

곡가공 자동화 시스템을 위한 선상가열에 의한 변형의 실시간 시뮬레이션

고대은*, 장창두**, 서승일***, 이해우*

Realtime Simulation of Deformation due to Line Heating for Automatic Hull Forming System

by

Dae-Eun Ko*, Chang-Doo Jang**, Seung-Il Seo*** and Hae-Woo Lee*

요 약

선체 외판의 곡가공에 사용되는 선상가열법은 역학적으로 대변형 열탄소성 문제라 할 수 있으며 문제의 난해함으로 인해 자동화 기술의 개발에 큰 어려움이 따르고 있다. 이의 해소를 위한 한 방법으로 장 등[1]은 선상가열에 의한 판의 변형을 효율적으로 계산하기 위한 간이 열탄소성 해석기법을 제안한 바 있다. 본 논문에서는 이를 개선하여 온도하강 과정에서의 인장항복을 고려한 새로운 해석기법을 제시하고 실험 결과와 비교 검증하였다. 또한 열탄소성 해석에 의해 구해진 고유변형도가 초기변형도로서 존재하는 탄성 대변형 문제를 다루기 위해 MITC4 응축 쉘요소를 이용한 FEA 프로그램을 구현하였다. 제안된 방법은 곡가공 자동화를 위한 변형의 예측 및 제어에 유용하게 사용될 수 있다.

Abstract

Line heating is a method widely used in forming ship hull surface. From the viewpoint of mechanics it is large deformation thermal elasto-plastic problem of arbitrary shaped plate. Many researches have been carried out to resolve this problem. Especially, Jang et al.[1] proposed a simplified thermal elasto-plastic analysis method to predict effectively the deformation of plate due to line heating. In this paper, we improved the method of Jang et al.[1] by considering tension yielding in temperature decreasing stage and verified with experimental results. FEA program using MITC4 degenerated shell element was made to deal with elastic large deformation problem. The newly proposed method can be used in the simulation and control of forming hull surface for higher productivity with simplicity and efficiency.

접수일자 : 1999년 4월 22일, 재접수일자 : 1999년 6월 26일

* 정희원, 삼성중공업 조선플랜트연구소

** 정희원, 서울대학교 조선해양공학과

*** 정희원, 한진중공업 산업기술연구소

기호 설명

- a : radius of circular disk
- a_k : element thickness at node k
- B : breadth of specimen
- b : max. breadth of inherent strain region
- b_z : breadth of inherent strain region
- c_1 : 3.66×10^{-2}
- c_2 : 2.5×10^{-4}
- d : max. depth of inherent strain region
- e_i : base vector in global coordinate
- E_1 : Young's modulus of disk
- E_{1x} : Young's modulus of disk in x direction
- E_{1y} : Young's modulus of disk in y direction
- E_2 : Young's modulus of plate
- g_i : covariant base vector in element coordinate
- g^i : contravariant base vector in element coordinate
- h : thickness of plate
- K : spring constant
- p : uniform pressure
- q : strength of heat source
- r_i : element coordinate
- T_c : critical temperature
- T_e : equilibrium temperature
- T_x : equilibrium temperature in x direction
- T_y : equilibrium temperature in y direction
- u_i^k : displacement at node k
- v : moving speed of heat source
- ${}^tV_n^k$: unit normal vector at node k
- α_c : thermal expansion coeff. of disk at T_c
- α_e : thermal expansion coeff. of disk at T_e
- α_x : thermal expansion coeff. of disk at T_x
- α_y : thermal expansion coeff. of disk at T_y
- α_k : rotation about ${}^tV_1^k$ at node k
- β_k : rotation about ${}^tV_2^k$ at node k
- δ : angular deformation
- ϵ^* : inherent strain of disk
- ϵ_{pl} : plastic strain of disk in temperature increasing stage
- ϵ_{pl} : plastic strain of disk in temperature decreasing stage
- ϵ_x^* : inherent strain of disk in x direction

- ϵ_y^* : inherent strain of disk in y direction
- ϵ_{kl} : strain tensor in global coordinate
- $\tilde{\epsilon}_{mn}$: covariant strain tensor in element coordinate
- ν : Poisson's ratio
- σ : stress of disk
- σ_Y : yield stress of disk
- σ_{Yx} : yield stress of disk at T_x
- σ_{Yy} : yield stress of disk at T_y

1. 서론

선체 외판의 곡가공은 조선에 있어서 필수적인 공정이다. 대부분의 조선소에서는 주된 1차곡을 프레스로 성형하고 2차곡의 형성을 위해서는 가스 토치를 이용한 열간가공을 이용하고 있다. 특히 전체 곡가공 물량의 60% 이상을 점하는 열간가공 즉, 선상가열 공정은 숙련된 기능공의 작업 경험에 전적으로 의존하여 시행착오에 의한 반복 작업이 조선 현장의 오랜 관행이다. 최근 생산성 향상 및 작업 환경의 개선을 위한 자동화 기술의 요구가 증대되어 국내외적으로 많은 연구가 진행되고 있다.

선상가열에 의한 변형은 가열과 냉각에 따른 열전도 과정, 불균일한 열변형과 열응력 생성 과정, 온도 변화에 따른 재료의 기계적 성질 변화 등의 복잡한 역학적 과정을 거쳐 생성되는 것으로 그 역학적 특성은 용접에 의한 변형의 생성 기구와 유사하다. 선상가열 및 용접에 의한 변형을 이론적으로 해석하는 방법으로는 고유변형도법과 열탄소성 해석법을 들 수 있다.

구조물 내에 존재하는 비탄성, 내부 변형도를 고유변형도라 정의 할 수 있는데, 선상가열 및 용접과 관련하여 열변형도와 소성변형도가 고유변형도의 범주에 들게 된다. 고유변형도법은 고유변형도를 가정하고 이 변형도에 따라 탄성적으로 응력 및 변형을 구하는 방법으로 복잡한 고유변형도 생성 과정에 대한 해석이 필요 없고 탄성 해석만으로 충분하므로 간편성이 큰 장점인 반면 고유변형도의 적절한 가정이 수반되어야 하므로 다양한 경우에 정확성을 보장하기가 곤란하다. 또한 실험에

의해 고유변형도를 구하는 것도 변화시켜야 할 변수가 너무 많다는 데에 문제가 따른다.

