論 文

大 韓 造 船 學 會 論 文 集
第 33 卷 第 3 號 1996年 8月
Transactions of the Society of
Naval Architects of Korea
Vol. 33, No. 3, August 1996

간이 수치해석에 의한 열탄소성보의 잔류변형 및 응력분포의 예측

전석희*, 최경식**

Prediction of Residual Deformation and Stress Distribution for a Thermo-Elastic-Plastic Beam Using a Simplified Numerical Analysis

by

S.H. Jun* and K. Choi**

요 약

본 논문에서는 선상가열에 의한 평판의 굽힘변형과 관련하여 열탄소성보의 잔류변형과 잔류응력의 분포를 예측하기 위한 간이 수치해석을 시도하였다. 3차원 평판의 거동을 2차원 보의 변형으로 단순화시키기 위하여 수정된 스트립 모델을 사용하고 여기에 유한요소법을 사용하여 시간의 변화에 따른 열탄소성보의 거동을 간편하게 계산할 수 있는 PC용 전산프로그램을 개발하였다.

본 해석에서는 온도장을 구하는 과정은 생략하였고 이미 주어진 온도분포를 사용하여 열변형이 발생하는 문제만을 다루고 있으며 온도에 따른 재료특성치의 변화도 고려하였다. 본 프로그램의 검증을 위하여 계산결과는 기발표된 실험결과나 유사한 방법의 수치해석 결과와 비교하였다.

Abstract

Regarding the plate bending process by line heating method, in this study a simplified numerical analysis is performed for a beam model to predict its residual deformation and stress distribution. Using the modified strip theory and beam finite element method, a PC-based simulation program is developed for a thermo-elastic-plastic beam. The plate

발 표 : 1995년도 대한조선학회 추계연구발표회('95. 11. 9)
접수일자 : 1995년 11월 17일 , 재접수일자 : 1996년 6월 11일
* 대우중공업(주) 선박해양기술연구소
** 정회원, 한국해양대학교 조선해양공학부

bending problem can be approximately replaced by a beam model using distributed springs to account for the effect of adjacent strips. The spring constants are chosen as the best fit with experiments.

In this paper, it is assumed that the temperature distribution is already given and the temperature-dependent material properties are considered. To verify the simulation program, the results using present numerical algorithm are compared with other published experimental results and similar numerical studies. The comparison shows good agreement. The present PC-based computer program also shows good efficiency in computing time.

1. 서 론

선박 및 해양구조물의 건조시 평판의 곡면가공은 필수적인 공정중의 하나이지만 절단이나 용접 등 자동화된 타 공정에 비하여 연구가 부족하여 생산성 향상의 측면에서 많은 문제를 제기하고 있다. 현재 선박과 해양구조물에 있어서 원하는 곡면부 외판형상을 얻기 위해 흔히 사용되고 있는 방법은 프레스가공법 (press bending) 과 선상가열법 (line heating) 으로서, 완만한 단순곡면은 프레스가공법으로 하고 2중곡면이나 마무리 작업, 용접변형제거 등은 선상가열법으로 작업하고 있다.

현재 현장에서 곡면가공작업은 전적으로 작업자의 경험과 시행착오를 통한 기술축적에 의존하고 있다. 이는 곡면가공작업을 자동화, 전산화시키기에 많은 어려움이 있음을 의미하며 특히 선상가열에 의한 굽힘과정은 역학적으로 매우 복잡한 문제로서 이론적인 뒷받침이 부족한 형편이다. 선상가열과정은 3차원 열탄소성 문제이기 때문에 비선형의 3차원 구조해석으로 다루어야 하며 특히 시간에 따른 온도장의 변화를 매시각 추적하며 다룰 수 있는 역학적 모델이 요구된다. 이러한 선상가열과정의 역학적 거동을 해석하기 위해 유한요소법에 의한 3차원 열탄소성 모델이 사용된 바 있으나 초고속의 전산기를 이용해도 많은 계산시간이 소요되는 등 실용적이지 못한 현실이다. 따라서 작업현장에서의 능률향상과 작업공정의 자동화, 전산화를 위해서는 선상가열과정의 역학적 이해를 바탕으로 짧은 시간에 계산결과를 제시할 수 있는 간이 수치해석이 필요하다.

선상가열법에 대한 초기의 연구들은 주로 일본의 조선소 현장에서의 필요에 의해 시작되었다. 그러나 열탄소성 해석을 적용한 대상은 대부분 2차원 단순보의 문제로서 실제 선상가열법의 적용대상인 3차원 평판의 굽힘문제를 다루기에는 너무 단순한 것이었다. Iwasaki et al.[1] 는 두께방향으로 서로 다른 온도분포층를 갖는 보모델을 이용하여 선상가열에 의해 발생한 굽힘변형과 동일한 크기의 변형을 줄 수 있는 등가의 굽힘모멘트를 환산하였다. 또한 실험을 수행하여 철판의 두께와 가열량, 열원의 이동속도에 대해 넓은 범위에 걸쳐 자료를 정리하였다. 한편 Iwamura and Rybicki[2] 는 좀더 복잡한 2차원 보모델을 이용하여 선상가열과정에 대한 새로운 접근방법을 시도하였다. 그들은 철판위 열원의 이동방향에 수직하게, 보로 취급할 수 있는 하나의 스트립 (strip) 을 선택하고, 실험결과로부터 유추하여 변형도가 판두께를 따라 선형적으로 변한다고 가정하였다. 또한 재료특성치가 온도의 함수로서 다루어졌으며 열탄소성 응력-변형도 관계가 사용되었다. 이러한 보모델을 통하여 선상가열과정에 대한 비선형의 연립방정식을 얻은 바 있다.

그후 Moshaiov and Vorus[3] 는 2차원 보모델의 한계와 선상가열에 의한 온도장이 시간과 위치에 따라 변하는 것을 고려하여, 3차원 판이론에 따른 열탄소성 방정식을 증분형식으로 유도하였고 이를 경계요소법을 사용하여 해석하였다. 이들은 인위적으로 두께방향으로 선형적인 온도분포를 가정하였고 재료특성치의 변화도 판의 두께방향으로만 한정하였다. 이들 연구와 동일한 조건을 갖춘 실험자료를 구하기는 쉽지 않지만 2차원 모델을 사용한 결과보다는 실험과 잘 부합되었다.

