연 구 논 문

유한요소법에 의한 I형빔의 용접변형에 관한 연구

석 한 길*

*삼척대학교 재료금속공학과

A Study on Welding Deformation of I-Beam Steel Structure by FEM Method

Han-Gil Suk*

*Dept. of materials and metallurgical engineering Samcheok National University, Samcheok 245-711, Korea

Abstract

For construction of I-beam steel structures, a fillet welding is one of the main manufacturing process. However, this welding process cause some problems associated with welding residual stress and welding deformation that are harmful to the safety of structures. Accordingly, this study clarified the creation mechanism of the welding deformation on I-beam steel structure from the experimental results given by the FEM method.

To prevent or minimize the longitudinal bending deformation, first of all, a field supervision is necessary to observe the optimal groove design. Secondly, the welding order for cooling weld zone is needed.

* Corresponding author : hangil@samcheok.ac.kr (Received July 7, 2003)

Key Words : Longitudinal deformation, Welding residual stress, I-beam, Thermal cycle, Numerical analysis

1. 서 론

I형빔 강구조물 제작시 용접부 근방에서는 용접열원에 의해 급속가열·급속냉각의 열사이클을 받으며, 열원의 이동과 함께 온도장이 변화함으로써 용접부에 불균일한 온도분포가 생성된다. 이러한 불균일한 온도분포에 의한 용접부 근방의 열팽창·수축을 용접부로부터 떨어져 있는 저온상태의 부재가 이를 구속하여 결과적으로 용접변형과 잔류응력이 발생한다. 또한 그 크기는 용접조건과 내적·외적구속의 정도에 따라 다르게 나타난다. 용접변형, 잔류응력은 구조물의 제작시의 조립정도, 미관, 좌굴강도, 피로강도 등에 악 영향을 미치는 요인이 되고 있다.

특히, 용접구조물의 경우 용접에 의해 발생하는 변형은 외형적 품질저하로 연결되므로 제작정도가 중요하다. 본 연구에서 대상으로 하고 있는 I형 형강 위에 강성을 보강하기 위해 박스를 올려놓고 용접하는 경우 중립축과 용접축이 일치하지 않아 용접부가 수축하면서 아래 방향으로 종굽힘변형이[1] 발생한다. 따라서 부재의 변형품질을 확보하기 위해 아래 면을 선상가열하여 변형을 수정하는 작업이 용접작업과 별도 수행되어야 한다. 따라서 종굽힘변형량을 예측 및 교정하고 이를 방지하기 위한 연구의 필요성이 제기되었고 Sasayama[2]를 시작으로 일련의 연구들이 진행되었다. Sasayama[2]는 단순보 이론을 이용하여 용접각장에 따른 종굽힘변형량을 예측하였다. Okerblom[3]은 열탄소성 해석을 이용하여 종굽힘변형량을 예측하는 간이식을 제시하였고 실험을 통해 그 신뢰성을 확인하였다. Tsuji[4]는 열탄소성해석을 통해 띠판(strip plate)의 단부를 용접했을 때 발생하는 변형량을 구하고 이를 실험에 의해 얻어진 변형량과 비교하여 그 유용성을 확인하였다. Masubuchi[5]는 T형 알류미늄 부재에 대해 1차원 열탄소성해석을 수행하여 최종변형을 구하고 이를 실험과 비교하였다. Akoi[6]는 Tsuji[4] 의 연구결과를 토대로 해석과 실험을 통해 변형에 영향을 주는 인자를 정리하고 간이식을 제시하였다. Jang[7,8]은 간이 열탄성기법을 이용하여 용접에 의한 종굽힘변형을 예측하고 종굽힘변형의 교정에 필요한 삼각 가열량에 대한 추정식을 제안하였다. 그러나 이와 같이 기존 연구에서는 주로 종굽힘 변형량을 예측하는

Copyright (C) 2003 NuriMedia Co., Ltd.

데 중점을 두었으며, Jang[7,8]에 의해 수행된 종굽힘변형을 교정하기 위한 곡직가열 작업도 제작 공정과는 별도의 교정공정이 필요하여 생산성과 품질을 저하시키는 원인이 되고 있다.

