

熔接構造物の製作時 發生되는 變形事例 모음

배강열* · 권봉재* · 김희진*

1. 序 論

構造物の熔接에서는 weld metal과 周圍의 base metal사이에서 加熱과 冷却 cycle의 全過程을 통해 不均一한 膨脹과 收縮으로 因하여 變形이 發生된다. 이러한 變形은 構造物の 強度低下나 外觀상의 問題 등으로 嚴格히 規制되어, 熔接後 그 크기를 줄이는 費用이 큰 比重을 차지하고 있다. 따라서 變形을 最少化하는 方法이 切實히 要求되어 지고 있는데, 實際의으로는 熔接構造物の 形象에 따라 斷片的인 防止方法이 熔接前, 後를 통해 適用되고 있을 뿐 一意的으로 提示되는 方法이 存在하지 않고 있다.

特定 構造物の 製作에 앞서 適切한 變形 防止 方法을 選擇하기 위해서는 우선 變形이 發生하는 基本原理를 把握하는 것이 매우 重要하고, 다음은 單純化된 解析이나 實驗을 통한 變形豫測이 基本的으로 準備되어야 한다. 變形의 크기를 豫測해 돕으로써 製作물의 變形 許容 定度에 代比시켜 變形을 줄이는 代案을 摸索할 수 있기 때문이다. 그러나 熔接構造物에서 發生되는 變形은 基本的인 크기 概念, 즉 實構造物과의 相似性을 찾기가 매우 어렵기 때문에 單純化된 model이나 實驗의인 結果는 熔接構造物을 製作하는데 間接的인 情報가 될 뿐이다. 따라서 實構造物の 製作時에는 製作되는 構造物과 類似한 形態의 實構造物에서 얻어진 熔接變形에 관한 data만이 그 境遇에 發生될 變形의 크기를 豫測할 수 있게 하고, 또 變形을 줄일수 있는 對處方案을 提示할 수도

있다. 즉 變形 크기의 事前 豫測은 熔接 sequence의 變更, 拘束定度나 正確한 逆變形 根據 등을 提示할 수 있어 事前에 經濟的으로 變形을 防止할 수 있게 하고, 또 收縮許容值를 正確히 考慮하게 함으로써 製作失手를 없앨 수 있다.

그럼에도 不拘하고 지금까지 製作者는, 實構造物을 製作하는 데에는 큰 도움이 되지 못한다는 것을 認識하면서도, 主로 單純化된 實驗에서 얻은 結果만으로 熔接構造物の 變形을 評價하고 있는 실정이다. 즉 가장 重要한 實構造物の 變形情報 및 data의 不足으로 말미암아 類似한 形態와 크기의 構造物들을 製作하는데 있어서도 變形矯正에 繼續的으로 不必要한 浪費를 招來케 하고 있다. 이러한 면에서 實構造物の 變形에 대한 情報 및 data의 蓄積이, 單純化된 model에 의한 結果와 더불어, 많은 경우에 대해 이뤄지게 된다면 實構造物을 製作하는데 있어서 커다란 도움이 될 것이다.

따라서 本稿에서는 맞대기 이음의 收縮變形, 角變形, 그리고 bowing等 熔接時 發生되는 典型的인 變形原理를 說明하고, 또 實際 이들이 나타나는 몇가지 熔接構造物에서 變形의 크기 및 傾向에 關하여 加급적 實計測値와 또 實構造物에 適用可能한 解析式 및 經驗式 등을 必要에 따라 並行하여 實構造物에 나타나는 單純한 變形에 대해 接近함으로써 차체에 이와 類似한 構造物の 製作에 도움이 되고자 했다. 여기서 使用된 經驗式이나 解析式은 實計測値와 比較하여 補完될 수 있고 이로써 더 正確한 豫測式

* 현대중공업 용접기술연구소

의 算出이 可能한 것이다.

變形的 防止策은 製作當時에 選定해야 될 問題이며, 또 經濟的인 面을 考慮하지 않는다면 各 境遇에 따라 여러가지 方法으로 考慮될 수 있기 때문에 本稿에서는 變형의 防止策을 提示하기 보다는 變형의 크기와 形態 및 基本概念에 대하여 보다 重點을 두어 敘述하였다. 이는 이와 같은 試圖가 보다 많이 이루어 짐으로써 複雜한 變形의 現狀把握이 보다 容易하게 遂行되고, 또 變形防止를 위해 더욱 經濟的인 方法이 事前에 提示될 수 있으리라고 믿기 때문이다.

2. 變形의 基本 原理

2.1. 맞대기 이음의 가로 收縮(Transverse shrinkage in butt joint)

Fig.1은 熔接部에 垂直인 斷面으로, butt joint 熔接時에 나타나는 構造物의 가로 收縮이 어떠한 形態로 그리고 어떠한 理由로 나타나는 가를 보여 주고 있다. 熔接을 하기 전에 母材에 나타낸 基準線을 A와 A'라고 假定하고 熔接中 이들 基準線의 變位를 살펴 보자. 먼저 熔接 直後에 熱이 母材로 傳達하게 된다(a). 이로 因해 母材는 加熱되어 膨脹을 하게 되고, weld metal의 收縮이 同伴되게 되나 A와 A'線의 移動은 없는 狀態가 된다(b). Weld metal이 더 이상의 母材 膨脹을 抑制하게 되면 A와 A'線이 움직이기 始作한다. 이와 때를 맞추어 熔接部에 接한 母材의 膨脹이 멈추고 이 部分의 冷却이 開始된다. 이때의 時刻를 t_s 라고 하자. 시간 t 가 t_s 보다 크게 되면 熔接部는 實際的인 크기를 갖게 되며 이때부터 熔接部 自體의 冷却이 始作되고, 母材가 $L+\delta_s$ 의 크

