熱間等方圧プレス (HIP) 中の焼結変形挙動解析

野 本 敏 治**, 吉 村 洋***

Analytical Studies on Sintering Deformation Behavior during Hot Isostatic Pressing

by Toshiharu Nomoto and Hiroshi Yoshimura

Hot isostatic pressing (HIP) of powders is the manufacturing process which forms high quality and fully dense components from such materials as superalloys, tool steels and a wide range of ceramics. It is well known that the powder compacts reduce their volume due to density change, and the products usually differ in size from the final desired shapes. With the increasing demand for “near net shape” forming, simple and systematic way is greatly required to select the optimum process variables without trial and error procedures.

In this paper, analytical method is presented to predict the sintering deformation behavior during HIP process. Three parts of governing equations are made up: heat conduction equation including matter flow, densification rate equation which describes density change, and shape change equation based on the conservation of mass. Effects of particle radius, HIP temperature, pressure and HIP cycle are discussed on the results of computer simulation of alumina powders.

Key Words: Hot isostatic pressing, HIP, Densification, Sintering deformation, Near net shape, Powder metallurgy, Numerical simulation, Ceramics

1. 緒 言

1.1 本研究の背景

熱間等方圧プレス (HIP: hot isostatic pressing) は、セラミックス、高合金、超硬合金などの粉末を高温高压下で緻密化、成形するプロセスで、HIP 焼結体は緻密化の結果、約30~50%の体積収縮をとまう。もし処理体内の緻密化が至るところで一様に進行すれば、HIP 前後で処理体の形状は相似となるが、実際には不均一な温度分布や密度分布などのために、通常相似形とはならない。そのため現状では、最終製品にできるだけ近い形状 (near net shape) を得るために、繰り返し実験を行って、粉末粒径、焼結条件、初期形状など数多くのパラメータを試行錯誤的に探索しており、製品の開発には多大な期間と労力を要している。このために、製品形態や材料系が異なる場合にも適正な条件を簡便にかつ系統的に選択する手段が要望されており、焼結時の変形挙動を解析的に処理する手法の開発が必要となっている。

1.2 焼結変形挙動に関する従来の研究

HIP 焼結過程における処理体の変形を解析的に取り扱う試みとして、理論的アプローチの異なる2つの解析手法が提案されている。

Ashby らは、焼結の機構を拡散、クリープ、塑性流動に分類し、焼結の進行にともなう粒子形状および粒子間の相対的位置の変化を幾何学的にモデル化することによって、焼結時の密度変化を記述するための緻密化速度

式 (densification rate equation) を導いている¹⁻³⁾。この理論は、粉末焼結のメカニズムに忠実であり、金属粉およびセラミックス粉の緻密化挙動を知る上で非常に重要であるが、HIP 中の形状変化の取り扱いについては、一般的な定式化がなされておらず、ごく単純なモデルの解析にとどまっている。

一方、野原ら、Abouaf らは、粉体をマクロレベルな観点から圧縮性の連続体としてとらえ、多孔質金属の降伏関数⁴⁾を用いて有限要素法による粘塑性あるいは粘弾塑性解析の定式化を行っている^{5,6)}。この方法によりタービンディスクのような複雑形状部品の HIP 中の変形挙動が解析されているが、この解析手法は、ミクロな粒子レベルでの焼結現象を理論モデル上の基礎としていないために、緻密化の重要因子である粉末粒径の評価や、拡散機構が支配的であるセラミックス粉末への対応が困難となっている。

その他、実験的研究もいくつか報告されている^{7,8)}。

1.3 本研究の内容

本研究では、HIP プロセスにおける処理体の形状変化を予測するために、HIP 中の焼結変形挙動を記述する一般的な支配方程式を展開した。これは3つの基本的な部分から成る。まず第1は、HIP 中の温度分布を明らかにするための熱伝導方程式、第2は、温度と等方圧の効果により変化する密度を表わす緻密化速度式、第3は、密度変化と形状変化を関連づける質量保存則である。このうち第2の緻密化速度式は、Ashby らの理論にもとづく。

本文では以下、一般化された支配方程式の内容を述べ、アルミナ粉を対象として1次元、2次元解析を実施した例を紹介する。なお、粉末の HIP 処理技術には、メタルカプセル法 (キャニング法)、ガラスカプセル法、カプセルレス法 (予備焼結法) などがあるが、ここでは、研究の第1ステップとして、カプセル強度が無視できるような場合を対象とすることにする。