그러나 완전히 3차원 모델을 사용하여 해석할 때에는 수치계산에 많은 시간이 소요되어 비실용적이기 때문에 이러한 3차원 해석방법의 단점을 극복하기 위하여 Moshaiov and Shin[4] 는 기존의 2차원 보모델을 보완하여 인접한 판의 강성효과를 등가의 스프링으로 배열한 형태의 수정된 스트립 모델 (modified strip model) 을 제시하였다. 3차원 평판에서 인접한 스트립이 있음으로 인해 가운데 스트립이 받게되는 변형억제효과를 기존의 2차원 보모델에 등가의 스프링을 분포시킴으로써 근사적으로 해결하려고 하였다. 후에 Moshaiov[5] 는 이를 증분형식의 방정식으로 수정하였고 유한요소법을 적용하여 해석하였다.

한편 그간 축적된 자료를 바탕으로 일본의 조선업계에서는 숙련된 작업자의 역활을 대신할 수 있도록 평판의 굽힘가공을 위한 전산 시뮬레이터를 개발하는 데 노력하고 있다. Nomoto et al.[6] 는 선상가열에 의한 평판의 굽힘과정을 복잡한 열탄소성 해석을 하는 대신에, 실측자료로부터 가열토치의 입열량과 판의 최종 굽힘변형량을 연관시켜 실험식을 만들고, 동일한 크기의 변형을 발생시키는 입열량과 등가인 수축모멘트로 환산하였다. 그리고 이 가상의 모멘트값을 입력자료로 선형탄성해석을 수행한 결과를 그래픽으로 출력시키는 방법을 사용하였다. Ueda et al.[7] 은 선상가열시 판에 발생하는 변형도를 성분별로 분리하여 최종결과에 미치는 영향을 고찰함으로써 가열선의 위치 및 방향 그리고 원하는 곡면을 얻기 위한 수축변형의 크기 등을 제시하였다.

국내의 연구를 보면 이주성 등[8] 은 원하는 곡면을 얻기 위해 시뮬레이션후의 형상이 목적한 형상과 닮은 정도를 정의하는 유사성 변수를 도입하여, 작업변수들이 주어진 경우 가열경로를 결정하는 프로그램을 개발하였고, Shin et al.[9] 은 3차원 유한요소 판모델을 이용하여 열탄소성해석 및 잔류변형에 영향을 주는 냉각효과, 토치속도 등을 검토하였다. Jang et al.[10] 은 간이 열탄소성 해석법에 의해 고유변형도의 크기와 굽힘변형량을 계산하고 이를 실험결과와 비교한 바 있다.

선상가열에 의한 평판의 굽힘변형과 관련하여 본 논문에서는 열탄소성보의 잔류변형과 잔류응력의 분포를 예측하기 위한 간이 수치해석을 시도하였다. 3차원 평판의 거동을 2차원 보의 변형으로 단순화시키기 위하여 수정된 스트립 모델을 사용하고 여기에 유한요소법을 사용하여 시간의 변화에 따른 열탄소성보의 거동을 간편하게 계산할 수 있는 PC용 전산프로그램을 개발하였다. 본 해석에서는 온도장을 구하는 과정은 생략하였고 이미 주어진 온도분포를 사용하여 열변형이 발생하는 문제만을 다루고 있으며 온도에 따른 재료특성치의 변화도 고려하였다. 본 프로그램의 검증을 위하여 계산결과는 기발표된 실험결과나 유사한 방법의 수치해석 결과와 비교하였다.

2. 굽힘변형의 발생과정

철판을 부분적으로 가열하였다가 냉각하면 열에 의한 국부적인 소성변형이 단면의 수축 또는 굽힘 등의 잔류변형으로 남게된다. 열탄소성보의 굽힘변형을 간단히 설명하기 위해서 Fig.1 과 같은 보모델과 온도분포를 고려해 보자. 편의상 가열영역 (heat affected zone) 이외의 영역은 0℃ 로 가정한다[11].

(1) 가열이 시작되면 보의 윗면은 열변형도에 의해 부분적으로 팽창하면서 상대적으로 길이가 짧은 아랫면의 구속으로 인해 내부적으로 압축응력을 받게되며 판 전체적으로는 탄성굽힘변형이 발생한다.

(2) 온도가 높아지면서 열팽창은 더욱 증가하는 동시에 재료의 항복점은 낮아지게 되므로 압축응력에 의해 국부적으로 쉽게 소성변형이 발생한다. 이때 주변의 온도가 낮은 부분은 항복응력과 강성이 아직 높기 때문에 구속효과가 크고 따라서 소성유동 (plastic flow) 은 자유단인 윗면에서 주로 발생함으로써 위로 볼록한 형상으로 휘어진다.

(3) 냉각이 되면서 열변형도가 서서히 감소하고 보는 원래 형상을 회복하려 한다. 하지만 이미 보의 윗면에 발생되었던 소성압축변형으로 인하여 보에는 반대방향의 굽힘변형이 발생하며 전체적으로 수축변형이 남게되므로 보는 아래로 볼록한 형

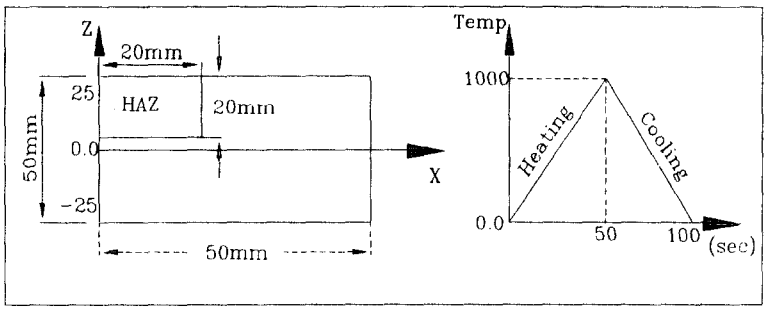

Fig.1 Heat affected zone and its temperature distribution for a beam model.