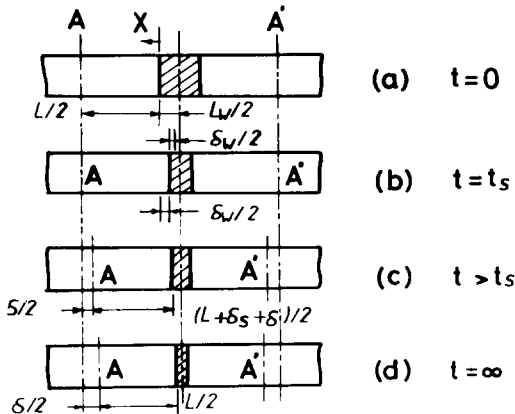


Fig. 1. Schematic presentation of a transverse shrinkage of a butt joint

기에서 weld metal 자체의 수축과 모재의 수축에 의한 변형(δ)이 발생하게 된다(c). 終局的으로 모재의 膨脹된 크기 δ_s 가 없어질 때 A와 A'線은 δ_s 만큼 줄어 들게 되고, 또 weld metal이 δ_w 만큼 收縮하게 되어, $\delta_w + \delta_s$ 만큼의 수축이 발생하게 된다(d). 이때 δ_w 의 크기는 δ_s 의 크기의 10% 이내인 것으로 알려져 있다.¹⁾

2.2. 맞대기 이음의 角變形(Angular distortion in butt joint)

Angular distortion은 Fig.2와 같이 준비된 groove에 溶着金屬이 채워졌을 때 나타나는 변형을 말한다(a', b'). 이와 같은 변형은 地域的인 溫度差, 즉 온도 不均配에 의해 발생하는데, bead 近方에서는 melting point까지 온도가 上昇하게 되고 아랫면이나 용접부에서 멀리 떨어져 있는 곳에서는 그보다 훨씬 낮은 온도로 維持되고 있기 때문이다. 고온의 weld metal이나 고온부의 HAZ에서는 強度가 거의 0(zero)인 상태이므로 용접途中에 이들 부분에서는 주위의 拘束에 의해 바로 塑性變形을 하게 되나, 냉각 때에는 weld metal과 HAZ가 어느 정도 강도를 가질뿐만 아니라 모든 方向으로의 均일한 냉각이 진행되므로 원래의 形態보다 용접부를 중심으로 주위가 솟아 오르는(또는 용접부가 처지는) 각변형이 발생하게 된다.

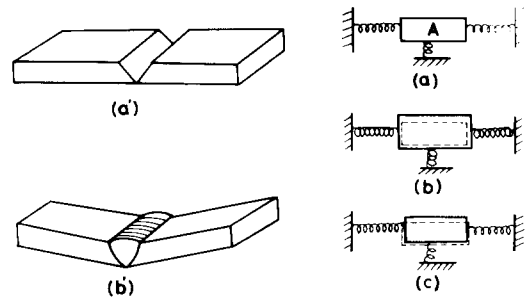


Fig. 2. Mechanism of an angular distortion in a butt joint

다.²⁾ 이를 그림 (a), (b), (c)와 같은 spring system으로 설명할 수 있다. 먼저 剛性を 갖지 않은 고온부를 物體 A로 보고, 주위의 metal을 강성을 갖는 spring으로 보자. 물체 A를 초기 膨脹없이 spring에 매어 두고 melting temp.까지 加熱하자. 이때 물체 A가 가열에 의한 熱膨脹 strain(ϵ^e)을 가지고 spring을 壓着시키게 되면, A에는 탄성 壓縮應力(ϵ^e)이 걸리게 된다. 온도가 增加되게 되어 700~800°C이상의 고온에 이르게 되면 물체 A의 strength는 거의 없

지게 되고 더 이상의 열팽창은 물체 A의 永久變形(ϵ^p)으로 된다. 그래서 最高의 온도에 다달았을 때의 물체 A의 實際變位(ϵ_i)는 $\epsilon_i = \epsilon^e + \epsilon^p + \epsilon^s$ 로 된다. 한편 이 塑性變形은 물체 A에서 spring의 抵抗이 없는 물체 A의 높이와 깊이 방향의 增分으로 나타나고, 실제변위 ϵ_i 는 spring의 압축력에 의한 ϵ^s 의 발생으로 실제 열팽창에 의해 발생하는 變形率보다 작게 된다. A부분의 냉각이 시작되면 냉각도중의 全體 변형율은 $\epsilon_p = \epsilon^e + \epsilon^p + \epsilon^s$ 의 관계가 맺어 지는데 700~800°C 이하에서 강도가 回復되어 彈性 strain ϵ^e 가 발생되고 spring部分과 함께 移動할 수 있게 된다. 그림에서 보듯이 常溫으로 냉각될 때 물체 A는 $\epsilon_p = \epsilon^e + \epsilon^p + \epsilon^s$ 만큼 줄어 들어 본래보다 작은 길이에 幅과 두께가 약간 증가된 형태로 나타나고, 引張殘留應力(ϵ^s)이 존재하게 된다. 즉 plate상하의 온도勾配가 있는 butt joint 용접에서 모재는 熔接中에 발생한 소성변형에 의한 용접부 주위의 수축에 의해 용접부를 중심으로 모재가 위로 굽게 되는 것이고, 냉각중에 나타나는 인장응력에 대해 平衡狀態를 유지하게 된다.

2.3. Bowing

Bowing은 각변형과 그 발생원리가 유사하나 각 변형이 폭방향의 굽힘변형이라면 bowing은 길이방향의 굽힘변형을 指稱한다. Bowing은 plate 上下의 온도구배, 즉 팽창력과 수축력의 작용점이 中立軸에서 偏離될 때 발생하는 굽힘모멘트에 의한 현상으로, Fig. 3과 같은 bead on plate 용접의 경우를 假想하여 그 현상을 살펴 보자.

Bead 주위의 base metal은 용융점까지 온도가 急騰하여 전혀 강도를 가지고 있지 않다가, 주위 母材로의 열전달로 因해 냉각이 시작되고, 700~800°C 이하에서는 팽창된 상태에서 強度를 가지기 시작하

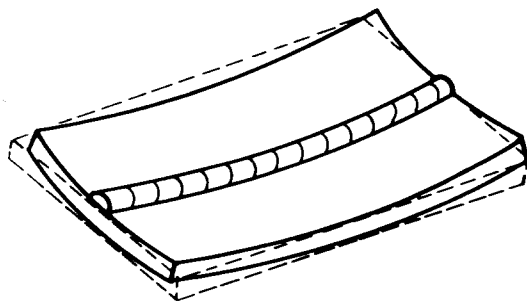


Fig. 3. Typical bowing produced by bead on plate welding

여 주위 모재의 變位에 영향을 미치기 시작한다. 냉각이 繼續되어 X, Y, Z 방향으로의 수축이 진행될 때 溫度差에 의한 異面部와의 수축차이와 異面部의 강도에 의해 수축력이 발생하게 된다. 이 수축력의 作用點은 거의 weld부에 位置하게 되어 이 힘에 의한 모멘트와 平衡을 이루는 굽힘변형이 發生되는 것이다.

