

유한요소법을 이용한 캡스틴 드럼의 용접부 온도해석

김 옥 삼

여수대학교

(2000년 6월 25일 접수)

Temperature Analysis for Welding Part of Capstan Drum using Finite Element Method

Ok Sam Kim

Yosu National University

(Received June 25, 2000)

Abstract

Welding means that metal parts are joined by melting (with or without a filler material) or that new material is added to a metal part by melting. Welding of metal parts is an important technology method in manufacturing processes of capstan drum for costal vessels. Thermal stresses due to the non-uniform temperature fields during welding influence both the fabrication and the use of the weldment. In the problem of this thermal effect, particularly it is a well known that analysis for temperature gradient, temperature distribution, and the like become consequence factors to a safety and a strength design. This paper analyzes the temperature distribution of welding part in capstan drum for the inshore and costal vessels using finite element method. At early stage of the cooling after welding processes, the abrupt temperature gradient has been shown in vicinity of the bottom face of welding part. Therefore it calculates the numerical value that can be applied to the optimal design of welding parts in the shapes for capstan drum.

서 론

최근 세계 각국은 자국의 어족자원을 효과적으로 어획 및 관리하기 위하여 다양한 노력을 하고 있다. 특히 어로작업의 선진화와 작업시간 단축을 위한 수산 보조기계들을 연구하는 과정에서 다양한 기계공작법과 제작기법에 직면하였다. 그 가운데 구조물의 영구적 체결과 견고한 결합에 이용되는 용접은 다른 방식에 비하여 공기나 물에 대한

기밀성, 양호한 기계적 강도, 그리고 높은 체결효율 등의 이유로 선박의 보조기계나 구조물 제작에 널리 사용되어져 왔다.

그러나 용접은 모재와 용접봉의 용융에 의한 금속간 결합방식이므로, 용융열의 가열과 냉각과정 등에 기인하는 열적현상이 야기된다. 용접부의 파손 원인은 용접시 수소나 산소 등의 가스혼입, 불균일한 온도구배에 의하여 발생하는 용접크랙의 전파 및 잔류 열응력과 열변형²⁾ 등이다. 구체적

인 열적거동을 살펴보면, 시간의 경과에 따라 고온의 용융부는 낮은 온도의 용접모재와 주위에 열전달 현상에 의해 냉각과 동시에 온도를 상승시킨다. 이와 같이 용접부의 온도구배는 열팽창과 열수축의 상호작용에 의하여 구속조건³⁾으로 작용하며, 또한 주변의 여건에 의해 내적구속으로 존재하므로 용접부는 필연적으로 열응력 및 열변형이 유발되는 것이다.

이런 제반 문제들은 온도의존성에 의한 기계적 성질변화와 상호 복합적인 연관성을 가지고 있어 다양한 수치해석에 관련한 연구⁴⁾들이 선행되어졌다. Okerblem⁵⁾은 무한평판에서 길이 방향으로 용접할 경우, 폭방향 응력과 전단응력을 무시하고 열응력 및 변형율을 구하는 방법을 제시하였다. 횡수축 변형이 용접부의 단면적 크기에 따라 증가한다는 사실은 Guyot⁶⁾가 증명하였다. Campus⁷⁾는 용접부의 크기가 크며 구속력이 작을 수록 변형이 많이 일어나며, 층간 온도의 영향은 거의 없으나 용접길이가 증가할 수록 횡수축 등이 커진다는 것을 밝혔다.

본 연구는 남해안 연근해를 조업구역으로 하는 정치망 선박에서 양망 보조기계로 사용하는 캡스틴의 드럼에 CO₂/MAG(metal active gas)용접을 하는 경우, 시간 경과에 따른 온도구배와 변화추이를 유한요소법(finite element method, FEM)으로 해석했다. 그 결과는 캡스틴 드럼의 용접부에 관한 최적설계의 데이터와 탄소성 열응력 및 열변형 거동을 해석하기 위한 기초자료로 이용될 것이다.