따라서 본 연구에서는 유한요소법을 이용하여 3차원 열탄소성응력해석을 통하여 용접열분포, 잔류응력 및 잔류변형의 발생 메카니즘과 특성을 밝히고자 한다.

2. 열탄소성 이론의 정식화

용접열원에 의해 발생하는 온도분포는 시간에 따른 온도분포의 변화의 유무에 따라 비정상영역과 준정상영역으로 나눌 수 있다. 비정상영역은 용접 시/종단부에서 발생되며 시간의 변화에 따라 온도분포가 다르게 발생하는 영역을 의미한다. 한편, 그 외에의 영역을 준정상영역이라 하며 열원에서 보면 온도분포가 시간에 따라 변화하지 않는다. 따라서 본 연구에서는 이러한 온도분포의 특성으로부터 준정상역역에서 3차원 solid요소를 이용한 잔류응력을 예측하고자 한다.

2.1 응력-변형율의 정식화 일반

임의의 구조물에 대해 주어진 물체력 및 경계조건을 만족하고 평행을 이루고 있다면, 평형방정식과 역학적 경계조건이 성립된다. 이 상태에서 임의의 미소변위 δu, δv, δw를 주면 다음 식이 성립한다.

$$
\begin{aligned}
&-\int_v \Big[\Big(\frac{\partial \sigma_x}{\partial x}+\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y}+\frac{\partial \tau_{zx}}{\partial z}+\overline{X}\delta u \\
&\quad +\Big(\frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x}+\frac{\partial \sigma_y}{\partial y}+\frac{\partial \tau_{yz}}{\partial z}+\overline{Y}\delta v \\
&\quad +\Big(\frac{\partial \tau_{zx}}{\partial x}+\frac{\partial \tau_{yz}}{\partial y}+\frac{\partial \sigma_z}{\partial z}+\overline{Z}\Big)\delta w\Big]dV \\
&+\int_{S^\sigma}\Big[(T_x-\overline{T}_x)\delta u+(T_y-\overline{T}_y)\delta v \\
&\quad +(T_z-\overline{T}_z)\delta w\,dS=0
\end{aligned}
\tag{1}
$$

식(1)은 다음과 같이 정리할 수 있다.

$$
\begin{aligned}
&\int_v(\sigma_x\,\delta\varepsilon_x+\sigma_y\,\delta\varepsilon_y+\sigma_z\,\delta\varepsilon_z \\
&\quad +\tau_{xy}\delta\gamma_{xy}+\tau_{yz}\delta\gamma_{yz}+\tau_{zx}\delta\gamma_{zx})dV \\
&-\int_v(\overline{X}\delta u+\overline{Y}\delta v+\overline{Z}\delta w)dV \\
&-\int_{S^\sigma}(\overline{Tx}\delta u+\overline{Ty}\delta v+\overline{Tz}\delta w)dS=0
\end{aligned}
\tag{2}
$$

식(2)가 가상일의 원리(Principle of Virtual work)이다. 이식을 정식화하면 다음과 같다.

$$
\begin{aligned}
&\int_V \delta\{\varepsilon\}^T\{\sigma\}dV-\int_V \delta\{U\}^T\{\overline{F}\}dV \\
&-\int_{S^\sigma}\delta\{U\}^T\{\overline{T}\}dS=0
\end{aligned}
\tag{3}
$$

여기서 {σ: 응력벡터, {ε}: 변형율벡터, {U}: 변위벡터, $\{\overline{F}\}$: 단위체적당의 물체력 벡터, $\{\overline{T}\}$: 단위체적당의 표면력 벡터 이다.

또한 변형율-변위(Strain-Displacement) 관계식은

$$\{\varepsilon\} = [A]\{U\} \tag{4}$$

여기서 [A]는 미분연산자를 가지고 있는 매트릭스이다.