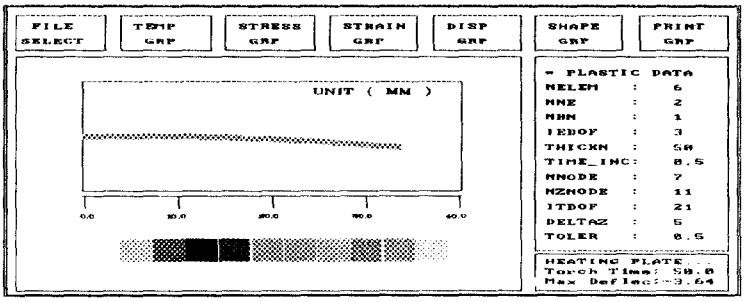

Fig.2 Initial stage of bending shape for a thermo-elastic-plastic beam.

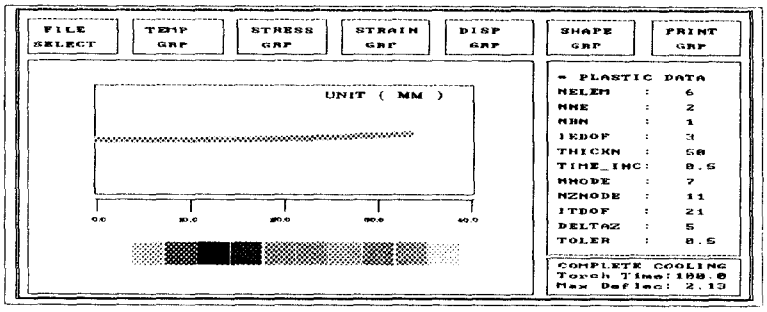

Fig.3 Final stage of bending shape for a thermo-elastic-plastic beam.

상으로 휘어진다.

(4) Fig.2 는 가열온도가 최대 1000℃ 에 이른 순간의 보의 굽힘형상을 보여주고 있고 Fig.3 은 냉각종료후 최종상태에서의 굽힘변형의 형상을 보여주고 있다.

3. 열탄소성 해석

3.1 열탄소성보의 지배방정식

열탄소성보의 변형은 하중경로에 따라 최종변형의 크기가 달라지는 소성영역에서의 문제이므로 모든 정식화과정에서 증분형식의 표현을 사용한다. 축방향의 변위증분과 변형도증분은 다음과 같다.

$$\Delta u = \Delta u_0 - z\frac{\partial \Delta w}{\partial x} \tag{1}$$

$$\Delta \varepsilon_x = \frac{\partial \Delta u_0}{\partial x} - z\frac{\partial^2 \Delta w}{\partial x^2} \tag{2}$$

여기서 Δu_0 는 보의 중앙면에서의 x 방향의 변위증분을 나타내며 Δw 는 z 방향의 변위증분을 각각 나타낸다.

전변형도증분이 탄성변형도, 열변형도, 소성변형도증분의 합이라고 가정한다. 즉,

$$\Delta \varepsilon_x = \Delta \varepsilon_x^e + \Delta \varepsilon_x^{th} + \Delta \varepsilon_x^p \qquad (3)$$

그리고 응력증분과 변형도증분의 관계는 탄성계수가 온도의 함수임을 고려하여, 즉 $E=E(T)$ 로부터 응력증분을 구하면,

$$\Delta \sigma_x = E\Delta \varepsilon_x + \frac{\Delta E}{E}\sigma_x - E(\Delta \varepsilon_x^p + \varepsilon_x^{th}) \qquad (4)$$

소성변형도증분은 소성유동법칙 (plastic flow rule) 에 의하여 다음과 같이 계산된다.

$$\Delta \varepsilon^p{}_x = \alpha \frac{|\Delta \sigma_x|}{h} sgn(\sigma_x) \qquad (5)$$

여기서 h : 경화계수 (hardening coefficient)

α : 항복개시를 나타내는 파라미터

$\alpha=0$ if $|\sigma_x| < Y$; 탄성거동

$\alpha=0$ if $|\sigma_x| = Y$

and $\sigma_x d\varepsilon < 0$; 제하과정

$\alpha=1$ if $|\sigma_x| = Y$

and $\sigma_x d\varepsilon > 0$; 부하과정

한편 평판의 선상가열과정을 보모델로서 유효하게 설명하기 위해, Moshaiov and Shin[4] 에 의해 제안된 바와 같이, 인접판의 효과를 등가의 분포된 스프링 (distributed spring) 으로 대체한 수정된 스트립 모델 (modified strip model) 을 채택한다. Fig.4 는 수정된 스트립 모델에 대한 미소요소의 자유물체도를 나타내고 있다. 보요소의 두께는 h 이다. 여기서 수직스프링 (k_z) 과 회전스프링 ($k_{\theta x}$) 은 인접한 판의 굽힘강성 효과를 나타내고 수평스프링 (k_x) 은 인장강성을 나타낸다. Δf 는 계에 작용하는 외력, ΔV 는 전단력의 증분을 나타낸다.

여기서

$$\{D_1, D_2, D_3\} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} E\{1, z, z^2\} dz$$

로 정의한다. Fig.4 로부터 보의 두께방향으로 분포하는 응력에 의한 면내력과 굽힘모멘트의 증분을 계산하면,

$$\Delta N = D_1 \frac{d\Delta u_0}{dx} - D_2 \frac{d^2 \Delta w}{dx^2} - \Delta N_x^p - \Delta N_x^{th} + \Delta N_x^c \qquad (6)$$

$$\Delta M = D_2 \frac{d\Delta u_0}{dx} - D_3 \frac{d^2 \Delta w}{dx^2} - \Delta M_x^p - \Delta M_x^{th} + \Delta M_x^c \qquad (7)$$

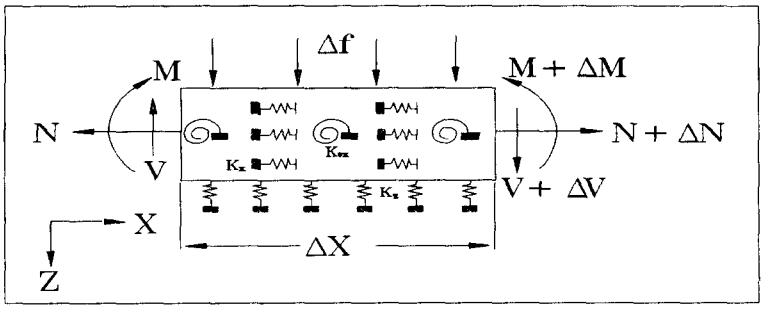

Fig.4 Free body diagram of a beam element of length ΔX.