열탄소성 해석은 선상가열 및 용접 시에 구조물에서 발생하는, 열전도에 따르는 탄소성 반복 과정을 역학적으로 추적하는 방법이다. 이 방법은 전산기의 발전에 힘입어 실용화 된 것으로 매트릭스 연산을 위해 유한요소법과 같은 수치적 방법의 도입이 필수적이 된다. 장 등[3]은 판 구조물의 열탄소성 해석을 통해 선상가열에 의한 판 굽힘 변형을 시뮬레이션하였고 Moshaiov 등[4]은 판을 띠판으로 분리하고 각각의 띠판에 스프링을 부착해 판의 굽힘 문제를 보의 굽힘 문제로 치환하여 열탄소성 해석을 수행하였다. 또한, 신 등[5]은 범용 유한요소 해석 프로그램인 ANSYS를 활용하여 선상가열에 의한 판굽힘 과정을 수치적으로 시뮬레이션 하였다. 그런데, 유한요소법에 의한 시뮬레이션 방법은 재료의 비선형성을 고려하는데 따르는 막대한 계산 시간과, 변형의 관점에서 계산 결과와 실험치가 상당한 차이를 보인다는 것이 문제점으로 지적 될 수 있다. 해의 정확도는 고온에 의한 용융 영역의 적절한 고려에 크게 의존한다는 것이 알려져 있다[6]. 더욱이, 선상가열에 의한 목적곡면 형성과 같이 기하학적 비선형성을 고려해야 하는 경우에는 계산 시간이 더욱 방대해 지므로, 변형을 제어하기 위한 목적으로 활용하기는 곤란하다.

고유변형도법과 열탄소성 해석법의 장점을 조합하려는 연구 경향도 나타났다. Fujimoto[7]는 고유변형도법에 기초한 부적합도의 개념을 도입하여 slit type 판의 내부응력 해석 문제를 정식화하고, 열탄소성 해석법을 이용하여 잔류응력을 해석할 수 있는 방법을 제시하였다. Satoh 등[8]은 열탄소성 해석을 이용한 파라메트릭 연구를 수행하여 용접 변형을 지배하는 인자를 선정하고, 이 인자를 변경하는 실험을 통해 용접 변형 추정식을 개발하였다. Nomoto 등[9]은 선상가열에 의한 곡면 가공 과정의 시뮬레이션 방법을 개발하였는데, 입열량과 각변형 및 면내 수축량의 관계를 실험으로부터 구하고, 각변형 및 수축량을 등가의 모멘트 및 힘으로 치환하여 변형을 계산하였다.

이 방법은 열탄소성 해석 과정을 실험으로 대체하고 탄성 해석만을 수행함으로써 계산 효율은 증대되었으나 입열량이 알려진 경우에만 적용할 수 있으며 종변형을 고려하지 않았다. Ueda 등[10]은 3차원 비선형 유한요소법에 기초하여 목적 곡면을 형성하기 위해 필요한 선상 가열 정보를 얻는 방법을 제안하였는데, 곡면의 전개도를 생각하여 전개도와 평판과의 차이만큼 고유변형도를 분포시킴으로써 원하는 곡면이 산출되는 고유변형도의 크기를 역으로 구하였다. 이 등[11]은 선상가열의 여러 인자를 실험을 통해 정리하여, 가열선 주위에 작용시킬 분포 굽힘 모멘트와 열원의 온도, 가열 속도, 판 두께와의 관계를 간단한 식으로 구하여 판의 변형을 구하는 방법을 제안하였다. 장 등[1]은 고유변형도법에 기초한 간이 열탄소성 해석법을 제시하고 탄성 대변형 해석을 통해 선상가열에 의한 판의 변형을 실시간으로 제어 할 수 있는 해석법을 제안하였다. 여기서는 열탄소성 과정의 간략화를 위해 온도상승 및 하강 과정을 소성부하 및 제하 과정으로 이상화하였으며 온도하강 과정에서의 인장항복은 고려하지 않았다.

본 논문에서는 장 등[1]의 연구 결과를 기초로 이를 개선하여 온도하강 과정에서의 인장항복을 고려한 새로운 해석기법을 제시하고 실험 결과와 비교 검증하였다. 또한 열탄소성 해석에 의해 구해진 고유변형도가 초기변형도로서 존재하는 탄성 대변형 문제를 다루기 위해 MITC4 응축 쉘요소를 이용한 FEA 프로그램을 구현하였다.

2. 고유변형도법에 의한 선상가열 과정의 열탄소성 해석

2.1 원판-스프링 모델

본 논문에서는 장 등[1]이 Fig. 1과 같은 원판-스프링 모델에 대해 설정한 가정 중에서 “원판의 온도증가 과정은 소성부하 상태이고, 온도감소 과정은 소성제하 상태”라는 가정을 제거하고 온도의 변화과정에 따른 소성변형도 발생과정을 실제에 부합하도록 추적하여 최종 고유변형도를 구하였다.

한편, 그대로 유지되는 가정들은 다음과 같다.

- ① 판은 무한판이며 열탄소성 과정은 가열토치 주위의 원판에 집중하여 발생한다.
- ② 원판 내의 열탄소성 과정은 축대칭으로 발생하고 원판을 제외한 영역은 항상 탄성상태에 있으며 원판의 변형에 저항하는 스프링의 역할을 한다.
- ③ 판의 최종 변형은 각각의 원판에 잔류하는 변형도에 의한 변형을 적분하여 구해진다.