Weld metal과 모재의 一部分이 팽창할 때 低溫部 모재의 stiffness에 의해 구속되어 塑性變形이 생기면 냉각시는 팽창량보다 큰 수축량이 發生하게 된다는 一般的인 bowing 원리와는 달리, 두께와 폭에 따라 모재는 熱의 sink로 작용하지 않고 熔接熱에 의해 모재 전체가 팽창할 수도 있어 weld metal의 量이 많아지고, weld metal이나 모재의 一部가 收縮塑性變形을 받지 않고 冷却時에 이들의 수축이 모재 전체의 수축을 막게 된다면 용접 完了後 변형 형태는 weld metal이 존재하는 面이 convex한 bowing 형태를 나타낼 수도 있다.

이러한 단순굽힘변형은 용접되는 plate斷面積에 대한 길이의 比가 critical length 이상인 경우에 熔接中에 나타나는 압축응력에 의한 buckling과의 識別이 매우 重要한데, 이는 굽힘변형의 형태와 그 크기에 의해 可能하다.¹⁾

3. 實構造物の 熔接變形 事例

3.1. Box Beam의 製作時 용접변형

Fig. 4는 建設裝備의 boom에 사용되는 box beam의 dimension을 나타내고 있다. 이 구조물은 4 곳의 fillet 용접으로써 제작되는데 그림에서 corner部位의 び트금친 부분(1, 1', 2, 2')이 용접부이며, 용접은 MAG process로, 210A, 24V, 81cm/min의 조건으로 行하게 된다.

그런데 이 구조물의 제작에서 twisting은 1000mm當 0.868mm로, bowing은 1000mm當 1.735mm로,

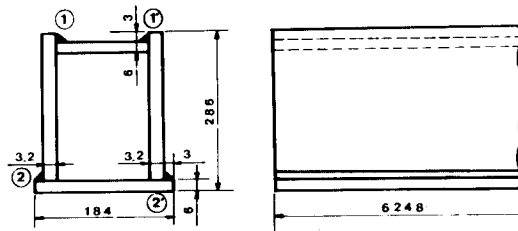


Fig. 4. Schematic drawing of box beam

angular distortion은 1% 以内로 매우 severe하게 제한되었다. 이러한 요구조건을 맞추고자, 즉 변형을 최소화하고자 對稱熔接을 실시하는 方案이 제작에 앞서 검토되었다. 즉 그림에서 나타난 1, 1', 2, 및 2'의 모든 용접을 동시에 실시하는 방안과 次先策으로 1, 1'을 먼저 용접한 후 2, 2'를 나중에 용접하는 방안의 2가지 방안이 있을 수 있다. 4곳을 동시에 용접을 하는 경우는 장비 設置上에 다소 무리가 있었기 때문에 次先策의 방법도 不可避하게 고려해야 했다. 最先策은 모든 熔接部位(1, 1', 2, 및 2')를 동시에 용접하는 경우로서 對稱的 형태로 제작되기 때문에 모든 변형이 거의 발생하지 않을 것으로 예상되었으나, 次先策은 1, 1'와 2, 2'의 용접을 順次的으로 실시하는 경우로서 twisting은 크게 발생되지 않을 것이나 bowing은 前者의 경우보다 다소 크게 발생할 것으로 예상되었다. 여기서는 熔接時 발생하는 변형의 크기를 2가지 方案에 대하여 豫測함으로써 alternative를 附與하고자 하였다. 그런데 지금까지 변형의 크기를 예측하는 방법은, 간단한 model의 數値解析이나 實驗的인 결과로서, 極히 制限的으로 알려져 있을 뿐 이와 같이 特別한 형상의 경우에 있어서 변형을 예측하는 방법은 전혀 없다고 해도 過言이 아니다. Box beam의 경우도 angular distortion이나 twisting을 고려하는 변형의 예측은 전혀 不可能한데 다만 이 구조물의 형태나, 지금 고려되는 熔接順序를 살펴 볼 때 이들의 크기가 크게 問題가 되지 않을 것으로 判斷될 수 있을 뿐이다. 問題되는 bowing은 analytic solution을 이용한 豫測이 가능하여 여기서는 변형이 가장 크게 발생할 수 있는 軸에 대한 計算으로써 2가지 方案에 대한 검토를 하고자 하였다.

Bowing을 예측하는 analytic solution³⁾에서 굽힘曲率は

$$C = -0.335 \times \alpha \times q_{lin} \times (Z - Z_1) / c\gamma J \quad (1)$$

이며,

곡률이 一定하다는 條件에서 max. deflection은

$$f_{max} = C \cdot L^2 / 8 \quad (2)$$

이 된다.

여기서, C : Curvature

L : Weld length

Z - Z₁: Distance from the center of gravity of the cross section to that of the sum of the thermal deformations.

J : Moment of inertia

c : Specific heat

γ : Density

α : Thermal expansion coeff. 이다.

