

応力集中部を有するセラミックス製ストークの溶融金属浸漬時の 熱応力と熱伝達係数について*

野田 尚昭^{*1}, Hendra^{*2}, 栗 文彬^{*3}
高瀬 康^{*4}, 小倉 弘樹^{*2}, 東 佑亮^{*3}

Thermal Stress and Heat Transfer Coefficient for Ceramics Stalk Having Protuberance Dipping into Molten Metal

Nao-Aki NODA^{*1}, Hendra, Wenbin LI, Yasushi TAKASE,
Hiroyuki OGURA and Yusuke HIGASHI

^{*1} Kyushu Institute of Technology, Dept. of Mechanical and Control Engineering,
1-1 Sensui-cho, Tobata-ku, Kitakyushu-shi, Fukuoka, 804-8550 Japan

Low pressure die casting is defined as a net shape casting technology in which the molten metal is injected at high speeds and pressure into a metallic die. The low pressure die casting process plays an increasingly important role in the foundry industry as a low-cost and high-efficiency precision forming technique. In the low pressure die casting process is that the permanent die and filling systems are placed over the furnace containing the molten alloy. The filling of the cavity is obtained by forcing the molten metal, by means of a pressurized gas, to rise into a ceramic tube having protuberance, which connects the die to the furnace. The ceramics tube, called stalk, has high temperature resistance and high corrosion resistance. However, attention should be paid to the thermal stress when the stalk having protuberance is dipped into the molten aluminum. It is important to reduce the risk of fracture that may happen due to the thermal stresses. In this paper, thermo-fluid analysis is performed to calculate surface heat transfer coefficient. The finite element method is applied to calculate the thermal stresses when the stalk having protuberance is dipped into the crucible with varying dipping speeds. It is found that the stalk with or without protuberance should be dipped into the crucible slowly to reduce the thermal stress.

Key Words : Thermal Stress, Ceramics Stalk, Low Pressure Die Casting Machine, Protuberance, FEM

1. 緒 言

自動車のアルミ部品としてアルミホイール, シリンダヘッド, ピストン, 歯車箱, ブレーキドラムなどが, 低圧鋳造法^{(1),(2)}によって鋳造されている. 低圧鋳造は, 溶融金属を高速・高圧で金型に注ぎ込む鋳造技術である. この低圧鋳造法は低価格で高精度な鋳造技術として鋳造産業の中でますます重要な役割を担っている. 低圧鋳造機を図 1 (a) に示す. 低圧鋳造機の金型と溶融金属を含む充填装置は加熱炉の上に位置する. 金型への溶融金属の

* 原稿受付 2011 年 12 月 27 日 改訂原稿受付 2012 年 5 月 11 日

Journal of Solid Mechanics and Materials Engineering, Vol.4, No.8(2010), pp.1198-1213 (原稿受付 2009 年 11 月 16 日)

^{*1} 正員, フェロー, 九州工業大学工学研究院 (〒804-8550 福岡県北九州市戸畑区仙水町 1-1)

^{*2} 九州工業大学大学院

^{*3} 学生員, 九州工業大学大学院

^{*4} 正員, 九州工業大学工学部

E-mail: noda@mech.kyutech.ac.jp



充填は、加圧されたガスが溶融金属に圧力を加え、溶融金属がストーク上部に押し上げられることによって行われる。その湯道であるストークには、従来、鑄鉄などが使用されていたが、耐食性が不十分なため短寿命であった。すなわち、使用中に溶損が進み、溶湯内へ鉄成分が多く混入し、鑄造品の機械的な特性を低下させる要因のひとつとなっていた。また、保温性が不十分で、注湯時に生じる温度降下により鑄造欠陥を発生し易いという課題があった。ストークにセラミックスが用いられるようになって、ストークに必要な、耐溶損性、高気密性や保温性を十分に満足することが可能となり、長寿命化が達成できるようになった。しかし、一方で、セラミックスは破壊靱性が鉄鋼材料に対して極めて小さいという欠点があり、構造物中の小さな欠陥から破壊が生じるリスクがある。

著者ら⁽³⁾は、先に図1(a)a)の単純円筒モデルのストークを溶融アルミニウム中(750)に浸漬する際の最大引張応力が最小となるような浸漬方法について有限要素法を用いて解析を行って、遅く浸漬する場合(2mm/s)の方が速く浸漬する場合(25mm/s)より、最大応力を緩和できること。一方、円筒を水平に浸漬する場合には、遅く浸漬するより、速く浸漬する方が最大応力を緩和できることを明らかにした。しかし、実際のストークでは溶融アルミの異物除去や流速をあげる目的で下端部に突起部を設けることがある。そこで、本研究では、図1(a)b)の応力集中モデルについて解析し、これまで行った単純円筒モデル(図1(b))の解析結果⁽³⁾と比較し、セラミックスをより安全に使用する指針を得ることを目的とする。

2. 溶融金属浸漬時の熱応力における熱伝達係数の影響

熱応力の解析のため、ストークを溶融アルミニウムに浸漬する時の熱伝達係数 α を知る必要がある。実際に図1(a)a), b), (b)のストークを浸漬するには下端及び両端の開口部より溶融アルミニウムはストーク内部にも侵入し、その流れは極めて複雑であるため、3次元熱流体解析で求めることは困難である。