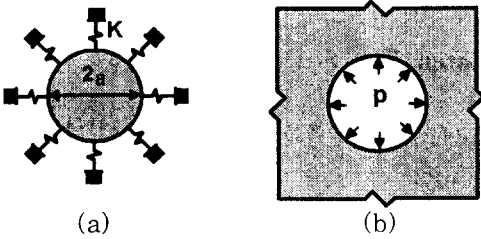


Fig. 1 Circular disk-spring model

상기의 가정으로부터 원판의 응력은 탄성이론에 의해 다음과 같이 구할 수 있다[1].

$$\sigma = -\frac{\epsilon^* aK}{1 + \frac{(1-\nu)}{E_1} aK} \quad (1)$$

2.2 고유변형도 크기의 결정

재료는 온도의 상승에 따라 변형에 대한 저항능력을 잃게 되는데 본 논문에서는 이러한 한계온도를 700℃로 가정하였다. 연강재의 경우 700℃ 이상에서는 통상의 인장시험에 의한 항복점이 극히 작고 사실상 변형에 대한 저항능력을 상실한다고 해도 무리가 아니다[12]. 온도상승 과정에서 가열부는 초기에 투입된 열에 의해 한계온도까지 온도가 급격히 상승하고 인접 영역은 거의 상온을 유지하는 상태이다. 한계온도에서는 재료가 변형에 저항하는 능력을 상실하게 되므로 이때 발생하는 열변형도는 모두 압축의 소성변형도로 남게 된다. 원판-스프링 모델로부터 구한 (1)식을 이용하면 온도상승 과정에서 발생한 원판의 소성변형도 ϵ_{pl} 은 다음과 같이 구해진다.

$$\sigma_Y = -\frac{(a_c T_c + \epsilon_{pl}) aK}{1 + \frac{(1-\nu)}{E_1} aK} = 0 \quad (2)$$

$$\epsilon_{pl} = -a_c T_c \quad (3)$$

온도하강 과정에서는 가열부의 열이 인접 영역으로 전파되면서 가열부와 인접 영역 사이에 열평형이 이루어지는 온도까지 탄소성 과정을 겪게 된다. 즉, 열수축을 구속하는 인접 영역에 의해 인장의 변형도가 발생하여 인장항복 이후에는 인장의 소성변형도가 발생한다. 결국, 열평형이 이루어지는 온도까지 발생한 열수축에 의한 인장의 변형도에서 인장항복시의 탄성변형도를 제외한 만큼의 소성변형도가 남게 된다. 따라서 온도하강 과정에서 발생한 원판의 소성변형도 ϵ_{pl} 은 다음과 같이 구할 수 있다.

$$\epsilon_{pl} = a_e (T_c - T_e) - \sigma_Y \left(\frac{1}{aK} + \frac{1-\nu}{E_1} \right) \quad (4)$$

원판 내에 최종적으로 잔류하는 소성변형도가 변형 발생의 원인이 되므로 이를 고유변형도라 할 수 있는데, 고유변형도 ϵ^* 는 온도상승 과정과 온도하강 과정에서 발생한 소성변형도의 합으로 볼 수 있으므로 다음과 같이 표현된다.

$$\begin{aligned} \epsilon^* &= \epsilon_{pl} + \epsilon_{pl} \\ &= -(a_c - a_e) T_c - a_e T_e - \sigma_Y \left(\frac{1}{aK} + \frac{1-\nu}{E_1} \right) \end{aligned} \quad (5)$$

변형의 생성에 영향을 미치는 내적구속의 크기는 방향에 따라 다른데 정성적으로 가열선 방향의 내적구속이 가열선에 수직인 방향의 내적구속보다 크다[12]. 본 연구에서는 몇몇 가정을 통해 이러한 내적구속의 크기를 정량적으로 식에 반영하였다.

선상가열에 의한 판의 변형은 고유변형도 영역과 인접영역 사이에 온도구배가 존재하는 동안에만 발생한다. 가열선에 수직인 방향으로 발생하는

각변형은 판 두께방향의 온도구배가 중요한 원인이 되는데, 가열에 의해 고유변형도 영역과 변형에 저항하는 영역이 모두 고온 상태에 이르게 되며 변형은 주로 고온 상태에서 발생한다. 반면, 가열선 방향의 변형은 고유변형도 영역과 인접한 판 전체의 온도구배가 원인이 되는데, 열은 고유변형도 영역의 온도가 거의 상온에 이를 때까지 판 전체로 전파되며 변형은 이에따라 지속적으로 발생한다. 가열선 방향을 x , 가열선에 수직한 방향을 y 로 할 때, 각 방향의 열평형 온도는 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$T_x = T_c \frac{\pi b d}{4 B h} \quad (6)$$

$$T_y = T_c \frac{\pi d}{4 h} \quad (7)$$

선상가열시 각 방향으로의 내적구속의 크기가 다음을 고려하여 실험 결과 등을 참고로 고유변형도 영역의 탄성계수를 다음과 같이 가정한다[2].

$$E_{1x} = \frac{E_2}{5} \quad (8)$$

$$E_{1y} = \frac{E_2}{25} \quad (9)$$

따라서 각 방향의 고유변형도는 다음과 같이 계산할 수 있다.

$$\begin{aligned} \epsilon_x^* &= -(a_c - a_x) T_c - a_x T_x \\ &\quad - \sigma_{yx} \left(\frac{2}{bK} + \frac{1-\nu}{E_{1x}} \right) \end{aligned} \quad (10)$$

$$\begin{aligned} \epsilon_y^* &= -(a_c - a_y) T_c - a_y T_y \\ &\quad - \sigma_{yy} \left(\frac{2}{bK} + \frac{1-\nu}{E_{1y}} \right) \end{aligned} \quad (11)$$

2.3 고유변형도 영역의 결정

소성변형도가 잔류하는 영역을 고유변형도 영역이라 정의할 수 있는데, 소성변형도의 대부분이 재료가 변형에 저항하는 능력을 상실하는 온도 이상에서 발생하므로 이러한 한계온도 이상의 영역

을 고유변형도 영역으로 정의한다. 이러한 고유변형도 영역은 열전도 해석을 통해 얻어진 온도분포 곡선에 따라 결정할 수도 있으나, 열전도 이론 및 여러 실험을 통해 반타원 형상에 가까운 것이 알려져 있으므로[6,13] 토치 주위의 등온 영역을 다음과 같이 반타원 형태로 가정한다[1].

$$b_z = b \sqrt{1 - \frac{1}{d^2} \left(z + \frac{h}{2} \right)^2} \quad (12)$$

Satoh 등[8]은 등온 영역을 계산하기 위한 실험을 수행하였으며, 본 논문에서는 한계온도 이상의 고유변형도 영역을 결정하는데 이의 결과를 이용하였다.