다음은 x방향에 대한 응력-변형율(Stress-Strain)관계를 보면

$$\varepsilon_x=\frac{1}{E}[\sigma_x-\upsilon(\sigma_y+\sigma_z)]+\alpha T \tag{5}$$

이고, 여기서 $\{\alpha\}T=\varepsilon^t$: 열변형율, α: 순간 선팽창계수, T: 온도이다. 따라서 전변형율 {ε}는 탄성변형율$\{\varepsilon^e\}$와 열변형율$\{\varepsilon^t\}$의 합으로써

$$\{\varepsilon\} = \{\varepsilon^e\} + \{\varepsilon^t\} \tag{6}$$

가 되고, 응력과 변형율은 후크의 법칙(Hook's law)으로부터

$$\{\sigma\} = [D^e]\{\varepsilon^e\} \tag{7}$$

로 쓸 수 있다. 여기서 [De]: 탄성응력-변형율 매트릭스이다. 또 식(7)에 식(6)를 대입하면

$$\{\sigma\} = [D^e](\{\varepsilon\}-\{\varepsilon^t\}) \tag{8}$$

가 된다.

2.2 2차원 평면변형 상태의 응력-변형율 관계

(1) 재료정수의 온도의존성을 고려하지 않은 경우;

위의 식(8)의 응력-변형율 관계식을 역행렬을 이용하여 다음과 같이 쓸 수 있다.

$$\{\varepsilon\} = [D^e]^{-1}\{\sigma\}-\{\varepsilon^t\} \tag{9}$$

식(9)를 증분형으로 다시 쓰면

Copyright (C) 2003 NuriMedia Co., Ltd.

$$\{d\sigma\} = [D^e]\ \{d\varepsilon - d\varepsilon^t\} \tag{10}$$

과 같이 쓸 수 있고, 이것은 재료의 물리적 정수의 온도의존성을 무시할 경우에 대한 응력-변형율 관계식이 된다.

(2) 재료정수의 온도의존성을 고려하는 경우;

한편, 재료의 물리적 성질의 온도 의존성을 고려하는 경우에 대해 응력-변형율의 관계는 다음과 같이 유도할 수 있다.

응력증분의 영향에 절점력을 [C]dT라고 하면, 위의 식(10)은

$$\{d\sigma\} = [D]\ \{d\varepsilon\} - [C]\ dT \tag{11}$$

과 같이 쓸 수 있다.

(탄성역역에서의 응력-변형율 관계)

재료가 탄성거동을 하는 경우는 식(6)과 식(7)을 이용하여 증분형으로 쓰면

$$\{d\varepsilon\} = \{d\varepsilon^e\} + \{d\varepsilon^t\} \tag{12}$$

$$\{d\sigma\} = [D^e]\{d\varepsilon^e\} \tag{13}$$

로 쓸 수 있다. 여기서 탄성변형율$\{\varepsilon^e\}$는 응력$\{\sigma\}$ 및 온도 T의 함수이므로, 탄성변형율의 증분은

$$\{d\varepsilon^e\} = \left\{\frac{\partial\varepsilon^e}{\partial\sigma}\right\}\{d\sigma\} + \frac{\partial\{\varepsilon^e\}}{\partial T}dT \tag{14}$$

가 되며, 식(10)를 식(11)에 대입하여 정리하면

$$\{d\varepsilon^e\} = [D^e]^{-1}\{d\sigma\} + \frac{\partial[D^e]^{-1}}{\partial T}\{\sigma\}dT \tag{15}$$

이 된다. 식(14)를 식(12)와 식(10)에 대입하여 정리하면

$$\{d\varepsilon^e\} = [D^e]^{-1}\{d\sigma\} + \frac{\partial[D^e]^{-1}}{\partial T}\{\sigma\}dT + \{\alpha\}dT \tag{16}$$

가 되며, 다시 식(16)을 식(13)에 대입하면 탄성영역에서의 응력증분에 대한 구성방정식은 다음과 같이 구해진다.

$$\begin{aligned}\{d\sigma\} &= [D^e]\{d\varepsilon\} - [D^e]\left(\frac{\partial[D^e]^{-1}}{\partial T}\{\sigma\} + \{\alpha\}\right)dT \\ &= [D^e]\{d\varepsilon\} - \left([D^e]\{\alpha\} - \frac{1}{E}\frac{E-E_1}{\Delta T}\{\sigma\}\right)dT \\ &= [D^e]\{d\varepsilon\} - \{C\}dT\end{aligned} \tag{17}$$

여기서 E1: 온도변화 ΔTgn의 탄성계수

$\{C\}$: $[D^e]\{\alpha\} - \frac{1}{E}\frac{E-E_1}{\Delta T}\{\sigma\}$ 이다.