모델설정 및 해석방법

1. 모델 설정

용접부의 응고과정은 액상과 고상의 경계가 바깥측에서 내측으로 이동하여 결국 소멸되는 스테판 문제⁸⁾(Stefan's problem)이다. 캡스틴 드럼의 형상은 축대칭 원통관 형상으로 Fig. 1과 같고, 재질은 용접 가능한 구조용 압연강재인 고장력강(SS41)을 이용하였다. 탄소 0.1% 이하 용접봉으로 CO₂/MAG 용접 후 응고 및 냉각과정이 진행됨에

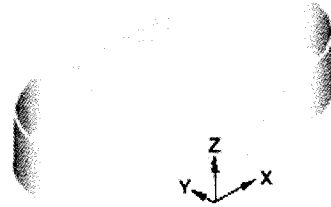


Fig. 1. Schematic diagram of analysis model.

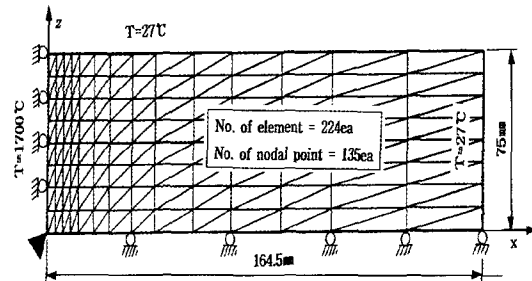


Fig. 2. Finite element mesh and initial conditions used in temperature analysis.

따라 열영향부(heat affect zone, HAZ)와 모재의 비정상 온도구배 거동과 변화양상을 정량적으로 규명하였다.

모델의 양끝단은 반무한 경계조건(semi-infinite boundary condition)으로 고려하였으며 Fig. 2는 유한요소 모델의 형상, 초기 및 구속조건을 나타낸 것이다. 초기온도는 용융부를 1700°C, 모재와 주위의 온도는 27°C로 일정하게 설정하였다. 요소분할은 형상 데이터의 입력시간을 줄이기 위하여 자동 요소분할(auto mesh generation) 프로그램⁹⁾을 사용하였다. 온도해석에 이용된 모델의 요소(element)는 224개 삼각형 요소, 절점(nodal point)은 135개로 구성하였다. 아울러 용접부와 모재의 근접 부분에서 온도변화가 심하게 일어날 것이 예측되어 요소를 세밀하게 분할하여 해석의 정확도를 향상시켰다.

2. 해석방법 및 과정

용접부 및 모재의 온도변화는 각종 물성치들의 연성효과(coupled effect)로 인하여 복잡한 거동을 한다. 따라서 수학적인 엄밀해를 구하기가 어려우

므로 연속체 역학적 방법인 변분법(variational method)과 가중잔여법(weighted residual method)으로 근사해를 구했다.

용접부와 모재사이의 열교환은 2차원 열전도문제로 해결하는 것이 합리적이며, Fig. 3은 해석과정의 개요를 나타내는 흐름도(flow chart)이다. 해석시간 스텝은 0.1초까지는 0.01초 간격으로, 1초

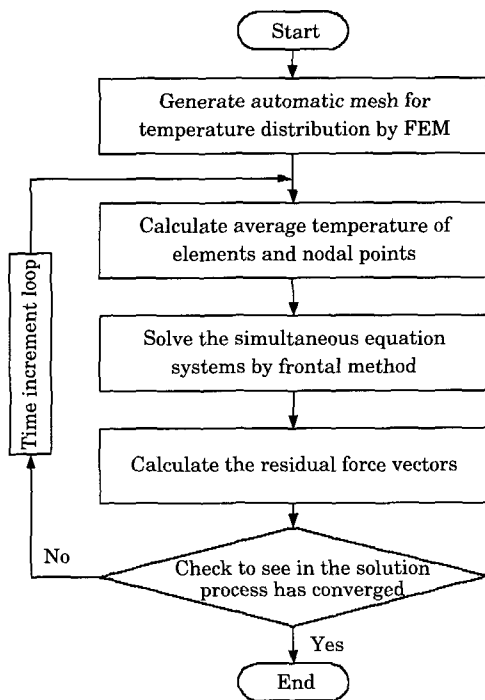


Fig. 3. Flow chart for temperature analysis.