*原稿受付 平成元年9月29日 平成2年度春季全国大会で論文発表講演

**正 員 東京大学工学部 Member, Faculty of Engineering, University of Tokyo

***正 員 NKK鉄鋼研究所 Member, Steel Research Center, NKK Corporation

2. 基礎理論

2.1 支配方程式

2.1.1 物質移動を考慮した熱伝導方程式

焼結過程においては、緻密化にともない形状変化が生ずる。この形状の変化すなわち物質移動を考慮した熱伝導方程式は、熱力学の第 1 法則より次式のように導出される。(付録参照)

$$c\gamma \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) - c\gamma \left(\frac{\partial T}{\partial x} \frac{\partial x}{\partial t} + \frac{\partial T}{\partial y} \frac{\partial y}{\partial t} + \frac{\partial T}{\partial z} \frac{\partial z}{\partial t} \right) \quad \dots\dots\dots(1)$$

(1)式の右辺第 4 項が物質移動の影響を表わしており、この項を省略すると通常の 3 次元非定常熱伝導方程式⁹⁾となる。

2.1.2 密度変化を記述する緻密化速度式

Ashby らは、HIP 焼結の機構を、(i)拡散、(ii)クリープ、(iii)塑性流動に分類し、粒子レベルでのモデル化を行って、各機構について相対密度 D の時間的变化 dD/dt を表わす緻密化速度式を導いている²⁾。(i)の拡散は、焼結の基本的機構であり、セラミックスではこの機構が主として働く。(ii)、(iii)は、粒子自体の変形によるものであり、主として金属において働く¹⁰⁾。以下の解析例ではアルミナセラミックスを対象としているので、ここでは(i)の拡散の緻密化速度式について記す。

(1) 焼結初期段階 ($D < 0.9$) の場合

$$\left. \begin{aligned} \frac{dD}{dt} &= \frac{43D^2(1-D_0)}{(D-D_0)} \frac{(\delta D_b + \rho D_v)}{kTR^3} \Omega P_{\text{eff}} \\ \text{ただし} \\ P_{\text{eff}} &= \frac{P(1-D_0)}{D^2(D-D_0)}, \quad \rho = R(D-D_0) \\ \delta D_b &= \delta D_{0b} \exp(-Q_b/RGT) \\ D_v &= D_{0v} \exp(-Q_v/RGT) \end{aligned} \right\} \quad (2a)$$

(2) 焼結終期段階 ($0.9 < D < 1.0$) の場合

$$\left. \begin{aligned} \frac{dD}{dt} &= \frac{270(1-D)^{1/2}(\delta D_b + r D_v)}{kTR^3} \Omega P \\ \text{ただし} \\ r &= R \left(\frac{1-D}{6} \right)^{1/3} \end{aligned} \right\} \quad (2b)$$

(2)式において、 δD_b は境界拡散係数とその境界厚さの積、 D_v は体積拡散係数、 P_{eff} は外圧 P が作用するとき、粒子の各接面に働く圧力、 ρ は初期段階における粒子ネック部の曲率半径、 r は終期段階における残存気孔の半径である。その他の記号については Table 1 を参照されたい。

2.1.3 質量保存則にもとづく形状変化式

処理体内に仮想の微小要素を考え、時刻 t における要素の各辺の長さを dx, dy, dz 、相対密度を D とすると、質量の保存則より

$$\begin{aligned} dx dy dz D \\ = \left(dx + \frac{d(dx)}{dt} dt \right) \left(dy + \frac{d(dy)}{dt} dt \right) \\ \times \left(dz + \frac{d(dz)}{dt} dt \right) \left(D + \frac{dD}{dt} dt \right) \quad \dots\dots\dots(3) \end{aligned}$$

Table 1 Symbols and definitions

c	specific heat
D, D_0	relative density (γ/γ_s), initial relative density
dD/dt	densification rate
δD_b	boundary diffusion coefficient times its thickness
D_v	volume diffusion coefficient
$\delta D_{0b}, D_{0v}$	pre-exponential for boundary and volume diffusion
k	Boltzmann's constant
p	external pressure
P_{eff}	effective contact pressure
P_m	maximum HIP pressure
Qb, Qv	activation energy for boundary and volume diffusion
R	particle radius
RG	Gas constant
r	pore radius
T	temperature
T_m	maximum HIP temperature
t	time
x, y, z	coordinate
x_0, y_0	initial size of the body
γ, γ_s	density, density of solid
λ, λ_s	thermal conductivity, thermal conductivity of solid
ρ	radius of curvature of the neck
Ω	atomic volume