(소성역역에서의 응력-변형율 관계)

재료의 항복응력 σ_y는 온도 T와 소성일(plastic work) $W^P(\bar{\sigma}, \varepsilon^P)$ 의 함수로써 $\sigma_y(T, W^P)$로 하고, 항복함수 F는 응력$\{\sigma\}$와 항복응력σ_y로부터

$$\begin{aligned}F &= f - f_0 = f(\sigma) - f_0(\bar{\varepsilon}^P, T) \\ &= \bar{\sigma}^2 - \sigma_0^2(\bar{\varepsilon}^P, T)\end{aligned} \tag{18}$$

로 쓸 수 있는데, 즉, $dF = df - df_0 = 0$을 만족할 때 재료는 항복한다. 또한, 재료가 소성역에서 부하상태일 경우에는 $dF = 0$ 의 조건을 만족해야 하므로

$$dF = \left\{\frac{\partial f}{\partial\sigma}\right\}^T\{d\sigma\} - \left\{\frac{\partial f_0}{\partial\bar{\varepsilon}^P}\right\}^T\{d\bar{\varepsilon}^P\} - \frac{\partial f_0}{\partial T}dT = 0 \tag{19}$$

으로 쓸 수 있다.

여기서 $\left\{\frac{\partial f}{\partial\sigma}\right\}^T$: 상당응력의 변화, $\left\{\frac{\partial f_0}{\partial\bar{\varepsilon}^P}\right\}$:가공경화, $\frac{\partial f_0}{\partial T}$:온도증분

소성역에 도달한 재료는 비압축성을 나타내고, 항복함수를 소성포텐셜로 가정하면 소성변형율 증분은

$$\{d\varepsilon^P\} = \lambda\left\{\frac{\partial f}{\partial\sigma}\right\} \tag{20}$$

가 된다. 또한, 윗식은 von Mises항복조건을 따른다고 가정한다.

여기서 $\left\{\frac{\partial f}{\partial\sigma}\right\}$: 편차응력, λ:양(+)의 스칼라 양이다.

또한, 전변형율(Total strain) 증분 $\{d\varepsilon\}$는 탄/소성 및 열변형율의 합으로

Copyright (C) 2003 NuriMedia Co., Ltd.

$$\{d\varepsilon\} = \{d\varepsilon^{e}\} + \{d\varepsilon^{P}\} + \{d\varepsilon^{t}\} \tag{21}$$

로 된다. 따라서 소성역에서의 응력증분에 대한 구성방정식은 식(13), 식(14), 식(17), 식(20) 그리고 식(21)으로부터

$$\{d\sigma\} = [D^{e}]\{d\varepsilon\} - [D^{e}]\left\{\frac{\partial f}{\partial \sigma}\right\}\lambda - [D^{e}]\{\alpha\}dT + \frac{d[D^{e}]}{dT}[D^{e}]^{-1}\{\alpha\}dT \tag{22}$$

가 된다.

3. 해석모델 및 용접조건

3.1 해석모델

실부재는 Fig. 1에 그 단면형상을 보여 주고 있는 것과 같이 I형 형상위에 박스형의 부재가 올려져있는 모양이며, 구조물의 길이는 8m 정도이다. I형 형강의 치수는 높이(400), 폭(150), t1(10), t2(18) 이고, 박스빔의 치수는 높이(120), 폭(120)이고 두께는 8mm이다. 또한 I형강과 박스빔의 연결은 각장이 6mm인 필렛용접을 실시하여 두 개의 부재를 결합시켰다.