열하중 (thermal load), 소성하중 (plastic load), 보정하중 (corrective load) 은 각각 다음과 같이 정의된다.

$$\begin{bmatrix} \Delta N_x^{th} \\ \Delta N_x^{p} \\ \Delta N_x^{c} \end{bmatrix} = \int_{-h/2}^{h/2} E \begin{bmatrix} \Delta \varepsilon_x^{th} \\ \Delta \varepsilon_x^{p} \\ \frac{\Delta E}{E^2}\sigma_x \end{bmatrix} dz \tag{8}$$

$$\begin{bmatrix} \Delta M_x^{th} \\ \Delta M_x^{p} \\ \Delta M_x^{c} \end{bmatrix} = \int_{-h/2}^{h/2} E \begin{bmatrix} \Delta \varepsilon_x^{th} \\ \Delta \varepsilon_x^{p} \\ \frac{\Delta E}{E^2}\sigma_x \end{bmatrix} z\, dz \tag{9}$$

따라서 축방향힘과 굽힘모멘트의 평형방정식을 구하면

$$\frac{d}{dx}\left[D_1\frac{d\Delta u_0}{dx} - D_2\frac{d^2\Delta w}{dx^2} - \Delta N_x^{th} + \Delta N_x^{c} - \Delta N_x^{p}\right]$$

$$= c_1\Delta u_0 - c_2\frac{d\Delta w}{dx} \tag{10}$$

$$\frac{d^2}{dx^2}\left[D_2\frac{d\Delta u_0}{dx} - D_3\frac{d^2\Delta w}{dx^2} - \Delta M_x^{th} + \Delta M_x^{c} - \Delta M_x^{p}\right]$$

$$= -\Delta f + k_z\Delta w - k_{\theta x}\frac{d^2\Delta w}{dx^2} + c_2\frac{d\Delta u_0}{dx} - c_3\frac{d^2\Delta w}{dx^2} \tag{11}$$

여기서 $\{c_1, c_2, c_3\} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} k_x\{1, z, z^2\}dz$ (12)

3.2 유한요소방정식의 정식화

유한요소방정식 정식화과정의 복잡함을 피하기 위해 하나의 요소내에서 D_1, D_2, D_3 는 축방향 변화가 없다고 가정하고 식 (10)과 (11)에 가상일의 원리를 적용한다. 즉, 가상변위 δu_0 와 가상처짐 δw 를 각각 곱하여 요소길이에 대해서 부분적분을 수행하면 다음 식을 얻는다.

$$\int_0^l \Big\{ -D_1\frac{d\Delta u_0}{dx}\frac{d\delta u_0}{dx} + D_2\frac{d^2\Delta w}{dx^2}\frac{d\delta u_0}{dx}$$

$$-c_1\Delta u_0\delta u_0 + c_2\frac{d\Delta w}{dx}\delta u_0 + D_2\frac{d\Delta u_0}{dx}\frac{d^2\delta w}{dx^2}$$

$$-D_3\frac{d^2\Delta w}{dx^2}\frac{d^2\delta w}{dx^2} - k_z\Delta w\delta w$$

$$-(k_{\theta x}+c_3)\frac{d\Delta w}{dx}\frac{d\delta w}{dx} + c_2\Delta u_0\frac{d\delta w}{dx}\Big\}dx$$

$$= \int_0^l \Big\{(-\Delta N_x^{th} + \Delta N_x^{c} - \Delta N_x^{p})\frac{d\delta u_0}{dx}$$

$$+(\Delta M_x^{th} - \Delta M_x^{c} + \Delta M_x^{p})\frac{d^2\delta w}{dx^2} - \Delta f\delta w\Big\}dx$$

$$-\Delta N\delta u_0\Big|_0^l - \Delta V\delta w\Big|_0^l + \Delta M\frac{d\delta w}{dx}\Big|_0^l \tag{13}$$

여기서 변위와 형상의 연속조건을 만족하도록 형상함수를 선택해야 하는데 본 논문에서는 축방향변위의 경우는 선형함수를, 수직처짐 및 각변위의 경우는 Hermitian 함수를 사용한다. 형상함수와 변위성분의 관계식은 다음과 같다.

$$\begin{bmatrix} u_0 \\ w \end{bmatrix} = [N]\{\phi_e\} \tag{14}$$

여기서 $\{\phi_e\}$ 는 변위벡터를 나타낸다. 형상함수의 1차 및 2차도함수를 행렬 $[B]$ 및 $[G]$ 로 표시하면 다음과 같다.

$$\begin{bmatrix} \frac{du_0}{dx} \\ \frac{dw}{dx} \end{bmatrix} = [B]\{\phi_e\}, \quad \begin{bmatrix} \frac{d^2u_0}{dx^2} \\ \frac{d^2w}{dx^2} \end{bmatrix} = [G]\{\phi_e\} \tag{15}$$

u_0 , w 에 대해 위에서 정의된 형상함수를 이용하여 식 (13)을 유한요소방정식으로 표시하면 다음과 같다.

$$[K_e]\{\Delta\phi_e\}=\{\Delta f_e\} \tag{16}$$

여기서 $[K_e]=\int_0^l\{-D_1B_u^TB_u+D_2G_w^TB_u$

$$+D_2B_u^TG_w-D_3G_w^TG_u$$
$$-c_1N_u^TN_u+c_2N_u^TB_w+c_2B_w^TN_u$$
$$-k_zN_w^TN_w-(k_{\theta x}+c_3)B_w^TB_w\}dx$$