なる関係が成り立つ。(3)式の微小項を省略して整理すると次式を得る。

$$\frac{d(dx)/dt}{dx} + \frac{d(dy)/dt}{dy} + \frac{d(dz)/dt}{dz} = -\frac{1}{D} \frac{dD}{dt} \quad \dots\dots\dots(4)$$

ここで、微小要素の緻密化の等方性を仮定すると、(4)式の左辺各項の値は等しくなり、したがって次式が得られる。

$$\left. \begin{aligned} \frac{dx}{dt} &= - \int_0^x \frac{1}{3D} \frac{dD}{dt} dx \\ \frac{dy}{dt} &= - \int_0^y \frac{1}{3D} \frac{dD}{dt} dy \\ \frac{dz}{dt} &= - \int_0^z \frac{1}{3D} \frac{dD}{dt} dz \end{aligned} \right\} \quad \dots\dots\dots(5)$$

(5)式は、密度変化と形状変化の関係を表わす。

なお、(1)式および(3)～(5)式の座標系は、Lagrange の座標である。

2.2 計算の取り扱い

数値計算は、差分法により、(1)、(2)、(5)式を時間増分 Δt ごとに繰り返して解いた。すなわち、まず(1)式より温度 T を計算し、この温度 T と外圧 P の状態における緻密化速度 dD/dt を(2)式より求め、この dD/dt を(5)式に適用することにより、形状変化 dx/dt などを計算する。次の時間ステップでは、この dx/dt などを(1)式の右辺第 4 項に代入して同様の手順を繰り返す。ここでは、差分法への定式化は省略する。

式中の物性値は、文献[11]を参考にしたが、(1)式に現われる熱伝導率 λ は、密度に依存すると考えて次式のように仮定した¹⁾。

$$\lambda = \lambda_s D^m \quad \dots\dots\dots(6)$$

ただし、 λ_s は完全に緻密なソリッドの状態 ($D=1.0$) における熱伝導率、 m は定数である。 $m=1$ のとき(6)式は、熱伝導率が相対密度 (すなわち物質の体積分率) に比例する、いわゆる線形複合則を表わすが、気孔を球状分散相と考えると Kerner の複合則¹²⁾を適用すると、 $m>1$

なる傾向を示す。

3. 解析結果とその考察

3.1 1次元解析結果

Fig. 1 に示す有限厚さの半無限体の HIP 焼結挙動は、図中の仮想の1次元コラムを考えることにより、1次元問題として取り扱うことができる。すなわち、コラムの軸方向に x 軸をとり、熱伝導方程式(1)式の y, z に関する項を省略し、形状変化式として(5)式の第1式を採用すれば、等方圧下で伝熱のみ1次元性とした場合のコラムの形状変化を解析できる。これは1次元解析であるものの、形状変化に関して一般的な3次元状態における定式化にもとづいているために、単にコラムの長さの変化だけではなく、常に断面積の変化も考慮した「擬似的な3次元モデル」となっている。

解析モデルは、対称性よりコラムの半分を取り扱い、その初期長さ（半長）を $x_0 = 10$ cm とした。解析の対象は、粒径 $R = 1.5 \mu\text{m}$ のアルミナ (Al_2O_3) 粉で、初期充填密度 $D_0 = 0.64$ 、初期温度 $T_0 = 27^\circ\text{C}$ とした。Fig. 2 に HIP サイクルを示す。1時間で昇温昇圧後、 $T_m = 1350^\circ\text{C}$ 、 $P_m = 150$ MPa にて2時間保持した。熱伝導方程式(1)式の境界条件は、このサイクルにしたがって、コラムの表面温度を規定した。なお、計算に使用したアルミナの物性値は、 $\lambda_s/c\tau_s = 6.37 \times 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ 、 $\delta D_{0\delta} = 8.6 \times 10^{-10} \text{ m}^3/\text{s}$ 、 $Q_\delta = 4.19 \times 10^5 \text{ J/mol}$ 、 $D_{0v} = 2.8 \times 10^{-3} \text{ m}^2/\text{s}$ 、 $Q_v = 4.77 \times 10^5 \text{ J/mol}$ 、 $\Omega = 4.25 \times 10^{-29} \text{ m}^3$ である^{1,11)}。