Box beam의 제작시에 발생하는 bowing의 크기를 위에서 열거한 analytic solution을 이용해서 예측한 結果, 1, 1', 2, 및 2'의 4부분을 동시에 용접할 경우, max. deflection이 아래 方向으로 0.256mm가 처질 것으로 豫想되었고, 獨立的으로 1, 1'부분만을 먼저 용접하는 경우의 처짐은 아래 方向으로 5.153mm이고, 2, 2'만을 먼저 熔接하게 되는 경우는 윗 方向으로 4.896mm만큼 변형이 發生될 것으로 예측되었다. 여기서 1, 1'와 2, 2'를 獨立的으로 용접하는 경우는 나중의 용접에 의한 변형이 먼저의 용접에 의한 변형을 充分히 相殺할 수 없기 때문에 동시에 용접을 하는 境遇보다 변형의 크기가 클 것이다. 그러나 용접 順序에 있어서 變形이 작게 발생하는 2, 2'를 먼저 熔接하고 변형이 크게 발생하는 1, 1'를 나중에 용접하게 되면 변형의 크기를 줄일 수 있다는 사실은 附與할 수 있다.¹⁾

한편, 이 구조물의 용접시 許容 bowing의 크기가 1000mm당 1.735mm이므로 용접변형 側面에서 보면 2가지 提案된 용접 sequence는 共히 適用이 가능하다고 判斷되었다. 그러나 이 예측은 많은 假定으로 誘導된 計算式에만 依存하였기에 정확한 예측이 될 수 없고 다만 參考 資料로서 이용될 수 있을 뿐이며, 實構造物의 變形計測結果와 比較하여 그 傾向을 把握해둬야 다음 機會를 위해 바람직하다.

3.2. Damper Blade Welding

Fig. 5에서 보인 構造物은 damper blade로서 fillet 용접으로써 제작되고 許容 變形의 크기는 bowing에 있어서 3mm로 制限되고 있다. 이 구조물은 熔接後 fairing등의 矯正作業이 가능한 경우가 있으나, 製作 procedure上 熔接後 flame을 加할 수 없는 경우가 있어 熔接途中에 변형을 최대한 抑制할 必要가 있었다. 이를 위하여 구조물의 製作 時點에서 용접process의

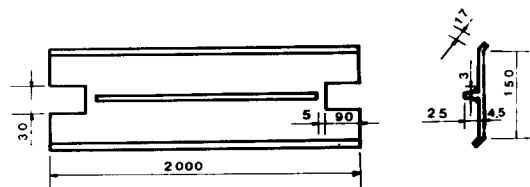


Fig. 5. Schematic drawing of damper blade

選定과 또 效果인 變형 方法이 要求되었기 때문에, 용접 process는 SMAW를 선정하고, 또 變형方法을 위해서는 가장 효과적이고 경제적인 방법으로 생각되는 拘束方法을 選定하였다. 구속을 가하는 정도를 算定하기 위해서는 미리 變형의 크기를 예측하는 것이 重要한데 여기서는 해석적인 계산으로 크기를 미리 예측한 후 구속의 個數를 선정하였다. 計算에 의한 예측 결과는 變형 실측치와의 비교를 통해 그 妥當性을 打診할 수 있었다.

實驗條件은 SMAW의 경우 이 구조물에 實際 適用되는 조건 108A×24V×25cm/min를 選定하였다. 이 구조물에서 發生되는 bowing distortion을 3.1節의 (2)식으로 豫測했을 때 最大變位 10mm 정도의 bending이 發生할 것으로 예상되어 구속부가 구조물을 3等分하도록 兩 끝을 包含하여 4곳을 拘束시켰다. 용접은 變형의 크기를 最少化하기 위하여 구조물의 양 끝에서 엇갈리게 30cm씩 行하였다.

實際 變形量은 Fig. 6과 같이 精盤 위에서 피아노線과 calipers를 이용하여 測定하였는데, 가로 6 line, 세로 10 line, 도합 60 point를 측정하여 그 平均의 變形 形狀을 나타내었다. Fig. 7은 측정 結果를 보여

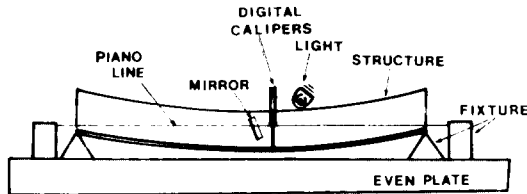


Fig. 6. Set-up for measuring bowing and angular distortion

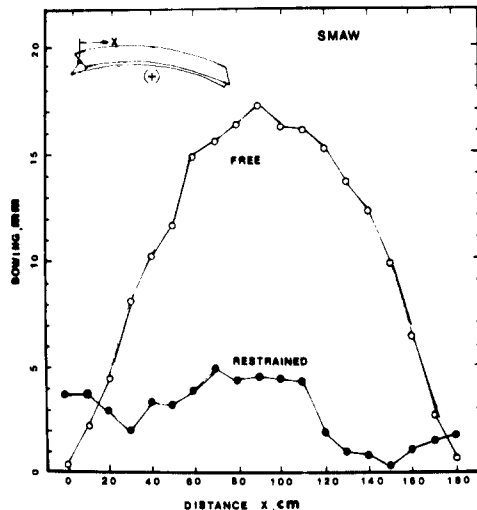


Fig. 7. Bowing distortion of damper blade fillet-welded by SMAW

주고 있다. 구속을 가하지 않은 狀態에서 용접을 했을 때는 용접부 쪽으로 굽어지는 變形이 最大 17mm로 처음 豫想值 10mm보다 크게 나타났다. 구속을 가한 狀態에서는 약 60%가 줄어들어 5mm 정도가 발생했고, 制限線인 3mm 以內에 들기 위해서는 가벼운 flame heating작업이 熔接後에 이뤄 지든지 또는 拘束을 한 곳에 더 追加하든지 해야 했다.

Fig. 8은 이때 나타나는 角變形을 보여 주는 결과로서 구속을 가했을 경우 약 60% 정도가 줄어드는 것으로 나타났다. 그런데 여기서 推薦된 용접 sequence에 의해서는 그림과 같은 twisting이 發生하게 되어 용접 sequence를 左右 對稱으로 함이 바람직한 것으로 判斷되었다.

