

더블 캡스틴 드럼의 용접부에 대한 탄소성 열응력해석

김 옥 삼

여수대학교

(2000년 7월 15일 접수)

The Analysis of Elasto-Plastic Thermal Stresses for Welding Part in Double Capstan Drum

O. S. Kim

Yosu National University

(Received July 15, 2000)

Abstract

Welding is a important technological method in mechanical engineering. CO₂/MAG(metal active gas) welding means that metal part in double capstan drum for the inshore and costal vessels are joined by melting(with or without a filler material) or that new material is added to a metal part by melting. The thermal stresses appear due to a non-uniform temperature field, inhomogeneous material properties, external restraint and volume changes during phase transformations. In this study analysis the elasto-plastic thermal stresses distribution of welding part in double capstan drum for the inshore and costal vessels using finite element method (FEM). Therefore it calculates the numerical value that can be applied to the optimum design of welding parts and the shapes. The significant results obtained in this study are summarized as follows. At early stage of the cooling after welding process, the abrupt thermal stresses gradient has been shown in the vicinity of welding part. In the thermal stresses analysis due to temperature gradient and heat shocking maximum stress was occurred of welding part and stresses were distributed from 54MPa ~ 48MPa.

서 론

우리나라 주변 수역에서 한중일 3국의 배타적 경제수역의 분쟁이 가속화되고, 육상 오염물질의 연안유입과 어족자원의 남획으로 연근해 어장의 황폐화가 심각하다. 아울러 수산업의 고부가가치 창출이 여의치 못함에 따라서 항구나 어촌의 어업 인구가 점차 감소하는 추세이다. 이와 같은 국내 외 어업환경 변화에 탄력적으로 대응하며 어업 노

동생산성 증진을 위한 어로기계의 현대화나 자동화가 매우 시급하다. 최근 주변산업의 기술발전에 따라서 어구조조에 사용되는 트롤원치, 양망기 및 양승기 등은 어선 승조원의 노동력을 절감시키고, 선내 어로작업의 효율 증대를 도모해 왔다. 그 가운데 정치망 어선의 선두와 선미에 설치되어 있는 캡스틴은 정치망 조업 특성상, 조수간만의 시점을 적절하게 이용하여 단시간에 양망작업을 종료해야 하므로 더블시스템으로 개량하면 작업효율을

향상시킬 수 있다. 더블 캡스틴 드럼의 구조는 두 개의 원통관을 용접결합하여 제작한다. 따라서 기계공작법 중 비절삭 가공기법인 용접기술이 필수적이다. 모재를 국부적으로 용융시켜 이중금속을 영구적으로 결합하는 용접가공은 짧은 시간에 집중적으로 많은 열에너지가 부여된다. 일반적으로 용접에서 일어나는 제 현상들은 열영향부¹⁾(heat affect zone, HAZ)에서 유발된다. 시간의 경과에 따라 낮은 온도의 용접부 주위와의 열전달(heat transfer) 또는 열전도(heat conduction)에 의하여 냉각과 동시에 모재온도는 상승한다. 이와 같이 용접부 온도상승 및 냉각속도의 차이에 따라 모재 내부는 열팽창과 열수축의 상호작용에 의하여 서로 구속조건이 성립한다. 또한 주변의 다른 재료들에 의하여 외적구속이 존재하여 용접모재는 필연적으로 열응력(thermal stress) 및 열변형²⁾(thermal deformation)이 발생한다. 그리고 이때의 열변형은 부분적으로 소성영역(plasticity area)에 까지 달하여 냉각이 종료된 후에도 잔류하는 경우가 있다. 용접 중에 발생하는 이러한 열응력과 열변형에 의한 잔류응력 및 용접변형은 용접균열을 발생시키는 원인으로 알려져 있다.