Fig. 3 は、このような条件のもとで計算した時々刻々の温度分布と密度分布を示す。横軸の座標は、コラムの初期長さ x_0 で、温度は、HIP 保持温度 T_m にて無次元化している。図より、温度および密度が時間とともに表面側から上昇し、かつコラムが徐々に収縮している様子がわかる。この条件のもとでは、 $t = 100$ min において至るところで $D = 1.0$ となり、コラムの長さは初期の86%

Fig. 1 Model for one dimensional analysis

Fig. 2 Typical HIP cycle for analysis

となる。HIP 前後の質量バランス ($D_0 \times x_0^3 = D \times x^3$) より、 $x = 0.86 x_0$ なる関係が成り立つが、数値計算結果は、これと精度良く一致している。本計算では、熱伝導率の密度依存性として、(6)式において $m = 1$ を仮定しているが、次に、焼結挙動に及ぼす m 値の影響について検討する。

Fig. 4 は、(6)式の m の値を変化させた場合の、コラム中心位置 ($x = 0$) における温度と密度の時間的変化を示

(a) Temperature distribution

(b) Density distribution

Fig. 3 Transient temperature distribution (a) and density distribution (b) along x axis

(b) Density change

(a) Temperature change

Fig. 4 Effect of “ m ” value on temperature change (a) and density change (b) at the center of the column

す。 m の値を大きくとり、すなわち熱伝導率を小さく評価すると、当然のことながら温度上昇は遅れ、その結果、理論密度 $D=1.0$ に到達する時間も長くなる。

以上の数値計算は、 x 方向の分割数を 10、時間増分を $\Delta t=5 \text{ sec}$ として行い、計算機 (FACOM VP-50) の演算時間は約 5 秒である。熱伝導率の密度依存性については、今後実測を行って確認する予定である。

3.2 2次元解析結果

Fig. 5 に示す矩形断面の半無限体の変形挙動は、2次元問題として取り扱うことができる。すなわち、断面内に x, y 軸をとり、熱伝導方程式(1)式の z に対する項を省略し、形状変化式として(5)式の第 1, 2 式を用いれば、等方圧下で伝熱のみ 2 次元的とした場合の矩形断面の形状変化を解析できる。1 次元解析の場合と同様に、単に矩形断面の変化だけでなく、軸方向の長さの変化も暗に考慮した“擬似的 3 次元モデル”である。

解析モデルは、対称性より図の斜線部を取り扱い、その初期寸法を $x_0=y_0=10 \text{ cm}$ とした。その他の解析条件は、1 次元解析の場合と同じである。以下の計算では、熱伝導率の密度依存性として、(6)式において $m=1$ 、すなわち線形複合則を仮定している。

Fig. 6 に矩形断面の焼結変形挙動を示す。本計算条件のもとでは、 $t=90 \text{ min}$ においてすべての領域で $D=1.0$

Fig. 5 Model for two dimensional analysis

Fig. 6 Transient shape change of the section (case (1) in Fig. 12)

Fig. 7 Isothermal lines (a) and isodensity lines (b) at $t=60 \text{ min}$

となり、 x 方向、 y 方向ともに 86% の収縮の結果、焼結体は初期形状と相似になる。焼結途中において、コーナー部の欠けた形状が現われるが⁽¹³⁾、仮にこの時点で HIP を終了するか、あるいは実際の熱伝導率が計算で仮定した値より小さく HIP 終了時に理論密度に到達しない場合には、このような変形が残留することになる。このような変形が発生する原因として、Fig. 7 に示す温度分布と密度分布の影響が考えられる。図は、 $t=60 \text{ min}$ の結果であるが、表面と中心部で 150°C 以上の温度差がつき、その結果、(b) 図に示すような密度分布が発生する。たとえば、 $D > 0.8$ の領域を比較すると、コーナー部がもっとも厚く、このために Fig. 6 に示すような変形が発生するものと考えられる。Fig. 8 に図中 A, B, C 点の温度と密度の時間的変化を示す。3 点ともに $t=90 \text{ min}$ において、 $T=T_m=1350^\circ\text{C}$ 、 $D=1.0$ となっている。