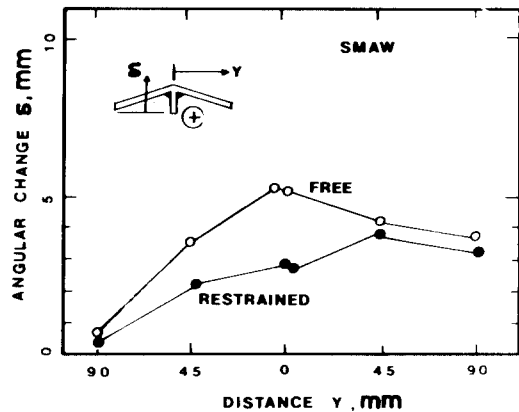


Fig. 8. Angular distortion of damper blade fillet-welded by SMAW

3.3. 補强材가 붙는 薄板構造物の 收縮餘裕

船舶의 bulk head 등의 薄板 構造物の 기본적인 形態는 Fig. 9와 같이 butt welding뿐만 아니라 stiffener等이 fillet welding으로 附着되어 제작된다. 이들 용접에 의해서는 여러 형태의 變형이 發生하게 되어 熔接後에는 精確한 值數의 管理가 매우 힘들게 되는 물론이고, 時間과 材料의 浪費가 막을 境遇도

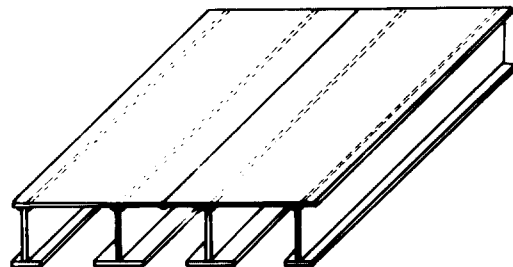


Fig. 9. Bulk head consisting of a deck and longitudinal girders

있게 된다. 이러한 이유로 박판 구조물의 용접제작에 있어서는 먼저 正確한 margin을 미리 選定해 두는 것도 매우 重要한 變形 防止 方法 中的 하나이고, 이로써 다음 제작 flow로 選滯없이 갈 수 있다. 本稿는 參考資料와 現場의 測定結果를 繼續해서 記錄하여, 修正하고 補完하여 실제적인 구조물에 수축 margin의 根據를 제시할 수 있는 契機가 되고자 했다. 이러한 margin data의 持續的 蓄積은 同一한 형태의 구조물 제작에 있어서 좋은 guide가 될 것이다. 本稿에서 다루고자 한 내용은 butt joint와 T joint에 의한 transverse shrinkage 및 longitudinal shrinkage에 관한 것이다.

3.3.1. Butt Joint의 Transverse Shrinkage

實構造物의 butt joint收縮値에 대해서는 측정 결과나 資料를 얻지 못했으나, 몇 가지 實驗에서 얻어진 결과와 略算式 그리고 美海軍의 data를 동시에 나타내 보았다. 1) 熔接條件은 실구조물에 사용되는 CO₂ 조건을 이용하였다.

이때에 사용한 略算式에서, Cline's data는

$$\Delta l = 0.1(t - 0.23) \tag{1}$$

이고,

여기서 Δl 은 收縮値(in.), t 는 plate 두께(in)이다. Sparagen-Ettinger式은

$$\Delta l = (0.24A/t + 0.05d) \tag{2}$$

이고,

여기서 A 는 용접부의 斷面積(in²), d 는 root gap(in)이다.

Satoh의 式은

$$\Delta l = C_1(A/t^2) \log_e(W/W_0) + C_2(A/t^2)^* \tag{3}$$

이고,

여기서 C_1, C_2 는 용접조건에 따른 常數, W 는 單位 길이當 溶着量이고, W_0 는 단위 pass당 단위 길이 당의 용착량이다.

Fig. 10은 이들 결과에 의한 單位 熔接部當의 수축량을 圖示化한 것으로서, 美海軍의 결과를 除外하고는 薄板(12mm이하의 두께)의 경우 이들 略算式이 대체로 실측치와 一致하고 있음을 알 수 있고, 두께가 增加할수록 다소의 偏離가 발생했다. 대체적인 傾向은 Satoh의 式과 類似했으며, 두께가 增加할수록 shrinkage가 線型的으로 增加함을 알 수 있다.

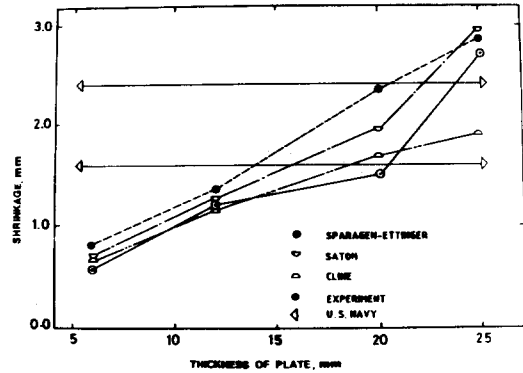


Fig. 10. Transverse shrinkage predicted by several formulas for a butt joint structure and measured by experiment.

실제 구조물에서는 각변형등에 의한 追加 收縮이 발생하므로 그림의 결과보다 다소 큰 수축이 생길 것으로 생각된다.

3.3.2. T Joint에서 Transverse Shrinkage

Fig. 11에서는 實際 構造物의 제작에서 나타나는 單位 joint當의 shrinkage를 수 차례 測定한 現場 計測值의 統系的 平均과 美海軍에서 밝힌 data를 동시에 圖示하였다. 이는 이러한 용접부의 收縮뿐만 아니라 buckling이나 角變形에 의한 수축도 追加된 것이다. 실구조물에서 나타나는 수축을 두께와 脚長에 따라 살펴보면 구조물의 두께가 얇은 경우는 대체로 수축의 크기 變化가 심했고, 脚長이 增加하면 그에 따라 比例的으로 수축이 增加되고 있어 수축치를 두께와 脚長에 따른 函數로 나타낼 수가 있었다. 특히 변형계측 결과는 美海軍의 data와 類似한 傾向을 보였다

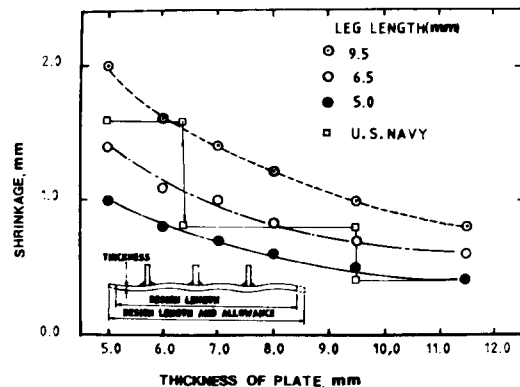


Fig. 11. Transverse shrinkage measured in a real structure

3.3.3. Butt Joint의 Longitudinal Shrinkage

King¹⁾은 butt joint longitudinal shrinkage를豫測할 수 있는式,

$$\Delta l = 0.12 \times I \times L / (100,000t) \quad (1)$$

을提案했다.