Fig. 2는 해석모델을 보여주고 있으며, 부재단면은 계산을 위해 이상적인 형태(Fig. 3)로 약간 변형시켰으며, 전체길이는 5m로 하였다. Fig. 4는 용접부의 모델 형상을 확대하여 보여주고 있다. 특히 용접부 근방에서는 온도가 급속냉각 및 급속가열되어 용접열원에 의한 열응력이 크게 발생하므로 mesh크기를 아주 작게 하였다.

해석모델은 용접부의 역학적 조건으로부터 3차원 8절점 요소를 사용하였으며, 축대칭성을 고려하여 1/4모델을 대상으로 해석을 수행하였다. 또한, 용접열원에 의한 열전달해석과 열응력해석을 언커플링해석(Un-coupled thermo-machanical analysis), 즉 열전달해석에 의해 온도분포를 구하고, 이를 절점하중으로 하여 열응력해석을 수행하여 잔류응력을 구했다. Fig. 5는 열전도 해석시 재료 상수의 온도의존성을 보여주고 있으며, Fig. 6는 열응력 해석시 기계적성질의 온도의존을 보여주고 있다.

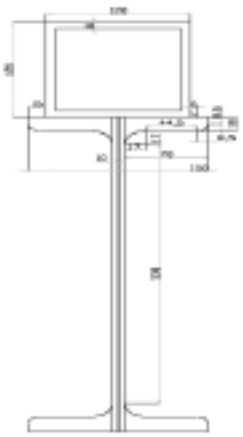

Fig. 1 Test specimen

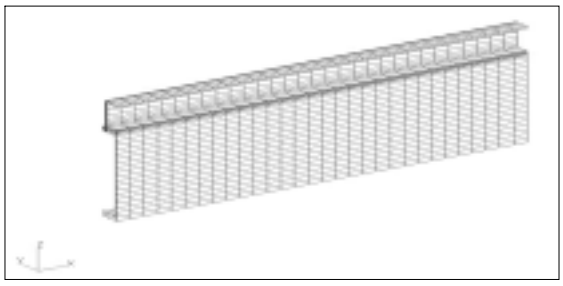

Fig. 2 Finite-element mesh for numerical analysis

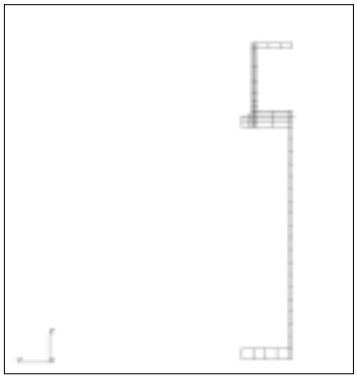

Fig. 3 Section shape

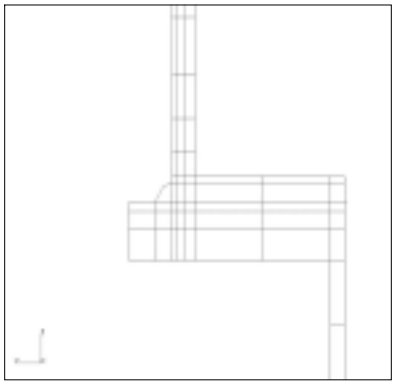

Fig. 4 Enlarged view of weld zone

경계조건은 시험편이 자유스럽게 수축, 팽창할 수 있도록 강체 변형만을 구속하였다.

3.2 용접조건

용접은 FCAW 필렛용접(1.4φ와이어)로써, 1패스용접을 양면에서 동시용접함을 가정하였다. 본 연구에서

Copyright (C) 2003 NuriMedia Co., Ltd.