이에 관하여 환상 용접시 발생하는 용접변형과 잔류응력에 대한 연구를 Fujita 등³⁾이 하였고, Jonsson 등⁴⁾은 큰 평판의 버트용접(butt welding)에서 변형과 응력을 수치해석 기법으로 규명하였다. Rybicki 등⁵⁾은 파이프용접에서 잔류응력을 제어하기 위한 가열조건의 효과 등을 구하는 방법을 제시하였으며, Brust 등⁶⁾은 비슷한 조건에 대한 컴퓨터를 이용한 수치해석적 모델(computational model) 구축에 관한 노력을 하였다. 아울러 Ueda 와 Yamakawa⁷⁾는 재질의 기계적 성질이 온도에 의존하는 경우의 열응력 거동에 관한 연구를 하였다. 유한요소법⁸⁾은 컴퓨터의 발달과 함께 급속도로 진전된 수치해석법의 하나로써, 열유체의 유동 상태 및 용접변형과 잔류응력의 해석⁹⁾에 많이 사용된다.

본 연구에서는 연안 해역을 작업구역으로 하는 정치망 어선에 사용하는 더블 캡스틴 드럼을 CO₂/MAG 용접하는 경우, 용접부에 발생하는 열응력 거동을 유한요소법으로 해석하였다. 아울러 캡스

틴 드럼의 탄소성 열응력을 시간의 경과에 따라 해석함으로써, 향후 어로나 수산 보조기계들의 부품에 대한 최적 설계 및 형상결정에 적용 가능한 결과를 도출하고자 한다.

모델설정 및 해석방법

1. 모델설정

이용한 모델은 Fig. 1와 같은 형상의 유압식 더블 캡스틴 드럼이며, 재료는 탄소를 0.25% 함유한 기계구조용 탄소강(SM25C)이다. 용접속도는 1.7mm/sec이고 시간에 따라 변화하는 비정상 상태(unsteady stste)의 탄소성 열응력거동을 해석하였다. Fig. 1의 점선내를 해석구역으로 설정하여 반무한의 경계조건(semi-infinite convection boundary condition)으로 고려하여 열응력 해석을 행하였다. 초기조건으로 용접부의 최초온도를 1700°C, 모재의 초기온도를 27°C이며 주위는 상온이다.

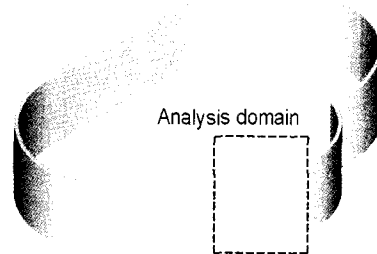


Fig. 1. Schematic diagram of analyses model.

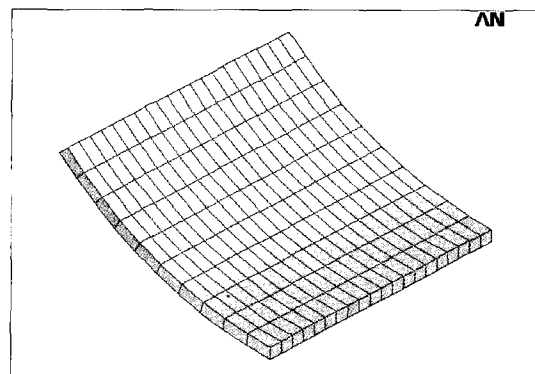


Fig. 2. Model of automatic mesh generation.

2. 해석방법 및 과정

용접부와 모재 사이의 열교환은 용접초기의 온도차이에 의한 이종금속간의 열전달로 규정하여 시간의 변화에 따른 탄소성 열응력 해석¹⁰⁾을 행하였다. 요소분할은 형상 및 경계조건이 축대칭이므로 Fig. 2와 같이 모델의 부분적 단면을 설정하였고, 형상데이터(shape data)의 입력시간을 줄이기 위하여 자동 요소분할 프로그램¹¹⁾(auto mesh generation program)을 이용하였다. 열응력해석에 사용된 모델의 절점(nodal points) 및 요소(element)수는 각각 462개와 210개이고, 8절점 사각형요소(8-nodes isoparametric element)를 사용하였다. 또한 연립방정식의 해를 도출하기 위하여 컴퓨터의 기억용량을 효율적으로 사용하는 프론탈법(frontal method)¹²⁾를 적용하였고, Fig. 3은 해석과정의 개요를 나타내는 흐름도(flow chart)이며 시간과 하중의 미세 증분을 위한 반복계산 메카니즘을 이용하였다.