$$\frac{b}{h} = c_1 \sqrt{\frac{q}{v h^2}} \quad (13)$$

$$\frac{d}{h} = c_2 \frac{q}{v h^2} \quad (14)$$

2.4 입열량의 추정

고유변형도 개념에 기초한 입열량의 간접 추정 방법에 의하면 표준시편의 각변형을 이용하여 다음식으로부터 입열량을 추정할 수 있다[1].

$$\begin{aligned} \delta &= 2(1-\nu^2) c_1 \sqrt{\frac{q}{v h^2}} \epsilon_y^* \\ &\quad \cdot \left[\frac{3\pi}{4} c_2 \frac{q}{v h^2} - 2 \left(\frac{c_2 q}{v h^2} \right)^2 \right] \end{aligned} \quad (15)$$

2.5 유한요소 해석을 위한 등가 하중의 계산 등가의 하중은 고유변형도를 적분하여 구할 수 있으며, 축대칭으로 수축하는 고유변형도는 적분 단면에 따라 횡수축, 횡굽힘, 종수축, 종굽힘 등 다양한 종류의 변형을 유발한다. 가열선상의 길이 l 인 유한요소에 대해서 등가의 하중을 표현하면 Fig. 2와 같다. 단위길이당 횡굽힘 모멘트 m_y , 단위길이당 횡수축력 f_y , 종굽힘 모멘트 M_x , 종

수축력 F_x 는 각각 다음과 같이 계산된다.

$$m_y = \frac{1}{6} E_{1y} \epsilon_y^* d h \left(\frac{3\pi}{4} - 2 \frac{d}{h} \right) \quad (16)$$

$$f_y = \frac{\pi}{4} E_{1y} \epsilon_y^* d \quad (17)$$

$$M_x = \frac{1}{6} E_{1x} \epsilon_x^* b d h \left(\frac{3\pi}{4} - 2 \frac{d}{h} \right) \quad (18)$$

$$F_x = \frac{\pi}{4} E_{1x} \epsilon_x^* b d \quad (19)$$

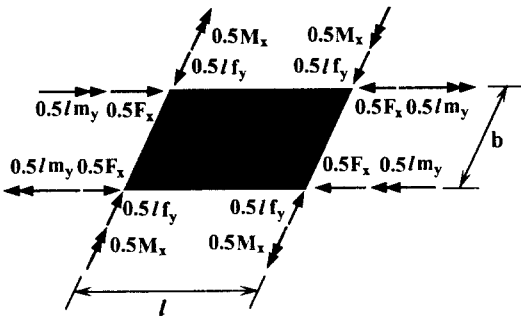


Fig. 2 Equivalent forces applied to finite element

3. 탄성 대변형 유한요소 해석

선상가열에 의한 판의 변형을 시뮬레이션하기 위한 과정으로 우선, 복잡한 열탄소성 과정을 간략하게 해석하기 위해 2장에서와 같은 고유변형도 법에 의한 열탄소성 해석을 수행하였으며 결국 문제는 고유변형도가 초기변형도로서 존재하는 탄성 대변형 문제로 귀착된다. 선상가열법을 이용하여 주어진 목적 곡면을 얻기 위해서는 필요에 따라 여러번의 가열이 필요하며, 매번마다 각 가열선에 대한 등가의 하중을 계산하고 이에 대한 탄성 대변형 해석을 수행해야 한다.

2.5절에서 구한 등가의 하중을 작용시켜 탄성 대변형 유한요소 해석을 수행하는데 있어서 유한요소 해석상의 문제점은 크게 두 가지이다. 하나는 전단 변형을 고려하는 Mindlin 판이론에 기초한 쉘의 유한요소 해석시 주어진 변위보간 함수로

부터 전단변형도가 정확히 표현되지 못할 경우 강성을 과대 평가하여 발생하는 전단 강성과잉 (shear locking) 현상으로 이것은 유한요소 자체의 문제라고 할 수 있다. 전단 강성과잉 현상은 흔히 사용하는 감차적분법(reduced integration method)을 이용하여 간편하게 방지할 수도 있으나 거짓 영에너지 모드(spurious zero energy mode)라는 또 다른 문제를 야기할 수 있다. 이것은 선상가열에 의한 판 곡가공시 대상판에 대한 구속조건이 실제로 매우 약하게 주어짐을 고려하는데서 발생하는 문제이다. 본 연구에서는 상기의 두가지 문제를 동시에 극복하기 위하여 MITC4 응축 쉘요소를 이용하였다. 판의 변형 거동을 일관되게 기술하는 방법으로는 변형되기 전의 상태를 기준으로 하는 TLD(Total Lagrangian Description)를 채택하여 정식화를 하였으며 비선형 해석 기법으로는 호장법(arc-length method)을 이용하였다.

3.1 MITC4 응축 쉘요소

MITC4 응축 쉘요소는 변형도 가정법에 근거한 요소로서 4절점 4각형 요소 중 가장 신뢰성이 높으며 두께에 무관하게 수렴함이 알려져 있다 [14,15]. MITC4 응축 쉘요소는 Fig. 4에 보인 바와 같이 요소좌표계에서 정의되며, 따라서 covariant 변형도 성분을 보간 한 후 텐서 변환에 의해서 전체 좌표계로 변환하게 된다.

MITC4 응축 쉘요소의 가장 큰 특징은 다양한 변형도 텐서 성분의 혼합보간(mixed interpolation)이라고 할 수 있다. 즉, 굽힘 변형도와 면내 변형도 성분은 변위 보간함수로부터 직접 계산하고 횡전단 변형도(transverse shear strain)는 Fig. 5에 보인 바와 같이 다음과 같은 별도의 보간을 행하여 계산한다.

$$\tilde{\epsilon}_{13} = \frac{1}{2}(1+s) \tilde{\epsilon}_{13} \Big|_A^D + \frac{1}{2}(1-s) \tilde{\epsilon}_{13} \Big|_C^D \quad (20)$$

$$\tilde{\epsilon}_{23} = \frac{1}{2}(1+r) \tilde{\epsilon}_{23} \Big|_D^B + \frac{1}{2}(1-r) \tilde{\epsilon}_{23} \Big|_B^D \quad (21)$$

여기서, $\tilde{\epsilon}_{13} \Big|_A^D$, $\tilde{\epsilon}_{23} \Big|_B^D$, $\tilde{\epsilon}_{13} \Big|_C^D$, $\tilde{\epsilon}_{23} \Big|_D^B$

= A, B, C, D 각 점에서 변위 보간함수로부터 직접 계산된 횡전단 변형도

전체좌표계로의 변환 관계식은 다음과 같다.

$$\epsilon_{kl} = \tilde{\epsilon}_{mn} (g^m \cdot e_k) (g^n \cdot e_l) \quad (22)$$

sum on m and n

3.2 탄성 대변형 해석

전체적인 계산의 흐름은 Fig. 3과 같다.