그리고

$\{\Delta f_e\}^{ex}=\int_0^l(-\Delta f N_w^T)\,dx$; 외력벡터

$\{\Delta f_e\}^{th}=\int_0^l(-\Delta N_x^{th}B_u^T+\Delta M_x^{th}G_w^T)dx$

; 열하중벡터

$\{\Delta f_e\}^{c}=\int_0^l(\Delta N_x^cB_u^T-\Delta M_x^cG_w^T)dx$

; 보정하중벡터

$\{\Delta f_e\}^{p}=\int_0^l(-\Delta N_x^pB_u^T+\Delta M_x^pG_w^T)dx$

; 소성하중벡터

3.3 수치해석 방법

증분과정내의 반복과정 동안 응력과 소성변형도는 축적되며 이러한 과정에서 소성하중은 외력으로써 작용하기 때문에 더욱 복잡한 응력-변형도 관계를 초래한다. 항복이 시작되는 위치에서의 하중은 이전 반복과정에서 구해진 하중과 현 반복과정에서 구해진 하중의 사이에서 결정되며 소성변형도는 항복후의 하중에 대해서 계산된다. 본 논문에서는 각 요소내에서 von Mises 의 항복기준을 고려하여 응력을 결정하고 만약 요소내의 응력이 이러한 기준보다 큰 경우에는 평형상태가 유지되도록 소성하중을 고려한다. 전단계에서의 반복과정에서 얻어진 항복응력값으로부터 요소의 항복여부를 검사하며 이때 다음 4가지 경우의 응력경로를 고려한다[12].

1) 전단계에서 항복한 경우의 부하과정(loading)
2) 전단계에서 항복한 경우의 제하과정 (unloading)
3) 현단계에서 항복이 발생하는 경우
4) 현단계에서 탄성인 경우

여기서 응력과 변형도 증분이 미소하다고 가정하면 응력증분은 요소가 전단계에서 항복이 발생한 경우와 현단계에서 항복이 발생한 경우에 대해서 다음과 같이 각각 따로 계산된다 (Fig.5(a), Fig.5(b) 참조).

$$\sigma_r=\sigma^{r-1}+(1-R)\Delta\sigma_e{}^r+\Delta\sigma_{ep}{}^r \tag{16}$$

여기서 $\Delta\sigma_{ep}{}^r=E\left(1-\frac{E}{E+h}\right)R\Delta\varepsilon^r$

$R=\frac{\sigma_e^r-\sigma_y}{\sigma_e^r-\sigma^{(r-1)}}$; 현단계에서 항복발생

$R=1$; 전단계에서 항복발생

소성변형도는 다음과 같이 계산된다.

$$\varepsilon_p^r=\varepsilon_p^{r-1}+\Delta\varepsilon_p^r=\varepsilon_p^{r-1}+\frac{R\Delta\varepsilon^r}{1+\frac{h}{E}} \tag{17}$$

그리고 소성하중의 수렴판정기준은 다음과 같다.

$$\frac{\sqrt{\left[\sum_{i=1}^{N}(\Psi_i^r)^2\right]}}{\sqrt{\left[\sum_{i=1}^{N}(f_i^r)^2\right]}}*100\ <\ toler \tag{18}$$

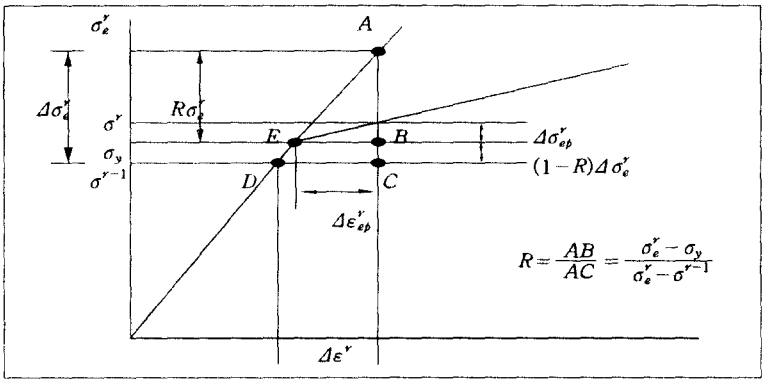

Fig.5(a) Initial yielding of material.

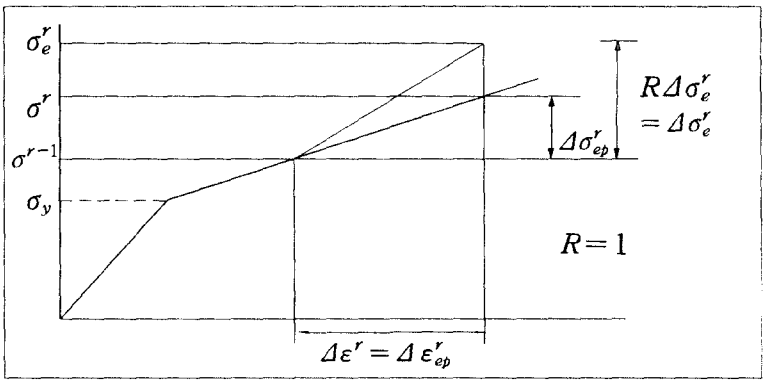

Fig.5(b) Previously yielded material.

여기서 Ψ_i^r = 소성하중

f_i^r = 전체하중

N = 전체 자유도수

r = 반복회수

온도변화에 따른 재료 비선형성을 고려한 구조해석의 경우 일반적으로 증분형식 (incremental form)의 유한요소방정식을 하중증분 구간마다 반복해석 (iterative method) 을 통해 변위를 계산하게 된다. 본 논문에서는 각 증분구간마다 초기강성법으로 반복해석하여 변위를 계산하는 혼합법을 사용하였다.