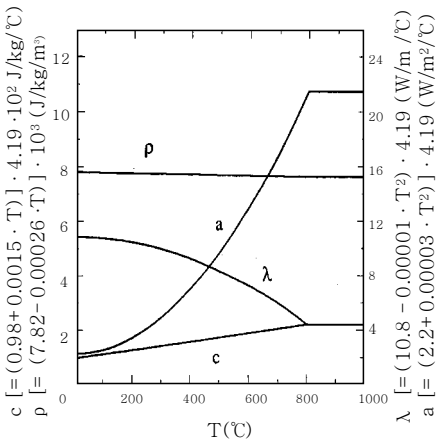

Fig. 5 Relationship between physical properties and temperature[9]

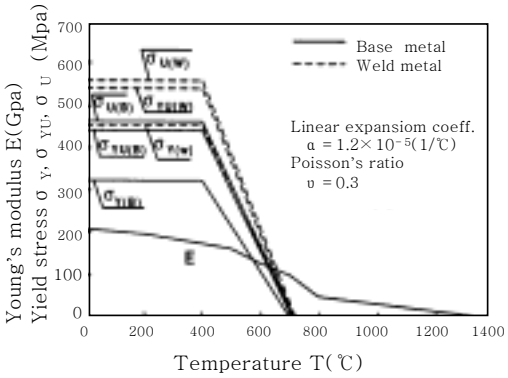

Fig. 6 Relationship between mechanical properties and temperature[9]

사용한 용접재료는 메탈계 플럭스코어드 와이어이었으며 강재는 SS400구조용강을 사용하였다. 용접조건은 전류 340A, 전압 34V, 용접속도 6.6m/s 이며, 표준 각장 6mm가 되도록 하였다. 각 용접조건에 의한 용접입열(Q)는 식(1)에 따라 계산하였다. 계산에 의해 용접입열량은 1,400(J)로 하였다.

$$Q = \eta \frac{V \cdot I}{v} (Joule) \tag{23}$$

식(23)에서 구한 입열량을 식(24)를 이용하여 용접금속의 모델에 단위체적, 단위시간당의 입열량으로 환산하여 적용한다.

$$q = \frac{Q \cdot l}{4.19 \cdot A \cdot l \cdot t} (cal/\ mm^3 \cdot s) \tag{24}$$

여기서 v: 용접속도(mm/s), V: 전압(V), I:전류(A), Q:입열량(Joule), A: 단면적(mm^2), l:용접길이(mm), η:용접효율 이다.

4. 해석결과 및 고찰

4.1 온도분포 해석결과

본 계산은 8절점 아이소파라메트릭 3차원요소를 사용하여 열전도해석을 수행하였다. 해석시 용접열원은 이동열원으로 가정하여 실제 용접봉이 이동하는 효과를 고려하여 실시하였다. 각 용접요소에는 열원이 7.5초간 용접입열이 10분할하여 투입되는 것으로 하였다. Fig. 7은 용접시작부로부터 700mm 떨어져 있는 지점에서 용접부로부터 각각 떨어져 있는(Fig.8 참조) 박스부재부의 온도이력을 보여주고 있다. 결과에 의하면 용접열원이 Fig. 7에서 보여 주고 있는 요소에 오기 전에는 20℃를 유지하고 있다가 열원이 가까워짐으로서 급격하게 온도가 상승하다가 급냉되는 것을 알 수 있다. 그리고 용접부로부터 떨어져 있는 요소는 열전도에 의해 서서히 온도가 상승하는 것을 알 수 있다. Fig. 9는 용접부의 온도이력으로서 열원이 지나감에 따라 가열, 냉각되는 것을 보여주고 있다. 결과로부터 용접열원의 이동효과가 잘 구현되고 있어 정상적인 온도해석이 이루어지고 있는 것을 알 수 있다. 여기에서 주목할 것은 용접이 시작하는 부분이 다른 부위에 비해 온도가 더