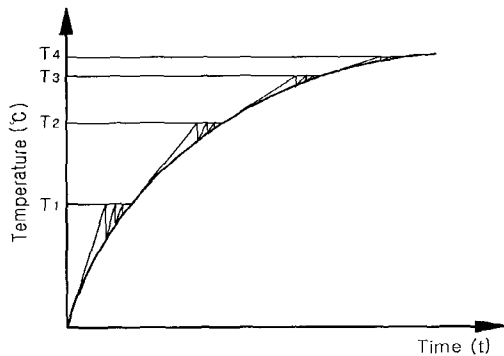


Fig. 4. Combined algorithm using tangential stiffness and initial stiffness method.

까지는 0.1초 간격으로 설정하였으며, 1초 이후에는 1초 간격으로 값을 구하였고 계산 완료시간은 100초까지 하였다. 비선형 형태의 온도거동 양상이므로 해가 한계오차 이내로 수렴할 때까지 연립방정식을 반복계산 하였다. 해의 수렴메카니즘은 Fig. 4와 같이 접선강성법(tangential stiffness method)과 초기강성법(initial stiffness method)의 장점을 절충한 혼합법(combined algorithm)을 적용하였고, 연립방정식의 해를 구할 때는 컴퓨터의 기억용량을 줄일 수 있는 프론탈법(frontal method)⁹⁾을 사용하였다.

유한요소법을 이용한 온도해석 방정식

용접부의 온도분포를 시간의 경과에 따라 해석하기 위한 지배방정식은 2차원 비정상 열전도 방정식으로부터 도출할 수 있는데 선행요건을 다음과 같이 취급하였다. 첫째, 모재는 방향에 따라 기계적성질 변화가 없는 등방성체(isotropic material)이다. 둘째, 재료의 물리적, 기계적 성질의 온도의존성은 고려하지 않는다. 이상과 같은 가정하에서 지배방정식, 경계 및 초기조건은 아래와 같다.

- 1) 지배방정식(governing equations)

$$\frac{\partial}{\partial x} (k_x \frac{\partial T}{\partial x}) + \frac{\partial}{\partial y} (k_y \frac{\partial T}{\partial y}) - \rho c \dot{T} = 0, t > 0 \quad (1)$$

- 2) 경계조건(boundary conditions)

$$k_x \frac{\partial T}{\partial x} L_x + k_y \frac{\partial T}{\partial y} L_y + h(T - T_\infty) = 0 \quad (2)$$

- 3) 초기조건(initial conditions)

$$T = T_{iL} \text{ in welding part, } t = 0 \quad (3)$$

여기서 T 는 온도, t 는 시간이며, x, y 는 각축의 방향좌표이다. k_x, k_y 는 각 방향의 열전도도, c 와 ρ 는 비열과 밀도이며 L_x, L_y 는 방향에 따른 방향여현(direction cosine)을 의미한다. 경계조건식 (2)에서 사용된 열전달계수 h 는 용접재의 크기, 재질, 형상 및 냉각조건등 여러가지 복잡한 인자들의 영향을 받기 때문에 실험적으로 결정되어야 하나 참고문헌⁴⁾을 이용하였다. (3)식의 T_{iL} 은 용접의 용융

체 온도이다.

유한요소법으로 해를 얻기 위해 지배방정식에 갤러킨법(Galerkin's method)을 적용하면

$$\int_v \left[\frac{\partial}{\partial x} \left(k_x \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(k_y \frac{\partial T}{\partial y} \right) - \rho c \dot{T} \right] N_i dV = 0 \quad (4)$$

식이 되며 여기서 N_i , dV 는 형상함수와 미소체적 그리고 \dot{T} 는 비정상항 $\frac{\partial T}{\partial t}$ 를 나타낸다. 또한 식(4)를 가우스 적분법(Gauss integral method)으로 정리하면

$$\begin{aligned} & \int_s N_i \left[\left(k_x \frac{\partial T}{\partial x} \hat{e}_x + k_y \frac{\partial T}{\partial y} \hat{e}_y \right) \cdot (L_x \hat{e}_x + L_y \hat{e}_y) \right] dS \\ & - \int_v \left[\left(k_x \frac{\partial T}{\partial x} \hat{e}_x + k_y \frac{\partial T}{\partial y} \hat{e}_y \right) \cdot \left(\frac{\partial N_i}{\partial x} x + \frac{\partial N_i}{\partial y} \hat{e}_y \right) \right] dV \\ & - \int_v N_i \rho c \dot{T} dV = 0 \end{aligned} \quad (5)$$