4. 계산결과 및 고찰

본 계산사례는 단순지지된 보의 윗면에 일정시간 동안 최대 1,000℃ 의 선형적으로 증가하는 열을 가한 다음 서서히 냉각하는 경우이다. 여기서는 열탄소성보의 대칭성을 고려하여 반쪽인 100mm(길이)×50mm(두께) 만을 외팔보로서 다루고 있다. 여기서 고려해야 할 재료특성치는 항복응력, 경화계수, 탄성계수, 열팽창계수인데 기발표된 연구결과와 동일한 조건에서 결과를 비교하기 위해 Iwamura and Rybicki[2] 가 제시한 수치를 이용하였다. Fig.6 에서 볼 수 있듯이 탄성계수와 항복응력으로 대략 700℃ 이후에는 "0"에 가까운 작은 값을 선택하였다. Fig.7 은 외팔보 모델에 이

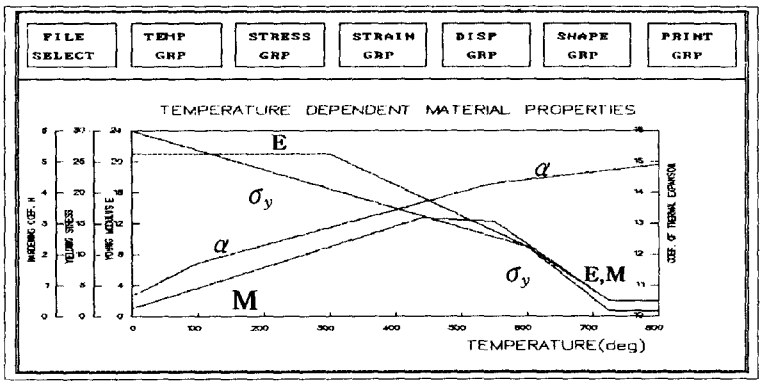

Fig.6 Temperature-dependent material properties.

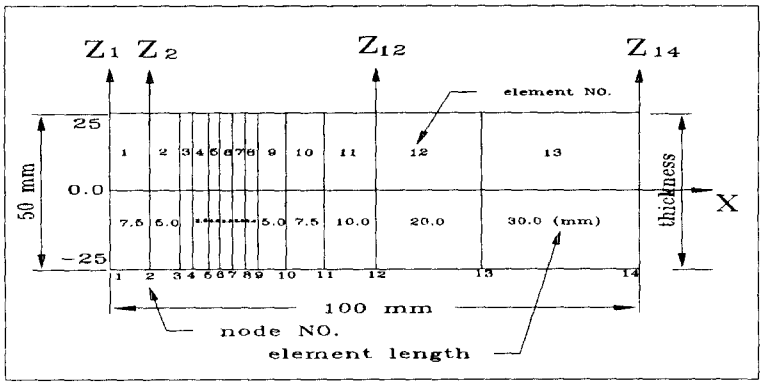

Fig.7 Model representation for a cantilever beam.

용된 유한요소 및 절점의 번호 등을 나타낸다. 열영향역에서는 요소를 작게 자르고 열영향역 이외의 영역에서는 요소를 크게 잘라 계산의 효율을 증대시켰다. 경계조건으로서 열원의 위치 ($x=0$) 에서 축방향변위, 수직처짐, 각변위는 "0"으로 가정하였다. 가열영역은 축방향 및 두께방향으로 등온분포를 가정하였다. Fig.8 은 시간에 따른 온도 변화를 표시한 것이고 Fig.9 는 열원위치에서 두께방향의 온도분포를 가열시간대 (2.5~20.5 sec) 에 따라 나타낸 것이다.

Fig.10 은 스프링강성을 고려하지 않았을 때의 잔류응력과 소성변형도 분포를 비교한 결과이다. 대체로 응력및 소성변형도의 크기가 평판의 실험결과보다 작게 나타남을 알 수 있다. 스프링강성으로 0 을 사용한다는 의미는 평판에서 인접한 스트립의 영향을 고려하지 않는 단순보의 열탄소성 해석이라는 뜻이다. 이러한 문제점을 극복하기 위해서 시행착오 방법을 통해 얻어진 스프링강성으로 $k_x=1.0$, $k_z=3.0$, $k_{\theta x}=0$ (kg/mm) 을수치계산에 사용하였다. 이 수치를 이용하여 최고온도 1000℃ 에 대하여, 최종상태의 응력(실선)과 소성변형도(점선) 분포를 비교하여 Fig.11, Fig.12 에 각각 나타내었다. 그 크기에 있어서 계산결과와 비교자료가 상당히 일치함을 알 수 있다. 그리고 잔류응력과 소성변형도 영역의 범위는 $x=25$ mm 이내인 것을 Fig.13 에서 알 수 있다. Fig.14 는 900℃ 일때, Fig.15 는 최종상태에서 보의 기울기(점선)와 처짐(실선)의 크기를 비교한 것이다. 정량적으로 약간의 차이는 보이지만 전체적으로 본 수치 프로그램의 결과와 실험치[2] 혹은 타연구자의 수치해석 결과[5]와 비교할 때 그 경향은 잘

일치하고 있음을 알 수 있다. 계산결과의 차이는 본 해석에서 사용된 모델링의 차이와 함께, 주로 보의 두께방향 온도분포의 가정에 따른 차이에 기인한다고 추정된다. 한 번의 열사이클을 완료하는 데 소요된 계산시간은 PC 586 컴퓨터로 약 30 초 정도였다.

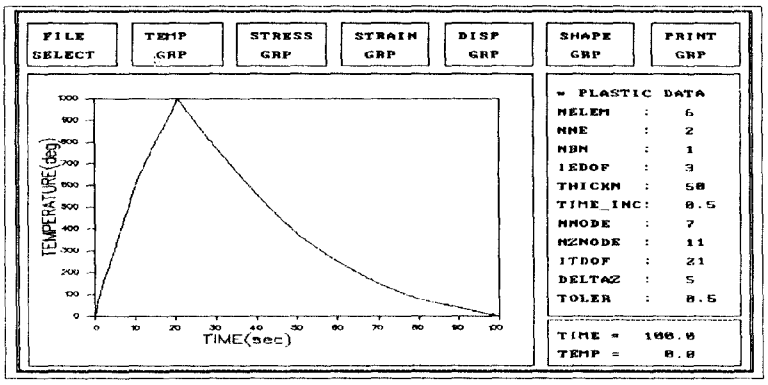

Fig.8 Time-dependent temperature variation.