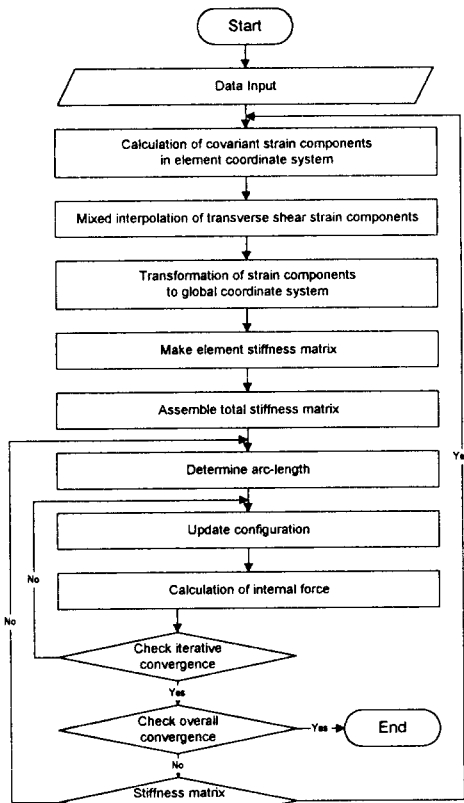


Fig. 3 Flow chart

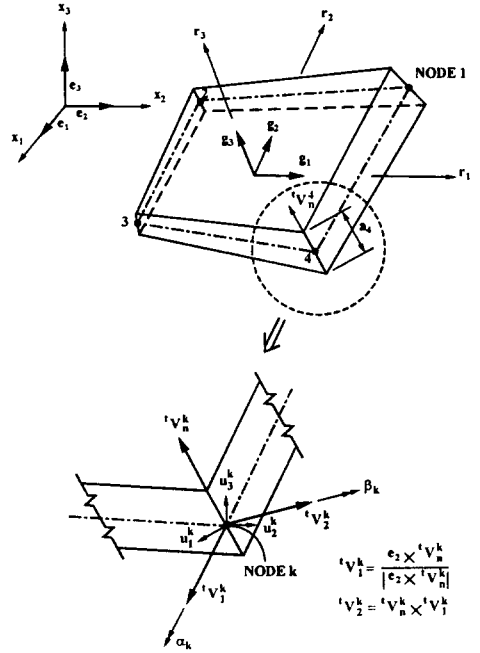


Fig. 4 Description of MITC4 degenerated shell element

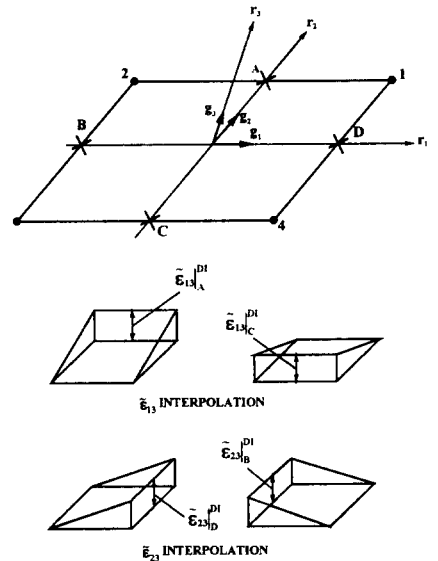


Fig. 5 Transverse shear strain interpolation functions

4. 계산 결과의 비교 검토

선상가열에 의한 판의 변형을 시뮬레이션 하기 위해 2장과 3장에서 정립한 해석법의 타당성을 검증하기 위하여 장 등[1]이 수행한 선상가열 실험 결과와 비교 검토하였다.

4.1 실험 내용

시편의 형상은 직사각형 평판으로 크기는 다음과 같으며 재질은 연강이다.

$$L \times B \times h = 700 \times 500 \times (16, 18, 20)$$

(unit in mm)

토치가 실린 대차를 정속으로 이동시켜 선상가열을 실시하고 토치의 뒤를 따라 수냉을 실시하였다. 변형의 계측에는 LVDT(Linear Voltage Displacement Transducer) 및 데이터 로거 시스템(Data Logger System)을 활용하였다. 사용한 LVDT의 최대 계측 범위는 100mm이고 계측 정도는 0.01mm이다. 정반에 고정된 빔 위에 11개의 LVDT를 설치하고 시편을 일정 간격으로 밀면서 초기 변형 및 가열 후의 변위를 계측하였다. 하나의 시편에 대한 변위 계측점은 총 121개이다. 시편번호 1부터 3까지는 십자형으로 앞면을 가열하였고, 시편번호 4부터 6까지는 saddle 형 곡면이 되도록 앞면과 뒷면을 각각 2회와 3회씩 일정 거리를 두고 가열하였다. 매 번의 가열마다 변형을 계측하여 전단계까지의 변형을 뺀으로써 각각의 가열에 의해 발생한 변형을 구하였다.

4.2 입열량 계산

판 두께 별로 표준 시편에 대해 판의 중앙선을 따라 선상 가열을 실시하고 변형을 계측한 후 2.4절의 방법을 이용하여 토치의 입열량을 계산하였다. 또한, 입열량 계산에 필요한 고유변형도의 크기를 결정하는 방법으로는 2.2절의 방법을 이용하였으며 계산 결과를 Table 1에 정리하였다.