여기서 Δl 은收縮值(in)이고, I 는電流(A), L 은熔接길이(in), t 는plate의 두께(in)를 나타낸다.

Fig. 12에서는 14m의熔接部길이를 가진 block에서發生하는收縮량을 King의提案式과 美海軍에 의한 결과로써圖示했다. 共히 構造物의 두께가 커질수록 shrinkage가 緩漫히 減少함을 보이나, 7mm이하의 構造物에서는 두 結果 사이에 많은 偏差가 있음을 나타내고 있다.

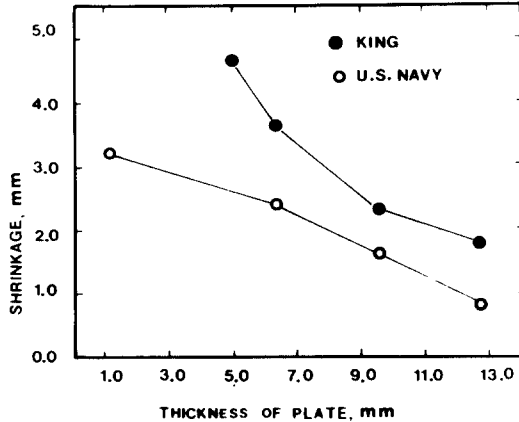


Fig. 12. Longitudinal shrinkage guided by U.S. Navy and predicted by King in a butt joint structure

3.3.4. T Joint의 Longitudinal Shrinkage

Okerblom³⁾은 T joint의 longitudinal shrinkage는 T의 한 쪽에 welding이 行해 졌을 境遇,

$$\Delta l_1 = -3.53 \times 10^{-6} \times q_{in} / A \quad (1)$$

라고 제안했고, 여기서 Δl_1 은 shrinkage(cm), q_{in} 은入熱量(cal/cm), A 는 構造物의 斷面積(cm²)이다,

또한 T의 다른 쪽에 welding이 行해지면 總收縮量은,

$$\Delta l = \Delta l_1(1 + \xi) \quad (2)$$

라고提案했고,

여기서 ξ 는 두번째 lane에 의한 塑性變形量에 대한 첫번째 lane에 의한 塑性變形의 殘留量의 比를 나

타낸다.

Fig. 13은 14m를 基準한 實際 block의 두께에 따른 longitudinal shrinkage를 나타낸다. 그림에서 알 수 있는 事實은 두께가 커질수록 收縮은 反比例적으로 줄게되고, 脚長의 增加에 대해서는 比例적으로 增加하고 있음을 알 수 있다. 脚長의 크기가 6mm와 8mm가 되는 條件으로 Okerblom의 計算式에 代入하여 얻은 結果를 點線으로 圖示하였는데 實測值보다 다소 크게 나타나고 있으며, 特히 얇은 두께의 境遇는 計算式과 實測值가 잘 맞지 않으나 두께가 增加될수록 대체로 合理的인 計算式으로 여겨진다.

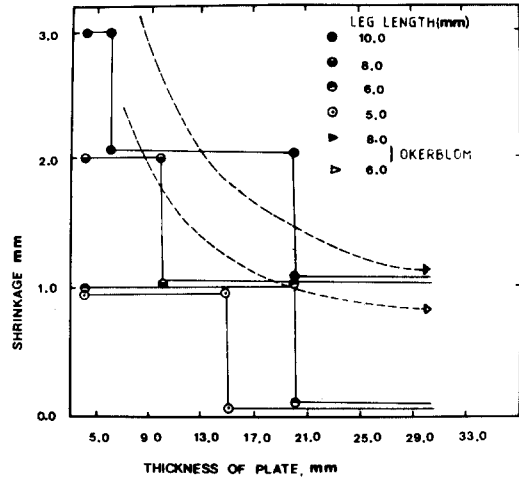


Fig. 13. Comparison of longitudinal shrinkage between measured value in a real structure and predicted curve of Okerblom's

3.4. Ball Tank 製作時의 收縮 餘裕

Ball tank는 Fig. 14와 같이 적도판과 온대판으로 나누어 製作된다. 各板사이의 製作은 各 piece들의 butt 熔接으로 이뤄 지고, 最終에 온대판을 적도판에 탑재하여 그 사이를 熔接함으로써 完成이 되는 것이다. 그런데 熔接時에 發生하는 收縮때문에 반드시 收縮餘裕를 考慮하여 設計를 하여야 함으로 tack 時에는 두판사이의 이음부 值數는 다르게 된다. 즉 熔接部가 많은 적도판의 境遇가 더 큰 值數가 되어, 熔接完了 후에는 두 이음부가 一致하도록 하여야 한다. 이러한 收縮餘裕를 적절히 選定하지 않으면 製作上의 손실을 超來하기 때문에 正確한 收縮量의 豫測이 必要하다. 이와 같은 예측은 同一한 혹은 類似한 構造物에 대해 變形 data가 既存에 있을 때는 容易하게 可能하다.

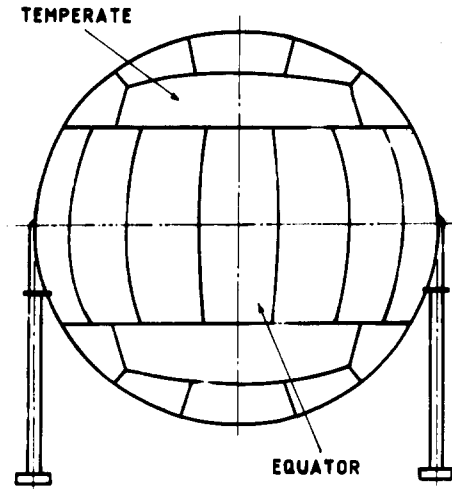


Fig. 14. Schematic drawing of ball tank

本稿에서는 製作前에 적도판의 piece 사이에 주어진 gap에 의해서도 이 收縮餘裕를 包含할 수 있는지를 검토하는 過程에서, 熔接前에 gap의 平均거리를 얻어 解析式(Ref. 4 및 3.3.1.의 (3)式)을 이용하여 수축의 크기를 豫測하여 보았고 熔接後의 실제 收縮値를 測定하여 두 결과를 比較하였으며, 이들 결과를 다음 製作에 guide로 삼고자 하였다.