식이 된다. 여기서 가우스 적분법이란 2차원 적분 문제를 풀기 위한 부분적분법이며 식(5)는

$$\begin{aligned} & \int_v k_x \left[\frac{\partial T}{\partial x} \frac{\partial N_i}{\partial x} + \frac{\partial T}{\partial y} \frac{\partial N_i}{\partial y} \right] dV + \int_v \rho c \dot{T} N_i dV \\ & - \int_s k_x \left[\frac{\partial T}{\partial x} + \frac{\partial T}{\partial y} L_y \right] N_i dS = 0 \end{aligned} \quad (6)$$

식으로 성립한다. 식(6)에 (2)식의 경계조건을 대입시켜 정리하면

$$\begin{aligned} & \int_v k_x \left[\frac{\partial T}{\partial x} \frac{\partial N_i}{\partial x} + \frac{\partial T}{\partial y} \frac{\partial N_i}{\partial y} \right] dV + \int_v \rho c \dot{T} N_i dV \\ & \int_s h (T - T_\infty) N_i dS = 0 \end{aligned} \quad (7)$$

식이다. 여기서 온도함수 T 는 각 요소와 절점에서

$$T = \sum_{i=1}^n N_i(x, y) T_i(t) = N_1 T_1 + N_2 T_2 + \dots + N_n T_n \quad (8)$$

식으로 표시된다. 여기서 N_n 와 T_n 은 n 번째 절점의 형상함수와 온도함수를 나타내고 있다. Fig. 2에서 사용된 삼각형 요소의 절점은 요소당 3개이므로 $n=3$ 이 되어 식(8)은

$$T = \sum_{i=1}^3 N_i(x, y) T_i(t) = N_1 T_1 + N_2 T_2 + N_3 T_3 \quad (9)$$

식이 된다. 식(9)에 의하여 식(7)의 온도미분항 $\frac{\partial T}{\partial x}$ 과 비정상항 \dot{T} 는

$$\frac{\partial T}{\partial x} = \sum_{i=1}^3 \frac{\partial T_i}{\partial x} T_i, \quad \frac{\partial T}{\partial y} = \sum_{i=1}^3 \frac{\partial T_i}{\partial y} T_i \quad (10)$$

$$\dot{T} = \frac{\partial T}{\partial t} = \sum_{i=1}^3 N_i \frac{\partial T_i}{\partial t} = \sum_{i=1}^3 \dot{N}_i T_i \quad (11)$$

식으로 나타낼 수 있다. 식(9), 식(10) 및 식(11)를 식(7)에 대입하고 그 결과식을 행렬형태로 표현하면

$$\begin{aligned} & \int_v \left(k_x \left[\frac{\partial N_i}{\partial x} \right] \frac{\partial N_j}{\partial x} \{ T \} + k_y \left[\frac{\partial N_i}{\partial y} \right] \frac{\partial N_j}{\partial y} \{ T \} \right) dV \\ & + \int_v \rho c [N_i]^T N_j \{ \dot{T} \} dV \\ & + \int_s h [N_i]^T N_j \{ T \} dS - \int_s h N_i T_\infty dS = 0 \end{aligned} \quad (12)$$

식과 같다. 식(12)을 이산화(discretization)하면 강성방정식(stiffness equation)은

$$[K] \{ \dot{T} \} + [k] \{ T \} = \{ P \} \quad (13)$$

식이며 여기서, 각 항들의 의미는

$$[K] = \int_v [B]^T [D] [B] dV + h \int_s [N]^T [N] dS \quad (14)$$

$$[k] = \rho c \int_v [N]^T [N] dV \quad (15)$$

$$\{ P \} = h T_\infty \int_s [N] dS \quad (16)$$

$$[B] = \begin{bmatrix} \frac{\partial N_1}{\partial x} & \frac{\partial N_2}{\partial x} & \frac{\partial N_3}{\partial x} \\ \frac{\partial N_1}{\partial y} & \frac{\partial N_2}{\partial y} & \frac{\partial N_3}{\partial y} \end{bmatrix} \quad (17)$$