次に、焼結挙動に及ぼす粉末粒径 R 、HIP 温度 T_m および HIP 圧力 P_m の影響を検討する。以下の結算では、 $R=1.5 \mu\text{m}$ 、 $T_m=1350^\circ\text{C}$ 、 $P_m=150 \text{ MPa}$ を標準値とし、これら 3 個のパラメータのうち 2 個を標準値に設定して残りのパラメータの影響を調べた。その結果を Fig. 9~11 に示す。図は、断面中心位置 ($x=0, y=0$) の密度の時間的変化に及ぼす R, T_m, P_m の影響を示しており、理論密度に到達する時間は、粒径が小さくなるほど、HIP 温度、HIP 圧力が高くなるほど短くなることがわかる。また、 $R > 3 \mu\text{m}$ 、 $T_m < 1250^\circ\text{C}$ 、 $P_m < 10 \text{ MPa}$ の条件では、この HIP サイクル下において理論密度に到達せず、その結果焼結体内で密度が不均一となる。なお、この場合には、焼結体の形状は初期形状と相似形に

Fig. 8 Temperature change (a) and density change (b) at the points A, B and C

Fig. 9 Effect of particle radius on density change at the center of the section

Fig. 10 Effect of maximum HIP temperature on density change at the center of the section

Fig. 11 Effect of maximum HIP pressure on density change at the center of the section

なっていない。

最後に、焼結変形挙動に及ぼす HIP サイクルの影響について検討する。従来、温度と圧力を同時に上昇させる同時昇温昇圧型のサイクルに比べて、温度を圧力に先行させて上げ、その後昇圧する温度先行型のサイクルの方が、near net shape 化の上で有効であることが経験的に知られている¹⁾。ここでは、その原因を調べることが目的である。Fig. 12 に異なる 2 つの HIP サイクルを示す。(1)のケースが同時昇温昇圧型のパターン、(2)が温度先行型のパターンである。(2)のケースでは、 $t=90\text{min}$ に昇圧しているが、この時刻では、Fig. 8(a) から明らかのように、処理体内の至るところで温度が均一となっている。ケース(1)の結果は、前述した Fig. 6 のとおりで、ケース(2)の結果を Fig. 13 に示す。これより、温度先行型の場合には、初期形状とほぼ相似な形状を保ったまま焼結が進行することがわかる。このように、HIP サイクルによって焼結時の変形挙動が異なる理由として、Fig. 14 に示す処理体内の緻密化挙動の違いが考えられる。同時昇温昇圧型の場合、表面側から緻密化が進行し、その結果 Fig. 6 に示すような変形が発生するが、温度先行型の場合には、処理体内で緻密化が一樣に進行するために、処理体は相似形を保ったまま収縮することになる。理論密度に到達するまでの時間は、温度先行型の場合が長くなるが、これは Fig. 12 から明らかなように、温

Fig. 12 Two different HIP cycles:

- (1) Heated and pressed at the same time
- (2) Heated before pressing

Fig. 13 Transient shape change of the section (case (2) in Fig. 12)

Fig. 14 Effect of HIP cycle on transient density distribution along x or y axis (case (1) and (2) in Fig. 12, respectively)

度先行型では緻密化を促進する圧力の効果が途中で作用しないことによる。

以上の数値計算は、 x 方向、 y 方向の分割数をそれぞれ10、時間増分を $\Delta t = 5$ sec として行い、計算機の演算時間は約15秒である。

4. 結 言

本研究で得られた成果を要約すると次のとおりである。

(1) HIP プロセスでの焼結変形挙動を解析するために、熱伝導方程式、緻密化速度式および形状変化式から成る一般的な支配方程式を導いた。

(2) 1次元モデル、2次元モデルの解析を行って、HIP 中の温度分布、密度分布と焼結変形挙動との関連を明らかにした。

(3) アルミナ粉の焼結挙動に及ぼす粉末粒径、HIP 温度、HIP 圧力および HIP サイクルの影響を定量的に明らかにした。特に、温度先行型の HIP サイクルが near net shape 製造プロセスに対して有効である理由を明らかにした。