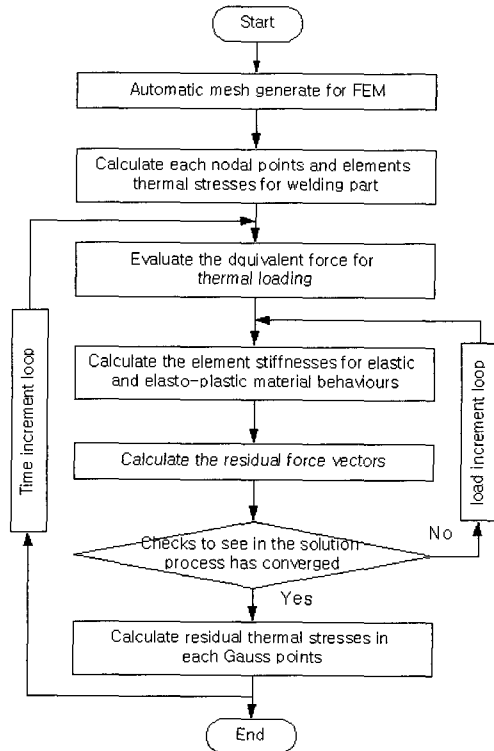


Fig. 3. Flow chart for thermal stresses analyses.

유한요소법을 이용한 열응력 해석이론

더블 캡스턴 드럼 용접부에 대해 탄소성 열응력 해석을 위한 지배방정식은 2차원 비정상상태 (2-dimensional unsteady state)의 열응력 방정식을 적용하였다. 이 식은 초기항복이 일어난 후, 전체 변형률 증분($d\epsilon_{ij}$)은 강성($d\epsilon_{ij}$) 및 소성변형률 증분($d\epsilon_{ij}^p$)합과 열수축에 의한 변형률증분의 합($d\epsilon_{ij}^t$)으로 나타낸다. 즉

$$d\epsilon_{ij} = d\epsilon_{ij} + d\epsilon_{ij}^p + d\epsilon_{ij}^t \quad (1)$$

식과 같이 되고, 여기서 탄성변형률 증분은 후크(Hooke)의 법칙으로부터

$$d\epsilon_{ij} = \frac{1}{2G} \left(d\sigma_{ij} - \frac{\nu}{1+\nu} d\sigma_{kk} \delta_{ij} \right) \quad (2)$$

식이 된다. 여기서 $d\sigma_{ij}$, δ_{kk} , G 및 ν 는 미소응력 성분, k 방향의 변형률, 강성계수 및 포아송의 비를 의미한다. 열수축에 의한 변형률증분은

$$d\epsilon_{ij} = \alpha \cdot dT \quad (3)$$

식이며 여기서 α 는 열팽창계수, dT 는 기준상태로부터의 온도차이를 나타낸다. 또한 소성응력과 소성변형률과의 관계를 표시하기 위하여 소성변형률 증분이 소성잠재력(plastic potential) Q' 의 응력구배에 의존한다고 가정하면 소성변형률 증분은

$$d\epsilon_{ij}^p = d\lambda \frac{\partial Q'}{\partial \sigma_{ij}} \quad (4)$$

식이 되고 여기서 $d\lambda$ 는 비례상수이다. Q' 는 응력 유발 하중(f)와 같으므로

$$f = Q' \quad (5)$$

식이 성립하며 따라서 소성변형률 증분은

$$d\epsilon_{ij}^p = d\lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \quad (6)$$

식으로 표시할 수 있다. 여기서 $\left(\frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \right)$ 는 항복곡면상의 수직성분 벡터이므로 $F=0$ 일때 응력 유발하중의 미소증분(df)의 값에 따라 다음과 같이 세가지로 분류할 수 있다.