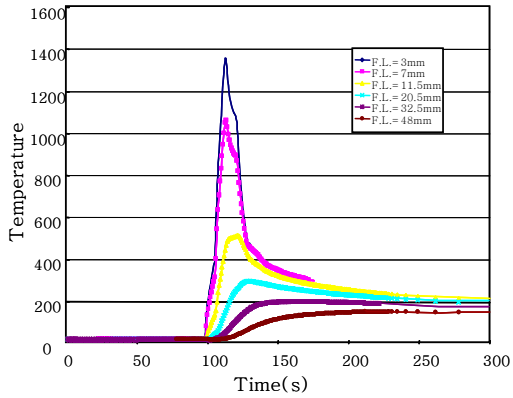

Fig. 7 Temperature history at x=700mm

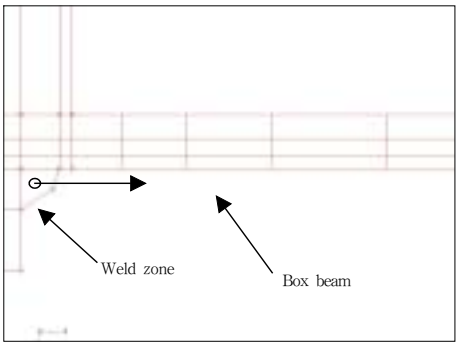

Fig. 8 Marks for welded temperature and residual stress distribution(x=700mm)

Copyright (C) 2003 NuriMedia Co., Ltd.

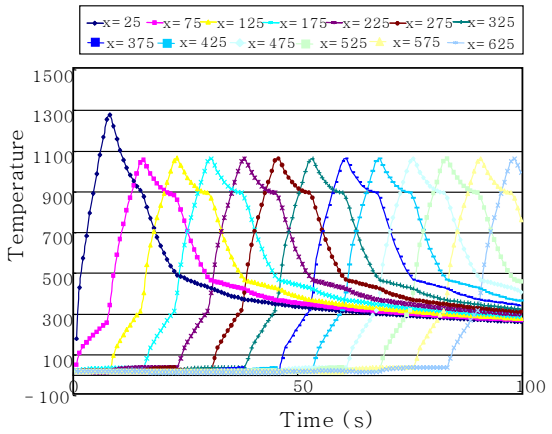

Fig. 9 Temperature history of weld metal with time

많이 상승하고 있다. 그것은 용접시작부는 갑작스런 열유입으로 열이 원활하게 전도되지 않기 때문이다.

4.2 용접잔류응력 및 용접변형 해석결과

3차원 열전도해석에 의해 구한 온도이력을 절점하중으로 하는 3차원 열응력해석을 수행하여 잔류응력을 계산하였다. Fig. 10은 열탄소성 응력해석을 수행하여 구한 잔류응력이며, Fig. 7에서 보여준 온도이력위치와 동일한 곳의 잔류응력이다. 여기서 x는 용접선 직각방향, y는 폭방향 그리고 z는 I빔의 높이방향을 표시하고 있다.

결과에 의하며, 용접선방향의 잔류응력은 거의 항복응력에 가까운 잔류응력이 존재하며 용접선으로부터 멀어짐에 따라 점점 감소하는 것을 알 수 있다. 이것은 용접선방향의 힘의 평행조건을 만족하기 위한 것이다. 반면 다른 방향의 잔류응력은 용접선 부근을 제외하고 매우 작은 잔류응력값을 가지고 있음을 알 수 있다.

Fig. 11은 용접 종굽힘변형을 보여주고 있다. 본 해석 모델의 경우 부재의 중립축과 용접부가 일치하지 않으므로 필연적으로 종굽힘변형이 발생하게 된다. 본 해석의 단면을 보면 중립축보다 용접부가 위에 존재하므로 용접 후 용접부의 수축에 의해 아래방향으로 잔류종굽힘변형이 발생하고 있다. 이러한 종굽힘변형의 크기는 중립축과 용접열원의 거리와 용접열원의 세기에 따라서 변화한다. 따라서 이러한 종굽힘 변형을 방지 및 최소화하기 위해서는 설계 최소각장을 유지하도록 현장의 관리가 중요하다.