本解析法は、セラミックス粉、金属粉に適用でき、外圧を表面張力に置き換えることにより、常圧焼結への応用も可能である。また、計算の取り扱いが簡単であり、計算機の演算時間が短くて済むという利点がある。今後、軸対称モデルや3次元モデルの解析、カプセル強度を考慮した解析、さらには熱伝導率の密度依存性や HIP 中の密度変化、形状変化などの計測を行う予定である。

終りに、本研究の遂行にあたり活発なご議論をいただいた NKK 鉄鋼研究所杉山峻一氏、藤林晃夫氏、中央研究所高木愛夫氏に深く感謝申し上げます。

参 考 文 献

- W. B. Li, M. F. Ashby and K. E. Easterling: On Densification and Shape Change during Hot Isostatic Pressing, *Acta Metall.*, 35 (1987), 2831-2842
- A. S. Helle, K. E. Easterling and M. F. Ashby: Hot-Isostatic Pressing Diagrams: New Developments, *Acta Metall.*, 33 (1985), 2163-2174
- E. Arzt: The Influence of an Increasing Particle Coordination on the Densification of Spherical Powders: *Acta Metall.*, 30 (1982), 1883-1890
- S. Shima and M. Oyane: Plasticity Theory for Porous Metals, *Int. J. Mech. Sci.*, 18 (1976), 285-291
- A. Nohara, T. Nakagawa, T. Soh and T. Shinke: Numerical Simulation of the Densification Behavior of Metal Powder during Hot Isostatic Pressing, *Int. J. Num. Meth. Eng.*, 25 (1988), 213-225
- M. Abouaf, J. L. Chenot, G. Raisson and P. Bauduin: Finite Element Simulation of Hot Isostatic Pressing of Metal Powders, *Int. J. Num. Meth. Eng.*, 25 (1988), 191-212
- M. Mitkov, M. Aslan and W. A. Kaysser: Densification and Microstructure Development during HIPing of AP 1, *Powder Metall. Int.*, 21-1 (1989), 7-10
- B. K. Lograsso and D. A. Koss: Densification of Titanium Powder during Hot Isostatic Pressing, *Metall. Trans. A*, 19 A (1988), 1767-1773
- 吉村洋: 有限要素法による3次元非定常熱伝導問題に関する研究, *日本造船学会論文集*, 156 (1984), 406-412
- 田中敏一, 石崎幸三編: 新素材焼結—HIP 焼結の基礎と応用—, 内田老鶴園(1987)
- H. J. Frost and M. F. Ashby: *Densification—Mechanism Maps*, Pergamon Press (1982)
- E. H. Kerner: The Electrical Conductivity of Composite Media, *Proc. Phys. Soc.*, 69 B (1956), 802-807
- M. Abouaf et J. L. Chenot: Modélisation numérique de la déformation à chaud de poudres métalliques, *J. Theor. Appl. Mech.*, 5-1 (1986), 121-140

付録 物質移動を考慮した熱伝導方程式

いま、質量一定の微小要素を考え、この要素の現在の体積を ΔV とすると、熱力学の第1法則より次式が成り立つ。

$$\frac{d(rE\Delta V)}{dt} = \left\{ \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right\} \Delta V - \frac{Pd\Delta V}{dt} \quad \dots\dots (A1)$$

ここで、 E は単位質量当りの内部エネルギーである。(A1) 式において、 $r\Delta V = \text{const.}$ より

$$\frac{dE}{dt} = \frac{1}{r} \left\{ \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right\} - P \frac{dV}{dt} \quad \dots\dots (A2)$$

となる。ただし、 $V = 1/r$ で、 V は単位質量当りの体積を表わす。(A2) 式にエンタルピーの定義式、 $H = E + PV$ を代入すると

$$\frac{dH}{dt} - V \frac{dP}{dt} = \frac{1}{r} \left\{ \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right) \right\} \quad \dots\dots (A3)$$