로 진행될 수록 42~18MPa 정도의 상당 열응력 크기를 보여주고 있다. 이때 열응력 구배는 3.6MPa/mm로 급격한 기울기를 형성하고 있어 열충격(thermal shock)이 작용하고 있음을 알 수 있다.

용접 개시 7초가 지났을 때, 상당 열변형 분포를 나타낸 것이 Fig. 5이다. 용접열원 부근에서는 0.004~0.015mm 정도의 미세한 변형량이 보이고 있으나 좌측의 자유단 부분으로 진행하면서 0.03~0.033mm 가량 보다 큰 변형 거동양상이 나타나고 있다.

용접이 시작되어 20초가 경과하였을 때, 모재내의 상당 열응력 거동을 나타낸 것이 Fig. 6이며 용접열원부가 시작점으로부터 37mm 지점에 위치

하고 있다. 상당 열응력의 절대크기는 용접 초기보다 다소 작아져서 최대 51MPa, 최소 11.3MPa 정도이며 열응력 기울기도 다소 완화된 상태이다. 이것은 용접 열원이 모재 중심부로 이동하면서 용접부를 미리 가열해 주는 예열효과로 작용했기 때문으로 사료된다.

Fig. 7은 용접을 시작한 후 30초가 지났을 때 상당 열변형 양상을 나타낸 그림이다. 용접 시작 후 7초가 경과하였을 때를 보여주는 Fig. 5보다는 열변형의 크기가 다소 증가하였음을 알 수 있다. 상당 열변형의 크기가 최대 0.04mm, 최소 0.0045mm 정도를 형성하고 있고, 용접열원의 진행으로 전체적인 변형 양상이 용접방향과 동일하게 이동하고 있다.

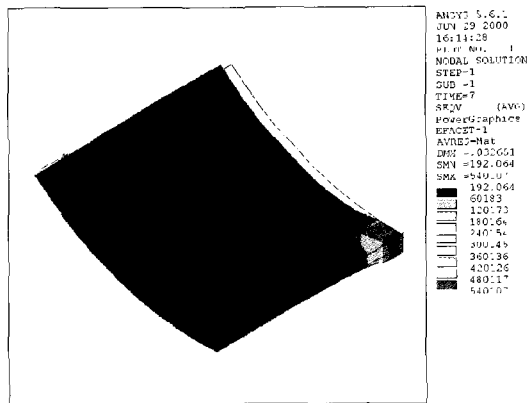


Fig. 4. Equivalent thermal stresses distribution after 1 sec. of welding process.

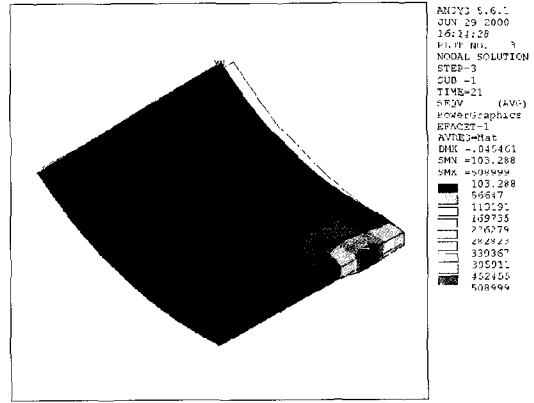


Fig. 6. Equivalent thermal stresses distribution after 20 sec. of welding process.

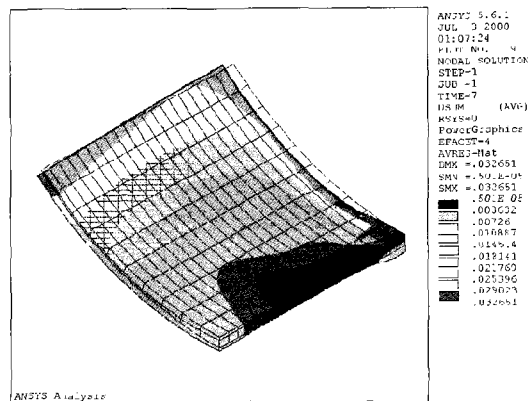


Fig. 5. Equivalent thermal deformation distribution after 7 sec. of welding process.