4.3 각변형의 계산 결과와 비교

Table 1 Estimated heat input from standard specimens

두께 [mm]	가열속도 [cm/sec]	각변형 [rad]	고유변형도	입열량 [cal/sec]
16	0.5000	0.00816	0.00617	1800
18	0.4828	0.00696	0.00626	1950
20	0.4902	0.00583	0.00639	2250

가열 속도를 변화시켜 선상가열을 실시하고 각변형을 계측하여 (15)식으로 계산된 각변형 및 유한요소 해석의 결과와 비교하였다. 비교 결과를 판 두께 별로 Fig.6, Fig.7 및 Fig.8에 보였다.

(15)식으로 제안된 각변형의 추정식은 가열선에 따른 종변형을 무시하는 경우에는 탄성 대변형 해석을 수행할 필요없이 선상가열에 의한 변형의 시뮬레이션에 그대로 이용할 수 있다. 실험 결과를 통해 볼 때 실제적인 변형의 시뮬레이션을 위해서는 가열선에 따른 종변형도 고려해야 하지만 시뮬레이션의 정도를 희생하더라도 좀 더 빠른 시간내에 경향을 파악하고자 한다면 충분히 활용 가치가 있다고 할 수 있다.

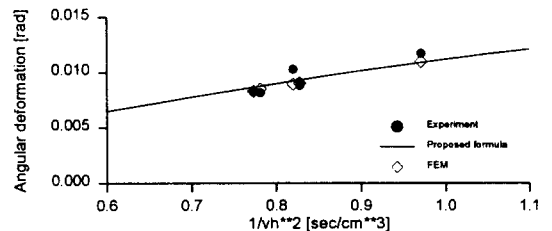


Fig. 6 Comparison of angular deformation(h = 16mm)

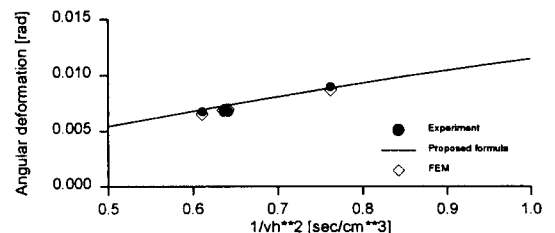


Fig. 7 Comparison of angular deformation(h = 18mm)

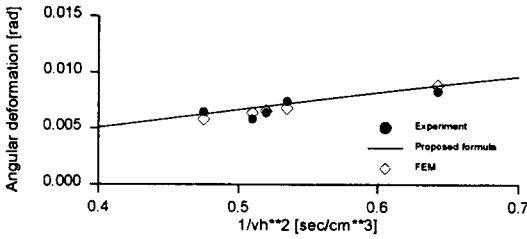


Fig. 8 Comparison of angular deformation (h=20mm)

4.4 1-pass 선상가열에 의한 변형 시뮬레이션
 시편번호 1부터 3까지의 첫 번째 선상가열에
 대해 등가의 하중을 계산하고 탄성 대변형 유한요
 소 해석을 통해 변형을 구하였다. 단지 몇번의 선
 상가열에 의한 변형은 미소하므로 미소변형 해석
 의 결과로도 충분하지만 실제의 곡가공 과정에 있
 어서는 필요에 따라 수십번의 선상가열이 요구되
 며 각각의 가열에 의한 변형이 누적되어 최종 목
 적 곡면이 얻어지므로 대변형 해석을 수행할 필요
 가 있다. 유한요소 해석을 위한 요소 분할은 Fig.
 9에 보인 바와 같으며 각 시편의 해석 결과는 실
 험 결과와 비교하여 Fig.10, Fig.11 및 Fig.12
 에 각각 나타내었다.

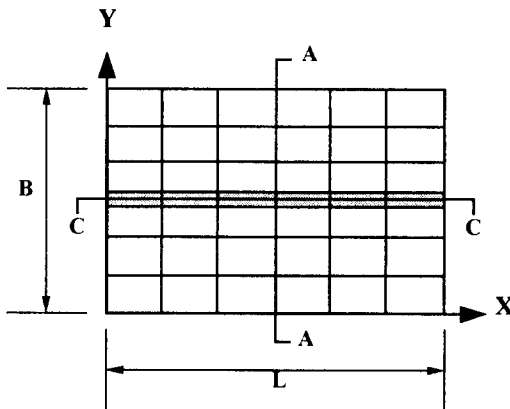
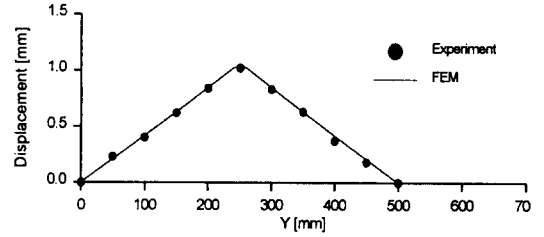
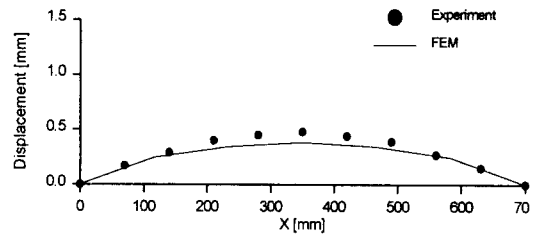


Fig. 9 Mesh division for finite element analysis

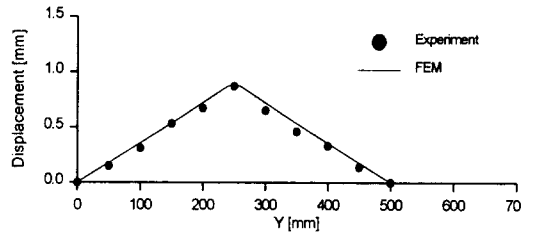


(a) along section A-A

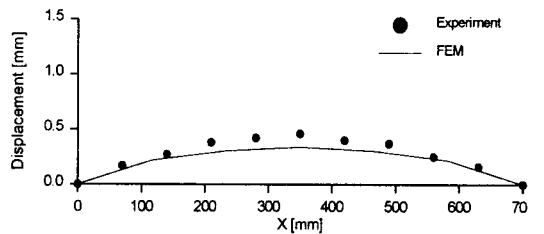


(b) along section C-C

Fig. 10 Comparison of displacements (Specimen No. 1, h=16mm)