두께가 38mm인 이 구조물의 熔接條件은 SMAW로써 150A×24V×9.0cm/min이었고, 熔接前에 측정된 平均 root gap의 길이가 1.8125mm이었다. 熔接條件과 구조물의 值數를 根據로 한 계산에서 transverse 收縮은 1.3mm가 發生될 것으로 豫測되었다. 그런데 既存距離를 280mm로 두고 seam當 7 point로 8 seam에서 측정한 實際變形의 平均 收縮量은 2.025mm로 나타났다. Root gap에 대한 이들의 비를 살펴 보면 豫測値는 72%, 實測値는 112%의 收縮이 發生된 것이다. 실제구조물의 製作에서는 그 許容誤差 범위내에서 이뤄졌으나, 收縮値가 root gap이나 예측된 결과보다 큰 값으로 나타난 것은 平面外의 角變形이 더하여 그 直線 거리가 짧게된 데 原因이 있음을 생각할 수 있다. 이와 같은 결과로부터 적도판제작에 있어서의 收縮量은 transverse수축에 의한 것에 角變形에 의한 수축이 더해 짐을 염두에 두고 考慮해야 하겠다.

3.5. Cylindrical Column의 製作時 Circumferential 收縮

Cylindrical column의 製作時 girth熔接을 하게 되면 熔接部가 陥沒되는 수축변형이 발생하게 되며,

이때의 收縮値는 그 許容 정도가 規定되어 있다. 이 변형은 여러가지 요소, 즉 handling상의 문제로 더 크게 發生할 수 있으나, 여기서는 純粹히 熔接前, 後에 發生된 크기만을 調査하였다. 이러한 理由는 熔接에 의한 변형의 크기를 data화 하여 다음에 製作되는 同一한 형태의 구조물에 guide로써 이용할 뿐만 아니라, 熔接中에 나타나는 변형의 크기를 分析하여 變形이 작게 發生될 수 있는 procedure를 選定해 볼 수도 있기 때문이다.

Fig. 15는 石油試錐船 column의 一部分인데, 이 column의 下部는 pontoon deck에 fitting된 작은 column과 熔接되고 上部는 deck를 탑재하기 前에 또 다른 작은 column과 熔接된다. 이 column의 dimension은 半徑이 3523mm이었고, 두께가 19mm 이었다. Fig. 16은 組立되는 column의 斷面圖를 나타내고 있고, 변형이 계측된 熔接부는 pontoon과의 接合部 및 上部 column과의 接合部 등 column의 上, 下部 두

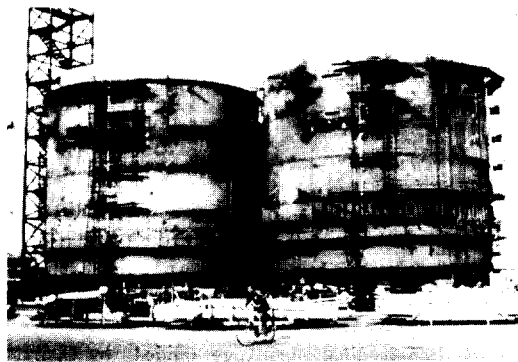


Fig. 15. Overall view of column structure

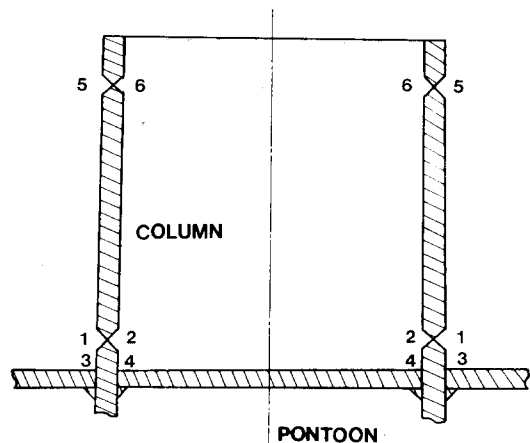


Fig. 16. Cross section of column structure with welding joints

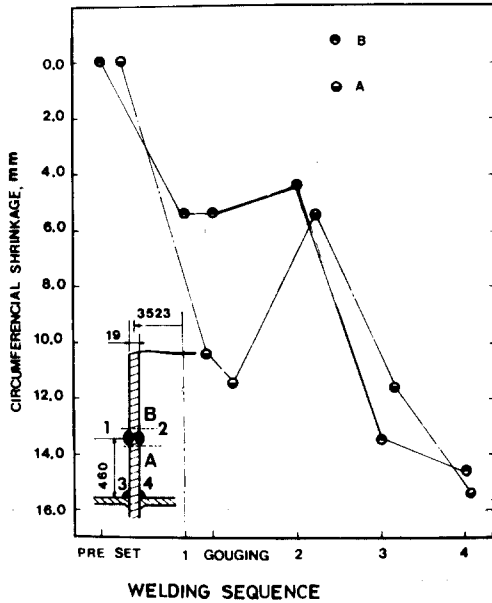


Fig. 17. Circumferential shrinkage at the joint between main column and pontoon deck

곳이다. 먼저 下部에서는 Fig. 17에서 나타낸 바와 같이 column과 pontoon에 fitting된 작은 column이 용접되는데 이 column과의 接合部를 1, 2라고 fitting된 column과 pontoon 사이의 接合部를 3, 4라고 定하고 1, 2, 3 및 4 順序로 용접을 하게 될 때 용접부에 가장 가깝게 A, B部位를 선정해서 그 위치에서의 원주방향 變位를 變形이라고 稱했다. 이 part에서의 熔接順序에 따른 變형을 살펴 볼 때 收縮이 발생할 수 있는 요소는 첫째, 母材와 weld metal의 수축에 의한 용접부의 陷沒과 둘째, 주위의 拘束에 의해 용접부의 膨脹이 抑制되어 발생하는 moment에 의해 熔接 bead의 반대 방향으로의 metal 이동이고, 이들이 circumferential 방향의 收縮變形을 지배하는 것이다. A part以下는 3, 4以下의 部分에서 그 移動이 固定되어 있고, column의 重量에 의해 拘束되어 있다고 볼 수 있다. B部는 B部 以上の 自體 重量에 의한 구속이 있다.