$$[D] = \begin{bmatrix} k_x & 0 \\ 0 & k_y \end{bmatrix} \quad (18)$$

식과 같다. 한편 비정상항 \dot{T} 은

$$\{ \dot{T} \} = (\{ T \}_{t+\Delta t} - \{ T \}_t) / \Delta t \quad (19)$$

식이며 여기서 Δt 는 시간의 미소증분이다. 따라서 강성방정식의 최종 결과식은

$$[K] \{ T \}_{t+\Delta t} = \{ \bar{P} \}_{t+\Delta t} \quad (20)$$

식이 되며 여기서 각 항들은

$$[K] = [K] + [k] / \Delta t \quad (21)$$

$$\{ \bar{P} \} = \{ P \} + [k] \{ T \}_{t+\Delta t} / \Delta t \quad (22)$$

식들을 의미한다. 이상과 같이 얻어진 강성방정식의 최종결과인 식(20)에, 초기조건인 식(3)을 이용하여 미소 시간증분 Δt 에 따른 전체 해석영역을 각 시간스텝에서 비정상상태의 온도해석을 하였다.

해석 결과 및 고찰

정치망 어선에서 그물 양망시 보조기계로 사용하는 캡스톤의 드럼을 용접할 경우, 시간의 경과에 따른 온도구배 및 온도분포 양상을 유한요소법으로 해석한 결과의 고찰은 다음과 같다.

용접부와 모재의 길이방향에서 시간경과에 따른 온도변화를 도시한 것이 Fig. 5이다. 용접부와 가까운 부분부터 용접부와 거리가 먼 부위까지 온도변화를 고찰하기 위해 1점(—○—, 0mm), 2점(—□—, 6.4mm) 그리고 3점(—△—, 16.7mm)을 선정하였다. 횡축은 냉각에 소요된 시간을 의미하며 로그(log)좌표로 구성되어 있다. 냉각시간을 100초까지 해석하였으나 온도변화가 크게 일어나는 냉각초기 부터 40초까지를 중점적으로 나타냈다. 점1의 위치인 용융부에서는 냉각개시 1초 이내에서 950°C/sec, 10초 이내에서는 40°C/sec의 냉각속도로 급격하게 온도하강이 이루어진다. 열영향부(HAZ) 점2에서는 1초가 경과할 때 까지 370°C/sec의 가열속도로 온도가 증가하고, 이후는 25°C/sec 정도의 냉각속도로 변화한다. 용접부와 멀리 떨어져 있는 모재부 점3에서는 초기온도를 유지하며 용접개시 1초부터 미미한 온도상승을 10초까지 지속되고 이후에는 온도의 변화가 거의

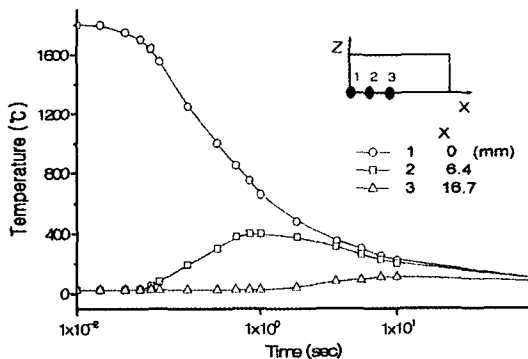


Fig. 5. Temperature variation according to cooling time along x-direction.

없음을 알 수 있다. 이런 현상은 용융부에서는 급격한 가열이 이루어지나, 시간이 경과한 후에는 높은 온도에서 전도되는 열량과 주위로 전달되는 열량이 비슷하여 완만한 온도변화를 나타내기 때문이라 사료된다.

냉각개시 0.05초가 경과한 후 온도변화를 나타낸 Fig. 6은 모델의 등온도선(temperature contour)을 표현한 것이다. 용접부 근처에서는 심한 온도차를 보이고 있으나 두께방향으로는 거의 나타나지 않는다. 아직까지는 용융부의 고온열량이 소재의 전체영역에 영향을 미치지 못하여, 용접부와 인접부를 제외하고 온도변화가 전혀 나타나지 않음을 알 수 있다.