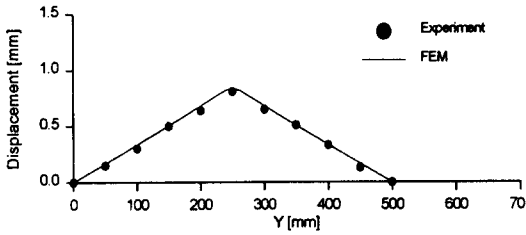


(a) along section A-A

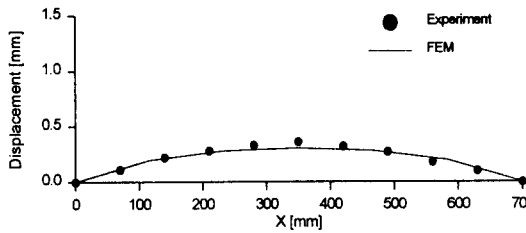


(b) along section C-C

Fig. 11 Comparison of displacements (Specimen No. 2, h=18mm)



(a) along section A-A



(b) along section C-C

Fig. 12 Comparison of displacements (Specimen No. 3, $h=20\text{mm}$)

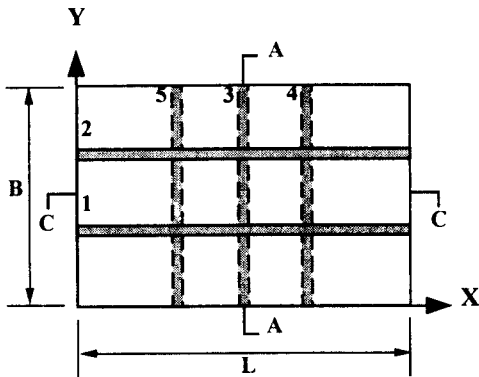


Fig. 13 Location of heating lines and heating order

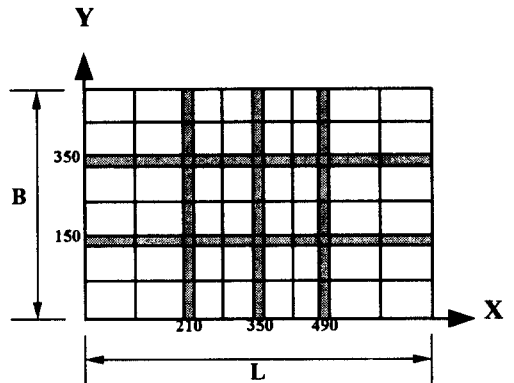
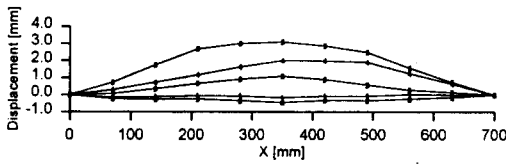


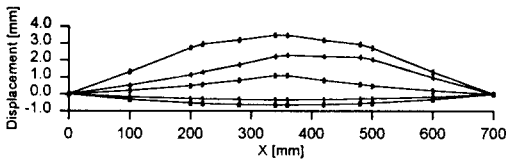
Fig. 14 Mesh division for finite element analysis

4.5 Saddle 곡면의 시뮬레이션

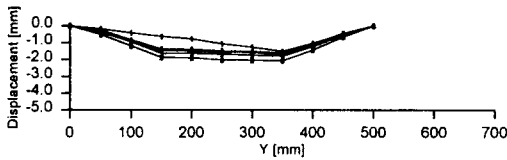
시편번호 4, 5, 6에 대해 saddle 형 곡면이 되도록 각각 다섯 번의 선상가열을 실시하였다. 앞면과 뒷면을 각각 2회와 3회씩 일정 거리를 두고 가열하였으며 Fig. 13에 가열선의 위치 및 가열 순서를 나타내었다. 최종 변형은 각 가열선에 의해 구해진 변형을 누적시키면서 변형된 형상에 대해 다음 가열선에 의한 변형을 구하는 방법으로 시편당 5회의 유한요소 해석을 통해 구하였다. 실제 실험에서 시편은 내화벽돌 위에 놓여진 상태로 경계조건은 자유에 가깝지만 유한요소 해석을 위해서는 강제 모드를 방지하기 위한 경계조건이 필요하므로 직사각형 시편의 네 개의 모서리에 대해 단순지지 조건을 적용하였다. 유한요소 해석을 위한 요소 분할은 Fig. 14에 보인 바와 같다. 각 시편의 해석 결과는 실험 결과와 비교하여 Fig. 15, Fig. 16 및 Fig. 17에 각각 나타내었다. 실험 결과 그림에서 볼 수 있듯이 각 가열선에 의해 판에는 각변형 뿐만 아니라 종굽힘 변형도 나타나는데, 최종 변형은 여러번의 가열선에 의한 변형이 누적되어 얻어지므로 종굽힘 변형을 무시할 경우 선상가열의 횟수가 증가할수록 오차가 커질 수 있다. 본 해석에서는 횡수축, 횡굽힘, 종수축 및 종굽힘 모두를 고려하였고 본 해석을 통해 구한 판의 변형은 실험 결과와 양호하게 부합하였다.