となる。(A3)式において圧力 P を一定とし, $c =$ なる関係を用いると, 物質移動を考慮した熱伝導方程式 $\partial H / \partial T$ を考慮して

$$\frac{dH}{dt} = \frac{\partial H}{\partial t} + \frac{\partial H}{\partial x} \frac{\partial x}{\partial t} + \frac{\partial H}{\partial y} \frac{\partial y}{\partial t} + \frac{\partial H}{\partial z} \frac{\partial z}{\partial t}$$

$$= c \left(\frac{\partial T}{\partial t} + \frac{\partial T}{\partial x} \frac{\partial x}{\partial t} + \frac{\partial T}{\partial y} \frac{\partial y}{\partial t} + \frac{\partial T}{\partial z} \frac{\partial z}{\partial t} \right) \dots\dots (A4)$$

$$cT \frac{\partial T}{\partial t} = \frac{\partial}{\partial x} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial x} \right) + \frac{\partial}{\partial y} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial y} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(\lambda \frac{\partial T}{\partial z} \right)$$

$$- cT \left(\frac{\partial T}{\partial x} \frac{\partial x}{\partial t} + \frac{\partial T}{\partial y} \frac{\partial y}{\partial t} + \frac{\partial T}{\partial z} \frac{\partial z}{\partial t} \right) \dots\dots (A5)$$

が得られる。

変動荷重下の凝固割れに対する力学的指標と 割れ発生評価式の提案*

—供用下にある構造物の溶接施工に関する研究(第一報)—

井元 泉**, 中西保正**, 金 裕哲***, 鈴木博之***, 堀川浩甫***

A Proporsal of Mechanical Measure and Evaluating Method for prevention of solidification crack under pulsating loads*

—Welding on Structures in Service condition (Report I)—

Izumi Imoto**, Yasumasa Nakanishi**, You Chul Kim***
Hiroyuki Suzuki*** and Kohsuke Horikawa***

Steel structures in service condition, such as bridges, offshore-structures and steel towers, are subject to pulsating loads caused by vehicles, waves, current, wind, etc. "Welding under pulsating loads" cannot be avoided in the cases of repair, reinforcement and reconstruction works.

In this study, weld cracking test under pulsating loads was carried out and solidification crack was considered from mechanical standpoint.

The main results are as follows;

- (1) In weld cracking test under pulsating loads, solidification cracks occurred in no solidification crack zone evaluated by Trans-Varestraint cracking test.
- (2) The accumulation of total strain, ϵ_t , at weld metal in solidification crack temperature zone was proposed as a mechanical measure for solidification crack. Solidification cracks under pulsating loads occur when ϵ_t exceeds the critical strain, ϵ_{cr} , for crack initiation dependent on material characteristics.
- (3) As an engineering and mechanical measure, the relative root gap opening displacement, $\Delta\delta$, which is easily measured before welding was adopted. The relation between ϵ_t and $\Delta\delta$ was considered. Moreover, the practical evaluating method for prevention of solidification crack under pulsating loads using $\Delta\delta$ was proposed.
- (4) The practical use and useful evaluating equation for prevention of solidification crack under pulsating loads of constant value was derived. Moreover, validity of the equation was concretely shown.

Key Words: Mechanical measure, Evaluating equation, Weld cracking test, Trans-Varestraint cracking test, Pulsating loads, Solidification crack, Hot crack

1. 緒 言

橋梁, 海洋構造物および鉄塔のような供用中の構造物には, 走行車両, 波, 潮流および風等の変動荷重が作用している。このため, これら供用中の構造物を溶接により補修, 補強および改造等を行う場合, 変動荷重下の溶接となる。

著者らは, 既に実橋を対象とした変動荷重下の溶接割れ試験を実施し, 溶接金属に高温割れが生じる可能性のあることを示唆した¹⁾。さらに, 溶接金属の高温特性試験を行うことにより, それらの割れが固相-液相混在状態での割れと, 固相状態での割れとに分類し得ることを示した²⁾。前者の割れを凝固割れ, 後者の割れを擬凝固割れと呼ぶことにする。

凝固割れに対しては, Trans-Varestraint 試験等のよう一回のひずみを負荷して, 割れ発生領域と負荷ひずみの関係から凝固割れ感受性の評価がなされている³⁾。一方, 変動荷重下の溶接では, 溶接金属に一回だけのひずみが作用するのではなく, 繰返しひずみが作用することになる。したがって, 変動荷重下における溶接金属の

*原稿受付 平成元年9月20日 平成2年度春季全国大会で論文発表講演

**正 員 石川島播磨重工業株式会社 Member, Ishikawajima-Harima Heavy Industries Co., Ltd.

***正 員 大阪大学 Member, Osaka University