Fig. 7은 냉각개시 10초 후 모델의 등온도선을 나타낸 것이다. 길이방향을 따라 온도상승이 상당

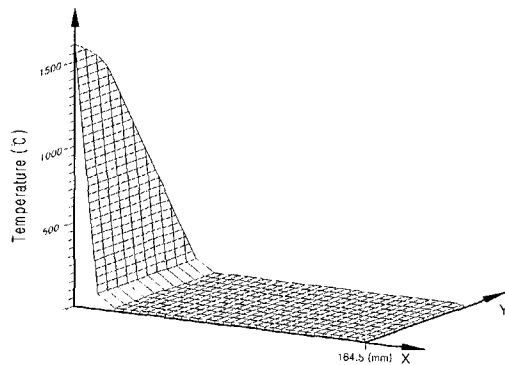


Fig. 6. Temperature contour at 0.05 sec after welding processes.

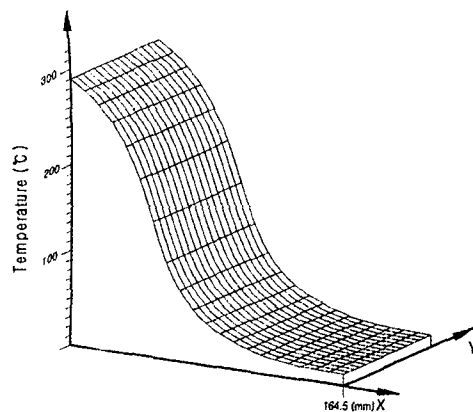


Fig. 7. Temperature contours at 10 sec after welding processes.

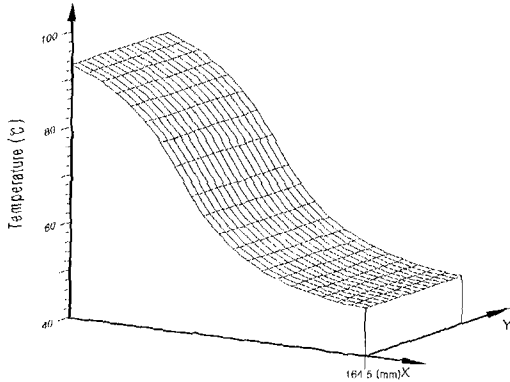


Fig. 8. Temperature contours at 40 sec after welding processes.

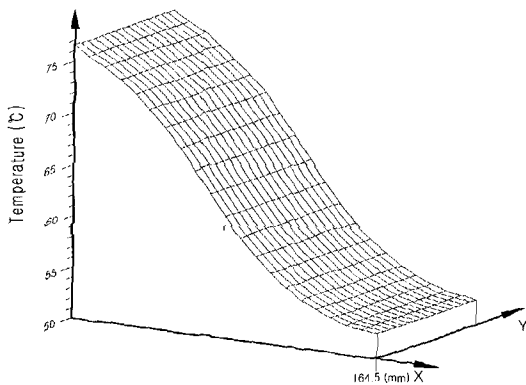


Fig. 9. Temperature contours at 100 sec after welding processes.

히 이루어졌음을 알 수 있으나, 두께방향의 온도차는 미미한 실정이다. 한편 최대 온도편차가 270°C 정도, 온도구배는 $1.64^{\circ}\text{C}/\text{mm}$ 가량을 보여 주므로 금상학적으로 오스테나이트 조직이 마르텐사이트 조직으로 변태할 수 있는 구동력이 생성될 것으로 사료된다.

냉각개시 후 40초가 경과하였을 때 등온도선을 도시한 그림이 Fig. 8이다. 냉각이 상당히 진행되어 최대 온도차는 대략 50°C 정도, 온도구배는 $0.26^{\circ}\text{C}/\text{mm}$ 로 비교적 완만하게 형성되어졌다.

냉각개시 후 100초가 지났을 때 온도거동을 나타낸 Fig. 9는 전체영역에서 열전도가 거의 완료되었으므로, 길이방향에 따른 온도차는 현저히 적게 나타나고 있다. 완만한 온도구배가 형성된 것은

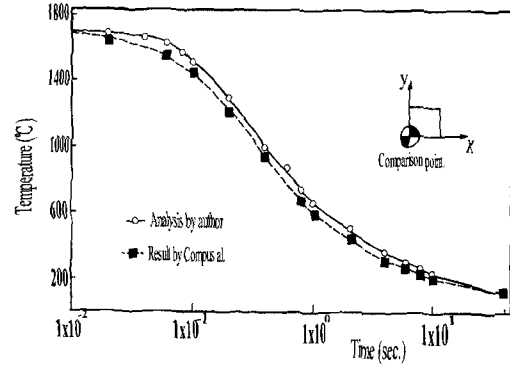


Fig. 10. Comparison of the result of author with Compus al. in te mperature distribution.

