 熔接殘留應力이 主要原因이다. Yada³⁰⁾등은 SUS 304鋼管 맞대기熔接이음의 殘留應力分布를 應力弛緩法에 의하여 測定함과 동시에 應力腐蝕균열시험을 행하여, 熔接한 그대로 일때는 引張殘留應力이 3kgf/mm² 이상이 되는 곳에서 균열이 발생하였지만 거기에 高周波 加熱에 의하여 壓縮殘留應力을 發生시킴으로서 應力腐蝕 균열을 防止시킬 수 있음을 알았다. 그리고 Kirihara³¹⁾는 pipe 內面을 水冷하면서 熔接을 실시하면 內面に 壓縮殘留應力이 발생하여 應力腐蝕균열을 防止할 수 있다는 것을 지적하였다.

7. 結 言

熔接殘留應力은 熔接이음의 品質을 저하시키는 일도 있지만 언제나 나쁜 역할만 하는 것은 아니다. 壓縮殘留應力을 이용하여 그 품질을 향상시킬 수도 있으며 引張殘留應力조차도 熱塑性加工이나 變形修正에 이용되고 있다. 殘留應力은 熔接이음에 있어서 피할 수 없는 것이라던 그 불을 경감시키는 것도 중요하지만 殘留應力을 制御하여 적극적으로 이용하며 加工技術이나 이음의 품질을 향상시키는 노력을 기울일 필요가 있다. 그렇기 위해서도 熔接構造物의 品質保證에 있어서 熔接 결합에 대한 非破壞檢査가 불가피 함과 같이 熔接構造物에 분포하는 殘留應力의 非破壞測定도 擧げる 수 없는 공정이 될것이다. 이 분야의 발전에 本稿가 다소나마 도움이 되었으면 著者에게는 더없는 기쁨이 되겠습니다.

REFERENCE

1) M. Watanabe, K. Satoh, and S. Matsui, J. of Japan Welding Society (JWS) Vol. 34 (1964) No. 6, p. 446.

2) Working Group on restraining intensity, Joint Committee of JWS and of Society of Naval Architects of Japan, Welding in the World, Vol. 15 (1977) No. 7/8, p. 155.

3) M. Watanabe, J. of Soc. of Naval Architects of Japan (SNAJ), No. 86(1954), p. 173.

4) K. Masubuchi, J. of SNAJ, No. 102 (1958), p. 99.

5) F. Fujimoto, J. of JWS, Vol. 31 (1962) No. 3, p. 196.

6) K. Satoh, and T. Terasaki, J. of JWS, Vol. 45 (1976) No. 2, p. 150.

7) M. Iwata, S.W. Kang and M. Wada, unpublished.

8) Y. Fujita, and T. Nomoto, Preprint of the 1st Int. Symp. of JWS, Tokyo, Nov. 1971.

9) M. Watanabe, K. Satoh, et al., J. of JWS, Vol. 24(1955) No. 4, p. 146.

10) M. Watanabe, S. Minehisa, and H. Onoe, J. of JWS, Vol. 24 (1955) No. 2/3, p. 84.

11) D. Rosenthal and J. T. Notton, Welding J., Vol. 24, No. 5, (1945), p. 295s.

12) A. J. A. Parlane, Preprint of Int. Conf. on Residual Stresses in Welded Construction and Their Effects, London, Nov. 1977, The Welding Inst., p. 63.

13) K. Uehara and K. Ogiso, J. of Soc. of Material Science, Japan (JSMS), Vol. 26 (1977) No. 280, p. 1.

14) Committee for X-ray Study on Deformation and Fracture of Solid, X-ray Study on Mechanical Behavior of Materials, (1974), JSMS.

15) K. Nagai and M. Iwata, Harterei-Technische Mitteilungen(HTM), Beiheft (1982), p. 215.

16) A. A. Wells, Trans. of Inst. of Naval Architects, Vol. 98(1965) No. 3, p. 296.

17) H. Kihara, et al., Welding J., Vol. 38 (1959) No. 4, p. 159s.

18) K. Satoh and M. Toyoda, J. of SNAJ, No. 131 (1972), p. 355.

19) H. Kihara, K. Masubuchi and H. Iida, IIW Doc., X-218-59 (1959).

20) I. V. Kudryavtsev, Proc. of Int. Conf. on Fatigue of Welded Structure, London, Nov. 1956, p. 371.

- 21) V.I. Trufyakov, Brit. Welding J., Vol.5 (1959) No.11, p.491.
- 22) T.R. Gurney, *Fatigue of Welded Structures*, Cambridge University Press, (1968), p.143.
- 23) T.R. Gurney, Preprint of Int. Conf. on *Residual Stresses in Welded Construction and Their Effects*, London, Nov.1977, The Welding Inst., p.151.
- 24) I. Masumoto and M. Iwata, Proc. of Conf. on *Fatigue of Welded Structure*, Cambridge, July 1971, The Welding Inst., p.29.
- 25) Y. Fujita, J. of JWS, Vol.36 (1967) No.4, p.395.
- 26) T. Okumura, J. of JWS, Vol.41 (1973) No.11, p.1271.
- 27) P.J. Dowling, et al., Preprint of Int. Conf. on *Residual Stresses in Welded Construction and Their Effects*, London, Nov. 1977, The Welding Inst., p.307
- 28) R. Narayanan, *ibid.*, p.165.
- 29) W.A.J. Tromp. *ibid.*, p.349.
- 30) T. Yada and Okabayashi, H., *ibid.*, Vol.49 (1980) No.1, p.67.
- 31) S. Kirihara, et. al., J. of JWS, Vol.48(1979) No.10, p.18.

〈 회 고 〉

대한용접학회는 IIW에 가입을 신청했으며, 이번 39차 년차대회에서 평의원회의 의결을 거쳐 가결되면 39차 년차대회부터 정식 회원으로 활동하게 되며, 별도로 86년 년차대회에 20명 정도 초청장을 받도록 교섭중에 있음.

국제용접학회(International Institute of Welding)의 목적은 다음과 같음.

1. 용접기기, 용접재료, 용접의 응용 등의 발전 촉진, 과학 및 기술정보 교환.
2. ISO와 협력하여 국제적인 용접규격 제정에 노력.
3. 전구적인 용접조직이 결성되지 않은 나라에 그 결성을 촉진.
4. 정기적인 집회 개최.

IIW에는 현재 36개국에 가입되어 있으며, 1986년 7월 12일부터 7월 19일까지 일본 동경에서 39차 IIW 년차대회가 열릴 예정이다.

39차 년차대회 행사는 제위원회 및 학술회의①, 기술견학②, 용접전시회③, 기타 일본관광 등임.

- ① 16개 전문위원회, 3개 연구그룹, 4개 특별위원회, 1개 기술자문위원회,
전자비임 용접과 레이저 용접에 대한 학술회의(7.14-15)

- ② 쓰쿠바 과학도시(일본 금속연구소 및 기계공학연구소-7.15)

일본 강관(7.16)

도시바(사무기기-7.16)

신일본제철(7.17)

IHI 중공업(7.17)

일산 자동차(7.18)

도시바(계통공학, 로봇트, 레이저-7.18)

- ③ 일본 국제 용접 전시(7.16-20)

본 학회지 4권 1호에 IIW 특집을 마련코자 하며, 기타 자세한 것은 본 학회 사무국으로 문의 바람.