變형이 측정된 8개 column의 平均的인 傾向을 보이는 이 그림에서 볼 때, 1部の 熔接時에 2部の 경우보다 큰 變형이 발생하게 된다. 이는 1部の weld metal에 의해, 2部 熔接時拘束의 크기가 커졌을 것이라는 사실로 說明되고, A部가 B보다 크게 發生하는 것은 앞서 說明한 熔接部와 母材의 收縮 뿐만 아니라 拘束이 더 크게 作用된 A部가 moment에 의한 内部로의 陷沒이 더 크게 나타난 結果로 생각된다.

2部の 熔接後에 나타나는 結果에 의하면 1部에 의해 母材나 熔接部の 拘束이 抑制되나, A, B에서는 moment에 의해 바깥쪽으로 굽으려는 變位가 역시 발생하게 됨을 알 수 있고, A部の 拘束度가 큼으로써 B보다 變位가 더 크게 나타난다. 여기서 moment에 의한 變形이 熔接部나 母材의 수축에 의한 陷沒보다 더 크게 作用함을 알 수 있다. 그런데 여기서 gouging에 의한 變形 效果는 크게 나타나고 있지 않음을 알 수 있다. 3, 4의 熔接에 의한 結果는 本 內容과 無關하여 언급을 피해 둔다.

Fig. 18에서는 上部에 존재하는 熔接部, 즉 Fig. 15의 column과 上部의 작은 column이 joining됨을 보인다. 이때는 熔接部 주위에 拘束이 없다고 볼 수 있는 상황으로, 5의 熔接後 용접에 의한 수축과 拘束力이 없음으로써 생길 수 있는 용접부 方向으로의 變위가 相殺되어 큰 變형은 없고, C, D部가 거의 비슷한 變形結果를 나타냈다. 6의 熔接後에도 重量이나 外部의인 拘束이 크게 발생하지 않은 형태로 熔接部 수축과 구속이 없으므로 해서 發生하는 용접부 方向의 수축이 重疊되어 발생한 것으로 나타났다.

이를 정리해서 說明하면, cylindrical column의 joining에 있어, 熔接熱에 의한 circumferential 수축과 外部拘束, 自重, stiffness等에 의한 구속, 그리고 앞선 sequence의 weld metal에 의한 拘束等에 의해 radial 方向과 circumferential 方向의 metal 이동이 지배되게 된다. 1과 2의 용접에서 살펴 보면,

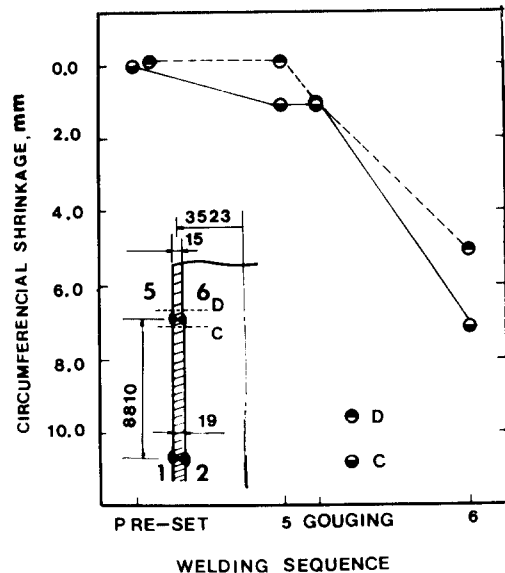


Fig. 18. Circumferential shrinkage at the joint between main column and small column

part A는 그 以下部分에 自體 구속이 存在하고 있고, B部 이상의 中량에 의해 구속이 더 加해지고 있다. 그런데 part B는 자체의 中량과 stiffness에 의해서만 拘束이 되어 있다. 용접 1을 行하게 되면 熔接熱에 의한 수축에 의해 diameter가 줄어 들고, 拘束모멘트에 의해 metal이 陷沒하는 方向의 이동에 의해 diameter가 줄어 들게 된다. 그 크기는 A part가 심하게 나타나게 된다. 2의 熔接時는 상황이 1과 같으나, 1 熔接部에 의한 weld metal 구속이 2번부의 熔接時의 모멘트에 의한 바깥 方向으로의 變位를 다소 막는 구속으로 作用하게 된다. 5, 6의 熔接에서는 구속이 거의 없으므로 熔接部 方向으로의 metal이동과 熔接收縮이 있고, 前 sequence의 熔接部에 의한 拘束이 더하여 지게 된다.

결국 이 構造物의 製作에서 diameter의 수축을 다소 막을 수 있는 方法은 구속이 있다고 판단되는 경우 内部 용접(2)를 먼저하고, 구속이 없는 경우는 바깥쪽 (5)을 먼저 熔接하는 것이 妥當하다.

4. 結 論

Butt joint에서 發生되는 가로收縮, 角變形 그리고 bowing의 觀察을 통해 變形의 mechanism을 敘述했고, box beam, damper blade, bulk head, ball tank,

그리고 cylindrical column 等 實構造物의 變形問題에 接近하여 變形豫測, 測定 data提示, 그리고 그 解析을 통해 構造物의 變形 크기를 認識케 하고 同一한 構造物의 製作에 guide가 되고자 했다. 變形에 대해서는 一律的인 防止方法이 없기 때문에 于先은 構造物의 製作時마다 變形의 크기와 傾向에 대한 豫測과 함께 變形計測이 繼續되어 data가 蓄積된다면 次後 그 利用 및 應用 效果는 至大할 것이다.

References

1. K. Masubuchi, Analysis of Welded Structures, Pergamon Press, 1980.
2. H. B. Cary, Modern Welding Technology, Prentice-hall, 1979.
3. N. O. Okerblom, The Calculation of Deformation of Welded Metal Structures, HER MAJESTY'S STATIONERY OFFICE, LONDON, 1958.
4. M. Watanabe and K. Satoh, Effect of Welding Conditions on the Shrinkage and Distortion in Welded Structures, Welding Journal, 40(8), Research Supplement, 377s-384s, 1961.