해석의 단순화를 위해 재질의 물성치 및 기계적 성질의 온도의존성을 고려하지 않은 점과, 오스테나이트에서 마르텐사이트나 투루스타이트로 조직 변태시에 발생하는 변태잠열을 고려하지 못한 점에서 기인한 것으로 사료된다.

Fig. 10은 해석결과의 타당성을 검증하기 위해 비슷한 형상을 맞대기 용접한 타 연구자⁷⁾의 결과와 비교·검토한 그림이다. 시간의 변화에 따라 온도분포가 약간의 오차를 보이고 있으나, 전반적인 경향과 온도감소의 구배 거동은 유사한 양상을 나타내고 있어 해석결과의 타당성을 간접적으로 확인할 수 있었다

요 약

남해안 연근해에서 조업하는 정치망 어선에 양 망작업시 보조기계로 사용되는 캡스텐의 드럼에서 용접부 온도분포 및 구배를 해석한 결과의 주요 사항은 다음과 같다.

1. 용융부 근처는 냉각개시 1초 이내에 $950^{\circ}\text{C}/\text{sec}$, 10초 이내는 $40^{\circ}\text{C}/\text{sec}$ 정도의 급격한 냉각속도가 형성되었다.
2. 열영향부(HAZ)는 용접 후 1초가 경과할 때 $370^{\circ}\text{C}/\text{sec}$ 의 가열속도로 온도가 증가한 후, 이후 $25^{\circ}\text{C}/\text{sec}$ 냉각속도로 온도가 감소한다. 용접종료 10초 후 모재 내부에는 $1.64^{\circ}\text{C}/\text{mm}$, 40초가 지났을 때는 $0.26^{\circ}\text{C}/\text{mm}$ 정도의 온도구배가 형성되었다.

3. 용접부 근처는 길이 방향을 따라 격심한 온도편차를 보이고 있으나 두께방향으로는 거의 나타나지 않는다.

이 결과는 향후 캡스턴 드럼의 용접부 최적설계시, 탄소성 열응력 및 열변형 거동을 해석하는 연구의 기초자료로 활용될 수 있을 것이다.

참고문헌

1. Ueda, Y. and Yamakawa, T.(1972) : Thermal Stress Analysis of Metals with Temperature Dependent Mechanical Properties, Proc. 1971 Int. Conf. on Mechanical Behavior of Metals Vol. 3, pp. 235~239.
2. Ueda, Y., Fukuda, K. and Nakacho, K.(1977) : Basic Procedures in Analysis and Measurement of Welding Residual Stresses by the Finite Element Method, Proc. of Int. Conf. on Residual Stresses in Welded Construction and Their Effects, Welding Institute, England, pp. 27~37.
3. Masubuchi, K.(1980) : Analysis of Welded Structures-Residual Stresses, Distortion and Their Consequences, Pergamon Press, pp. 63 ~ 78.
4. Burst, F. W. and Rybicki, E. F.(1981) : A Computational Model of Backlay Welding for Controlling Residual Stresses in Welded Pipes, Transaction of the ASME, Journal of Pressure Vessel Technology, Vol. 103, August, pp. 226~232.
5. Okerblem, N. O.(1985) : The Calculation of Deformation of Welded Metal Structure, Mashgiz Publication, Moscow, Translated by Her Majesty's Stationary Office, London, pp. 24~31.
6. Guyot, G.(1947) : A Note on the Shrinkage /Distortion of Welded Joint, Welding Journal, 26(9), Research Supplement, pp. 519~529.
7. Compus, F.(1947) : Transverse Shrinkage of Welds, Welding Journal, 26(8), Research Supplement, pp. 485~488.
8. Rubenstein, L. I.(1971) : The Stefan's problem, American Methematical Society, New York, pp. 35~67.
9. 下關正義・勝沼平一(1985) : PC-9801有限要素法 /非定常熱應力プログラミング, 日刊工業新聞社, 東京, pp. 58~76.