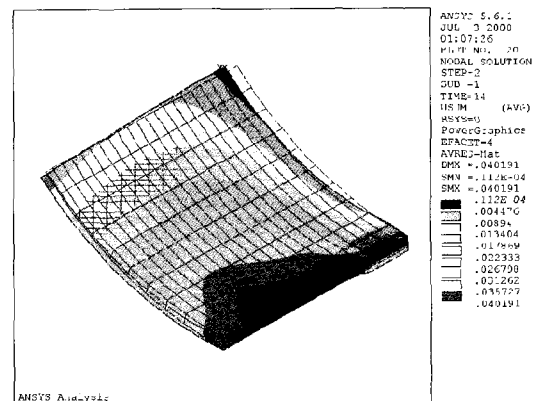


Fig. 7. Equivalent thermal deformation distribution after 30 sec. of welding process.

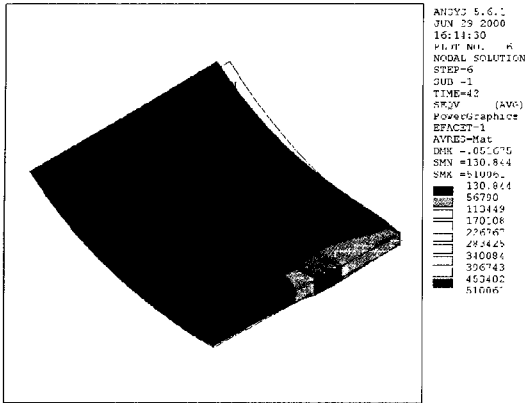


Fig. 8. Equivalent thermal stresses distributions after 40 sec of welding process.

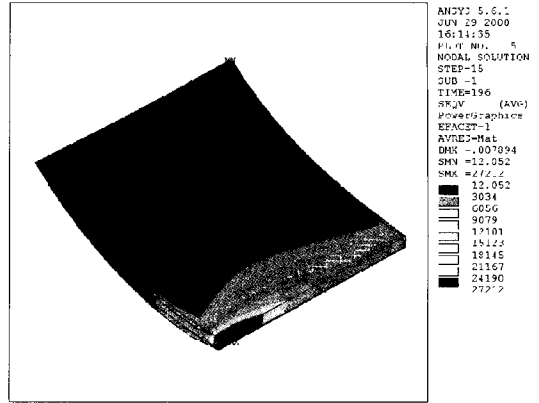


Fig. 10. Equivalent thermal stresses distribution after 90 sec of welding process.

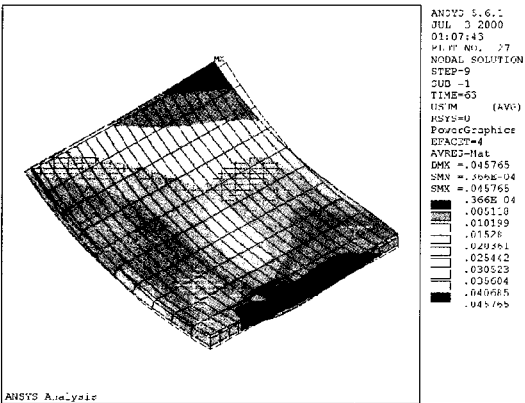


Fig. 9. Equivalent thermal deformation distribution after 60 sec of welding process.

캡스턴 드럼을 제작하기 위한 용접공정의 절반이 경과하였을 때, 상당 열응력 분포를 Fig. 8에서 보여 주고 있다. 평형 열응력의 절대값 크기는 Fig. 6보다 2% 내외의 미세한 증가량을 보이고 있는데, 이 정도 편차는 프로그램 수렴오차 이내로 평가된다. 아울러 용접열원이 모재 중심부까지 진행되어 열응력 발생영역이 확산되고 있는 양상을 확연하게 나타내고 있다.