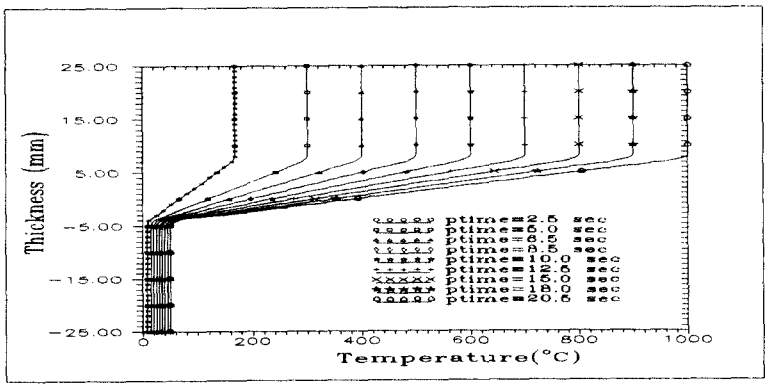

Fig.9 Temperature distribution through a beam thickness.

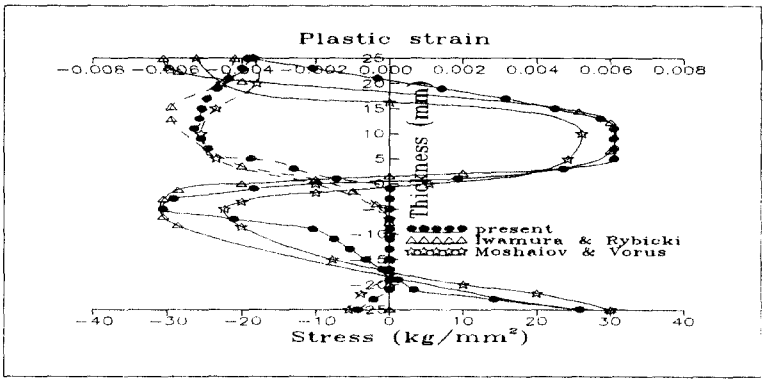

Fig.10 Comparison of residual stresses (solid line) and plastic strain (dashed line) distribution.

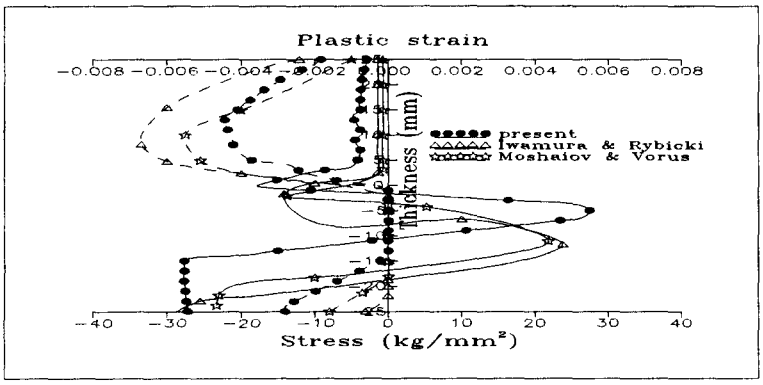

Fig.11 Comparison of stresses (solid line) and plastic strain (dashed line) distribution at T_{max}=1000 ℃.(k_x=1.0, k_z=3.0, $k_{\theta\chi}$=0)

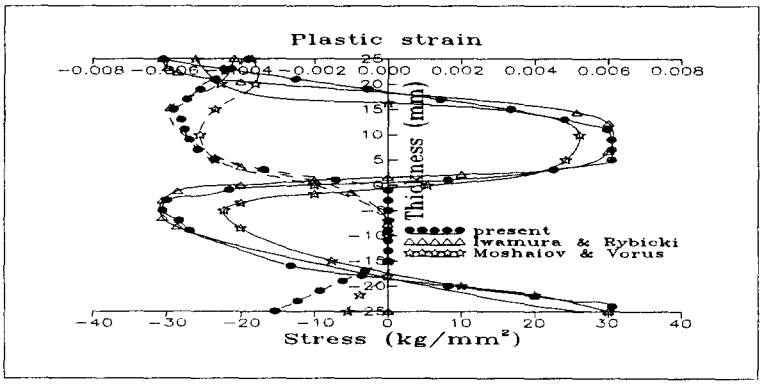

Fig.12 Comparison of residual stresses (solid line) and plastic strain (dashed line) distribution.(k_x=1.0, k_z=3.0, $k_{\theta\chi}$=0)

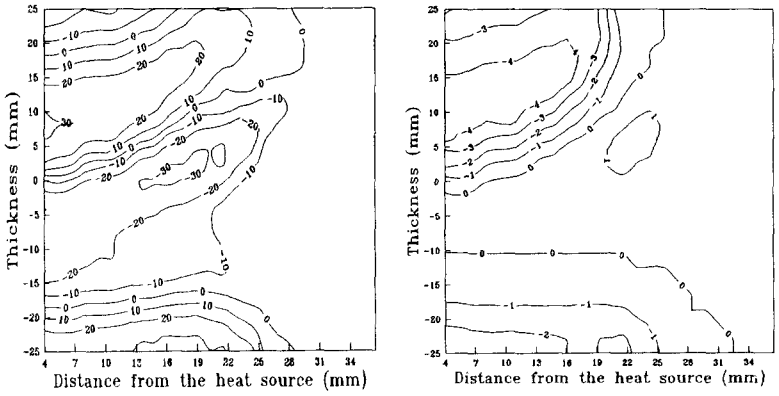

Fig.13 Residual stress (kg/mm^2) and plastic strain profiles.