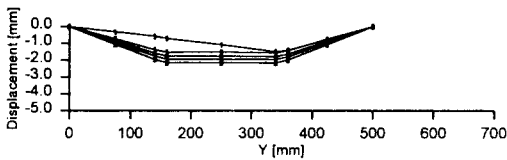
(a) along section A-A by experiment



(b) along section A-A by FEM

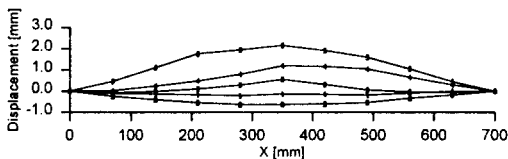


(c) along section C-C by experiment

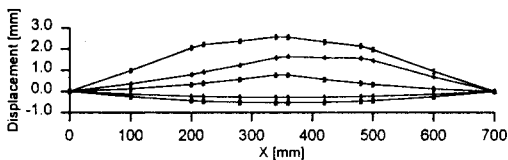


(d) along section C-C by FEM

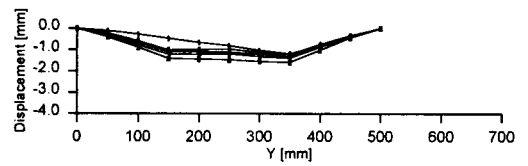
Fig. 15 Comparison of displacements (Specimen No. 4, h=16mm)



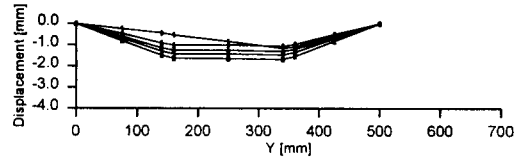
(a) along section A-A by experiment



(b) along section A-A by FEM

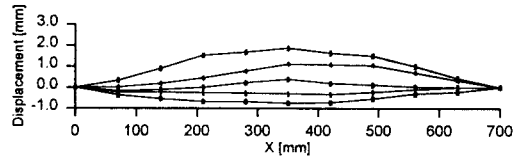


(c) along section C-C by experiment

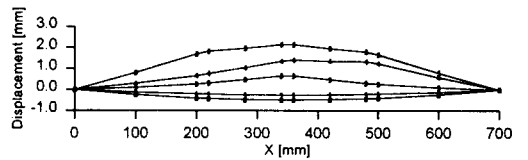


(d) along section C-C by FEM

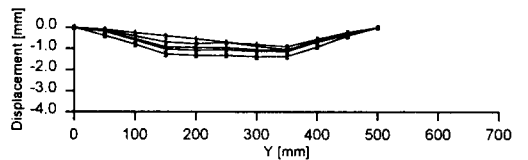
Fig. 16 Comparison of displacements (Specimen No. 5, h=18mm)



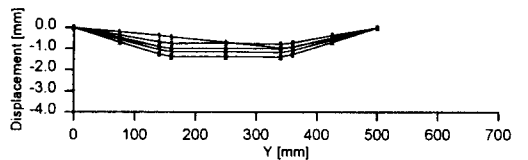
(a) along section A-A by experiment



(b) along section A-A by FEM



(c) along section C-C by experiment



(d) along section C-C by FEM

Fig. 17 Comparison of displacements (Specimen No. 6, h = 20mm)

5. 결론

본 논문에서는 장 등[1]이 제안한 간이 열탄소성 해석기법을 개선하여 온도하강 과정에서의 인장항복을 고려한 새로운 해석기법을 제시하고 실험 결과와 비교 검증하였다. 또한, 열탄소성 해석에 의해 구해진 고유변형도가 초기변형도로서 존재하는 탄성 대변형 문제를 다루기 위해 MITC4 응축 쉘 요소를 이용한 유한요소 해석 프로그램을 구현하였다. 제안된 방법은 곡가공 자동화를 위한 변형의 예측 및 제어에 유용하게 이용될 수 있다.

참 고 문 헌

[1] 장창두, 서승일, 고대은, "간이 열탄소성 해석을 이용한 선상가열에 의한 판의 변형 예측에 관한 연구", 대한조선학회논문집, 제34권, 제3호, 1997.

[2] 고대은, "열탄소성 해석모델을 이용한 선상가열 시의 판의 변형 예측에 관한 연구", 박사학위논문, 서울대학교, 1998.

[3] 장창두, 김병일, "선상가열에 의한 판굽힘 변형에 대한 연구", 대한조선학회 춘계연구발표회 논문집, 1993.

[4] Moshaiov, A. and Shin, J.G., "Modified Strip Model for Analyzing the Line Heating Method-Part2: Thermo-Elastic-Plastic Plates", Journal of Ship Research, Vol. 35, No. 3, 1991.

[5] Shin, J.G., Lee, J.H. and Kim, W.D., "A Numerical Simulation of a Line Heating Process for Plate Forming", PRADS95, 1995.

[6] Masubuchi, K., Analysis of Welded Structures, Pergamon Press, 1980.

[7] Fujimoto, T., "Fundamental Theory of Elasto-Plastic Thermal Stresses due to Welding Based on the Inherent Strain Method", Jour. of the Japanese Welding Society, Vol.45, No.1, 1976. (in Japanese)

[8] Satoh, K. and Terasaki, T., "Effect of Welding Conditions on Welding Deformations in Welded Structural Materials", Jour. of the Japanese Welding Society, Vol. 45, No. 4, 1976. (in Japanese)

[9] Nomoto, T., Takechi, S., Shouki, K., Aoyama, K., Enosawa, M. and Saitoh, M., "Development of Simulator for Plate by Line Heating Considering In-Plane Shrinkage", Jour. of the Society of Naval Architects of Japan, Vol. 170, 1991. (in Japanese)

[10] Ueda, Y., Murakawa, H., Mohamed, R.A., Neki, I., Kamachika, R., Ishiyama, M. and Ogawa, J., "Development of Computer Aided Process Planning System for Plate Bending by Line Heating(1st Report), Relation Between Final Form of the Plate and Inherent Strain", Jour. of the Society of Naval Architects of Japan, Vol. 170, 1991. (in Japanese)

[11] 이주성, 김상일, 오석진, "선상가열법에 의한 강판의 곡가공 자동화 시스템(I)", 대한조선학회논문집, 제31권, 제4호, 1994.

[12] 渡辺正紀, 佐勝邦彦, 溶接力學とその應用, 朝倉書店, 東京, 1965.

[13] Moshaiov, A. and Latorre, R. "Temperature Distribution During Plate Bending by Torch Frame Heating", Journal of Ship Research, Vol. 29, No. 1, pp.1-11, 1985.

[14] Dvorkin, E.N. and Bathe, K.J., "A continuum mechanics based four-node shell element for general nonlinear analysis", Eng. Comput., Vol.1, pp.77-88, 1984.

[15] Dvorkin, E.N. and Bathe, K.J., "A formulation of general shell elements - The use of mixed interpolation of tensorial components", Int. J. Num. Meth. Eng., Vol.22, pp.697-722, 1986.