5. 결 론

I형 형강위에 박스형빔을 올려 놓고 양면을 필렛용접

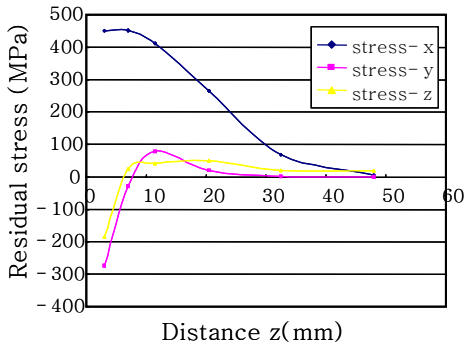

Fig. 10 Distribution of welded residual stress for weld zone

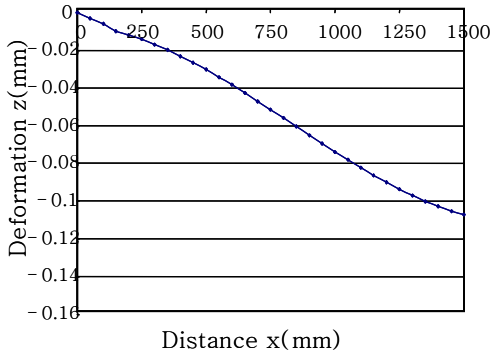

Fig. 11 Welding deformation of longitudinal sectio

하는 경우, 용접에 의해 발생하는 용접분포, 잔류응력 그리고 종굽힘변형을 3차원열탄소성응력해석한 결과 다음과 같은 결과를 얻었다.

1) 3차원 열탄소성해석을 수행한 결과 용접선 방향의 잔류응력은 항복응력에 가까운 응력이 발생하였고, 용접선 두께방향의 잔류응력은 용접부를 제외하고 매우 작은 응력이 발생하였다.

2) 종굽힘변형이 발생하는 방향은 부재의 중립축과 열원의 위치에 의해 결정됨으로 본 연구와 같이 용접열원이 부재의 중립축보다 위에 존재하는 경우는 아래 방향으로 종굽힘변형이 발생하였다.

3) 종굽힘변형을 방지 또는 최소화하기 위해서는, 첫째, 설계각장을 준수 할 수 있도록 현장관리가 필요하며, 둘째, 용접열원을 최소화(냉각법), 고주파열원을 이용한 방지, 용접순서를 고려한 적극적인 대책을 강구할 필요가 있다.

후 기

본 연구는 2002년도 강원지방 중소기업청 산학연 컨소시엄 연구비 지원에 의해 수행된 내용의 일부이며, 이에 감사 드립니다.

Copyright (C) 2003 NuriMedia Co., Ltd.

참 고 문 헌

1. Kim, Y.C., Chang, K.H. and Horikawa, K. : Production Mechanism for Out-of-Plane Deformation in Fillet Welding and Investigation of Generality, Journal of the Japanese Welding Society, Vol.17, No.2, 1999
2. Sasayama, Y., Masubuchi, K. and Moriguchi, S. : Longitudinal Deformation of a Long Beam due to Fillet Welding, Welding Journal, Vol.34, 1955
3. Okerblom, N. O. : The Calculations of Deformations of Welded Metal Structures, Her Majesty's Stationery Office, 1958
4. Tsuji, I. and Yamaguchi, K. : Distortion and Shrinkage Stresses in Edge Welding of Beams, Journal of the Western Society of Naval Architects of Japan, Vol.42,1967(in Japanese)
5. Masubichi, K. and Papazoglou, V. J. : Analysis and control of Distortion in Welded Aluminum Structures, SNAME Transaction, Vol.86, 1978
6. Aoki, H., Nagai, K., Kuwajima, H. and Watanabe, M. : Estimation of Welding Deformations for Actual Plate Girgers, Journal of the Japanese Welding Society, 50-10 1981(in Japanese)
7. Jang, C.D. and Seo S. I. : Basic Studies for the Automatic Fabrication of Welded Built-up Beams, Journal of Ship Production, 11-2,1995
8. Jang, C.D. and Seo S. I. : On the Prediction of Deformation of Welded Built-up Beams, Journal of the Society of Naval Architects of Korea, 31-3,1994
9. You Chul Kim, Jeong Ung Park, Izumi Imoto and Kosuke Horikawa : Effects of Defects on Welding Deformation and Residual Stress, Steel Construction Engineering, Vol.4, 1996.11, 295-299(in Japanese)

Copyright (C) 2003 NuriMedia Co., Ltd.