용접공정의 후반부에 접어드는 용접개시 60초가 경과하였을 때, 상당 열변형 양상을 Fig. 9에 나타냈다. 열변형량이 최소 0.005mm, 최대 0.045mm까지 증가하므로 정밀한 용접가공을 위해서는 용접선 반대 방향에 열변형을 제어할 수 있는 지그(jig)나 고정구(fixture)를 설치하는 것이 바람직

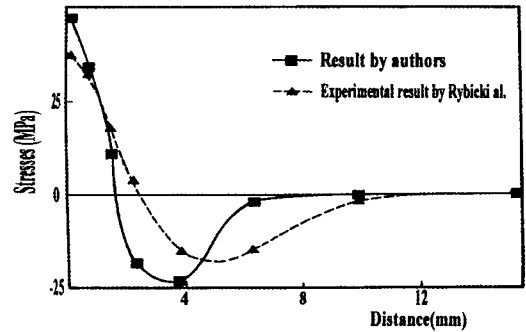


Fig. 11. Relation between the result of authors and Rybicki al. in residual stresses.

할 것으로 사료된다.

Fig. 10은 캡스턴 드럼을 제작하기 위한 용접공정이 종료될 때 상당 열응력 거동을 나타냈다. 열응력 구배 양상이 보다 활성화 되어 모재 내부로 진행된 양상을 보이고 있으나, 상당 열응력의 절대 크기는 최소 3MPa에서 최대 27MPa로 작아졌다. 이것은 용접의 이동열원이 제거됨으로서 모재 내부의 열응력이 현저히 저하되었음을 의미하지만, 남은 상당 열응력은 용접 잔류 열응력으로 존재하므로 뜨임처리와 같은 후처리가 요망된다.

해석결과에 대한 타당성을 검증하기 위하여 비슷한 형상의 타 연구자 결과⁹⁾와 비교·검토한 것이 Fig. 11이다. 원주방향(θ)의 잔류 응력분포는 용접부 내측에서 최대 인장응력 48~37.5MPa를 나타내고, 내부로 진행될 수록 응력반전이 이루어진 후 감소하는 경향이다. 점선으로 표현된 타 연구자의

결과는 $\theta=2.5mm$ 에서 인장응력에서 압축응력으로 반전이 발생하여 최대 압축응력 $-18.5MPa$ 에 이른후 소멸되어 $10mm$ 이후에는 zero에 수렴한다. 본 연구 해석 결과는 $\theta=1.6mm$ 에서 응력반전과 더불어, $\theta=3.5mm$ 에서 최대 압축 잔류응력 $-24MPa$ 에 이른 후 $\theta=6mm$ 부터 zero로 수렴한다. 그러므로 최대 압축 잔류응력차이는 $6.5MPa$ 이며, 응력반전 위치의 편차는 $0.9mm$, 수렴위치 편차는 $4mm$ 로 나타났다. 이것은 해석과정에서 열전달계수(heat transfer coefficient)의 온도의존성을 고려하지 않았기 때문으로 사료되며, 비교적 양호한 범위내에서 전체적인 경향과 크기가 일치하고 있음을 알 수 있었다.

요 약

정치망 어선에 사용하는 더블 캡스턴 드럼의 용접공정은, 순간적으로 집중투입되는 고온열원에 의해 상당 열응력과 열변형 거동이 시간의 경과에 따라 비정상적으로 발생한다. 유한요소법으로 이것들의 거동을 해석한 후 다음과 같은 결론을 얻었다.