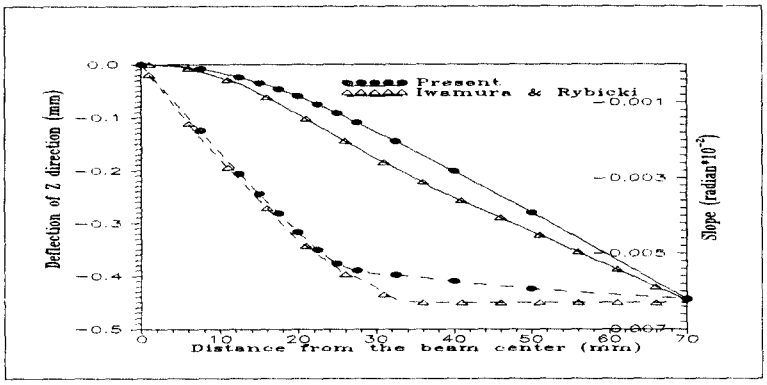

Fig.14 Comparison of deflection (solid line) and slope (dashed line) at Tmax=900℃.

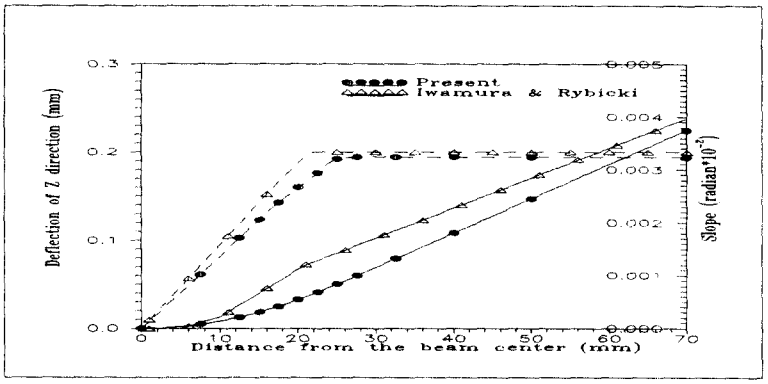

Fig.15 Comparison of residual deflection (solid line)and slope (dashed line).

5. 결 론

현재까지 선상가열과정의 역학적 거동을 해석하기 위해 범용의 유한요소법에 의한 3차원 열탄소성 해석예가 발표된 바 있으나 많은 계산시간이 소요되기 때문에 그다지 실용적이지 못한 현실이다. 작업현장에서의 능률향상과 작업공정의 자동화를 위해서는 선상가열과정의 역학적 이해를 바탕으로 짧은 시간에 계산결과를 제시하는 단순화된 시뮬레이션 모델이 필요하다.

본 연구에서는 선상가열에 의한 평판의 굽힘변형 해석을 복잡한 3차원 과도 열탄소성문제로 다루는 대신, 판의 굽힘변형과 등가의 보요소를 도입하여 단순화시켰다. 그리고 시간의 변화에 따른 열탄소성보의 잔류변형과 잔류응력 분포를 간단하게 계산할 수 있는 PC용 전산프로그램을 개발하였다.

본 논문의 결과는 스프링강성을 고려하지 않았을 경우에는 열탄소성보의 잔류응력과 소성변형도의 크기가 실험자료보다 조금 작게 나타나지만 스프링강성을 적절히 고려하면 그 차이는 없어짐을 알 수 있다. 전체적으로 본 수치 프로그램의 결과와 실험치 혹은 타연구자의 수치해석 결과와 비교할 때 그 경향이 잘 일치하고 있다.

본 연구의 결과는 복잡한 반복계산의 감소를 통해 시간 및 비용의 절약을 기대할 수 있으며, 현장에서의 평판굽힘작업시 사전 시뮬레이션 및 선

상가열기법의 교육과 훈련용으로도 사용할 수 있을 것이다.

참 고 문 헌

[1] Iwasaki, Y. et al., "Study on the Forming of Hull Plate by Line Heating Method," Technical Review No.19, Mitsubishi Heavy Industry, pp.51-59, 1975.

[2] Iwamura, Y. and Rybicki, E.F., "A Transient Elastic Plastic Thermal Stress Analysis of Flame Forming," ASME Journal of Engineering for Industry, pp.163-171, 1973.

[3] Moshaiov, A. and Vorus, W.S., "Elasto-Plastic Plate Bending Analysis by a Boundary Element Method with Initial Plastic Moments," International Journal of Solids and Structures, Vol.22, No.11, pp.1213- 1229, 1986.

[4] Moshaiov, A. and Shin, J.G., "Modified Strip Model for Analyzing the Line Heating Method - Part 2: Thermo-Elastic-Plastic Plates," Journal of Ship Research, Vol.35, No.3, pp.266-275, 1991.

[5] Moshaiov, A., "Finite Element Formulation of Coupled Thermo-Elastic-Plastic Beam Bending and Axial Response," Computers and Structures, Vol.41, No.5, pp.1023-1028, 1991.

[6] Nomoto, T. et al., "Development of Simulator for Plate Bending by Line-Heating," Journal of the Society of Naval Architects of Japan, Vol.168, pp.527-535, 1990.

[7] Ueda, Y. et al., "Development of Computer Aided Process Planning System for Plate Bending by Line Heating (1st Report) - Relation between the Final Form of the Plate and Inherent Strain," Journal of the Society of Naval Architects of Japan, Vol.170, pp.577-586, 1991.

[8] 이주성, 김상일, 오석진, "선상가열에 의한 강판의 곡가공 자동화 시스템 (Ⅰ)," 대한조선학회논문집, 제31권 4호, pp.139-146, 1994.

[9] Shin, J.G., Lee, J.H. and Kim, W.D., "A Numerical Simulation of a Line Heating Process for Plate Forming," Proceedings of the 6th International Symposium on Practical Design of Ships and Mobile Units, Seoul, Korea, Vol.2, pp.1447-1458, 1995.

[10] Jang, C.D. and Seo, S.I. and Ko, D.E., "A Study on the Simulation of Line Heating Process using a Simplified Thermal Elasto-plastic Analysis Method," Proceedings of the 6th International Symposium on Practical Design of Ships and Mobile Units, Seoul, Korea, Vol.2, pp.1421- 1432, 1995.

[11] 노인식 외, 선상가열 시뮬레이터에 관한 연구 (Ⅱ), 한국기계연구원 연구보고서 UCN016-155 M, 1994.

[12] Owen, D.J. and Hinton, E., Finite Elements in Plasticity: Theory and Practice, Pineridge Press, UK, 1980.