- 1) 용접초기에는 용접열원 위치에서 $54 \sim 48MPa$ 의 상당 열응력을 나타내고, 캡스턴 드럼의 내부로 진행될 수록 $42 \sim 18MPa$ 정도의 열응력 분포를 보이며, 열응력 구배는 $1mm$ 당 $3.6MPa$ 의 기울기를 형성하고 있었다. 용접열원에서 $0.004 \sim 0.015mm$ 정도의 미세한 변형량이 계산되었고 좌측 자유단으로 진행하면서 $0.03 \sim 0.033mm$ 의 변형량은 용접초기에 열충격 현상으로 발생한 것으로 사료되므로 이에 대한 대비책이 있어야 한다.
- 2) 용접 중반부에서는 상당 열응력 크기는 용접 초기보다 다소 작아져서 최대 $51MPa$, 최소 $11.3MPa$ 을 보여주며 열응력 기울기도 다소 완화된다. 이것은 용접 열원이 이동하면서 발생하는 예열효과로 상당 열응력이 감소한 것으로 사료된다. 상당 열변형의 크기는 최대 $0.04mm$, 최소 $0.0045mm$ 정도를 형성하고 있고, 용접열원의 진행으로 전체적인 변형 양상이 용접진행 방향과 동일하게 이동하고 있다.

- 3) 용접공정의 후반부는 상당 열변형량이 최소 $0.005mm$, 최대 $0.045mm$ 정도 이므로, 정밀한 용접가공을 위해 반대방향에 지그나 고정구를 설치해야 한다. 상당 열응력의 구배는 모재 내부로 진행된 양상을 보이고 있으나 열응력의 절대 크기는 최소 $3MPa$ 에서 최대 $27MPa$ 로 작아졌다. 이것은 용접의 이동열원이 제거됨으로서 모재 내부의 열응력이 현저히 저하되었음을 의미하지만, 잔류 열응력이 존재하므로 뜨임처리와 같은 후처리가 요망된다.

참고문헌

1. Fridman, E.(1975) : Thermomechanical Analysis of the Welding Process Using the Finite Element Method, J. Pressure Vessel Technol., Vol. 97, pp. 206~213.
2. Ueda, Y. and Yamakawa, T.(1971) : Analysis of Thermal Elasto - Plastic Stress and Strain during Welding by Finite Element Method, Trans. Japan Welding Society, Vol. 2, No. 2, II W Doc. X - 616 - 71.
3. Fujita, Y., Nomoto, T. and Hasegawa, H. (1981) : Welding Deformations and Residual Stresses due to Circumferential Welds at the Joint between Cylindrical Drum and Hemispherical Head Plate, Internation Institute of Welding, Doc. X-985 - 81.
4. Jonsson, M., Karlsson, L. and Lindgren, L. E. (1981) : Deformations and Stresses in Butt-Welding of Large Plates, Numerical Methods in Heat Transfer, Vol. III, R. W. Lewis and K. Morgan, eds., Wiley, NewYork, pp. 342~357.
5. Rybicki, E. F. and McGuire, P. A.(1982) : The Effects of Induction Heating Conditions on Controlling Residual Stresses in Welded Pipes, J. Eng. Mater. Technol.(ASME), Vol. 104, pp. 267~273.
6. Brust, F. W. and Rybicki, E. F.(1981) : A Computational Model of Backlay Welding for Controlling Residual Stresses in Welded Pipes, J. Pressure Vessel Technol., Vol. 103, pp. 226~

- 232.
7. Ueda, Y. and Yamakawa, T.(1972) : Thermal stress Analysis of Metals with Temperature Dependent Mechanical Properties, Proc. Int. Conf. on Mechanical Behavior of Metals, Vol. 3, pp. 256~269.
 8. Zienkiewicz, O. J.(1979) : The Finite Element Method, 3rd, McGraw-Hill Book Co., New York, pp. 126~178.
 9. 佐藤・上田・藤本(1979) : 溶接變形-殘留應力,(溶接全書3), 産報出版, 東京, pp. 143~167.
 10. Hinton, E. and Owen, O. R. J.(1980) : Finite Element in Plasticity, Pineridge Press Ltd., London, pp. 67~87.
 11. Hinton, E. and Owen, O. R. J.(1979) : An Introduction to Finite Element Computation, Pineridge Press Ltd., London, pp. 345~390.