そこで、まず始めに Zukauskas⁽⁴⁾、ついで雰囲気温度に最表面温度を一致させる場合を想定して Large α 、及び

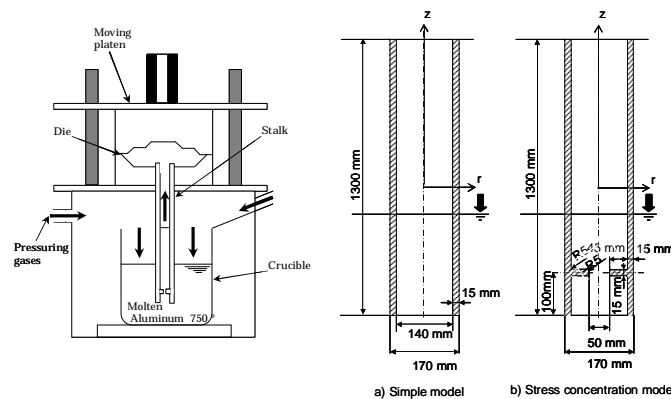


Fig. 1 (a) Schema of the low pressure die casting (LPDC) machine (Note that LPDC is sometimes called “low pressure casting” in Japan)

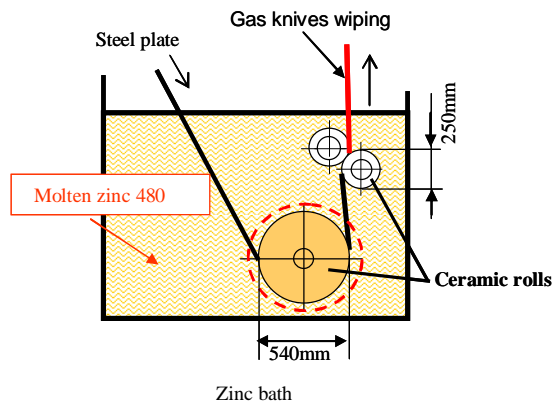


Fig. 1 (b) Zinc bath in the galvanizing line

有限体積法を用いて三次元熱伝達係数の解析^{(5),(6)}を行った。ここで、溶融アルミニウムの温度は750°C(1023K)であり、二次元モデルの初期温度は20°Cである。表1に、750°C(1023°K)での溶融アルミニウムの物性値⁽⁷⁾を示す。また、表2に、ストークに用いられている Sialon^{(8),(9)}の物性値を示す。熱伝達係数の解析モデルは、節点数548、要素数510である(図3(a))。その結果を図3(b)及び3(c)に示す。

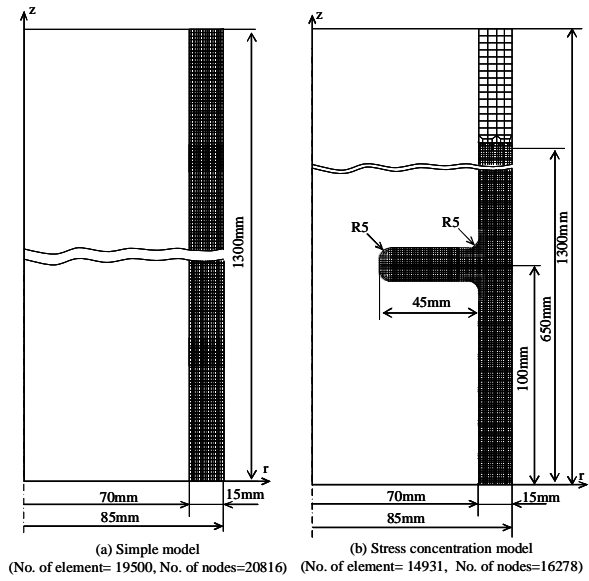


Fig. 2 Finite element mesh of vertical tube (No. of element=19500, No. of nodes=20816)

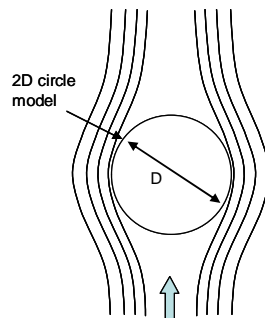


Fig. 3 (a) 2D circle model

Table 1 The Physical properties of molten aluminum at 750°C (1023K)

Physical property (dimension)	
Thermal conductivity λ , W/m K	112.2
Roll diameter D , m	0.17
Kinematics viscosity ν , mm ² /s	0.967
Isobaric specific heat C_p , kJ/kg K	1.1
Viscosity η , mPa s	2.2
Constants in Eq. (1) when $Re = 1 \times 10^3 - 2 \times 10^5$ (C_1)	0.26
Constants in Eq. (1) when $Re = 1 \times 10^3 - 2 \times 10^5$ (n)	0.6

Table 2 Mechanical properties of ceramics

Mechanical properties of ceramics (dimension)	Sialon
Thermal conductivity, W/m K	17
Specific heat, J/kg K	650
Coefficient of linear expansion, 1/K	3.0×10^{-6}
Young's modulus, GPa(kgf/mm ²)	294 (29979)
Specific weight	3.26
Poisson's ratio	0.27
4 Point bending strength, MPa (kgf/mm ²)	1050 (107)
Fracture toughness, MN/m ^{3/2}	7.5

図3(c)より, *Zukauskas* の熱伝達係数 $\alpha_{Zu} = 6.348 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ の場合, 75秒で最大引張応力 $\sigma_{\max} = 192 \text{ MPa}$ となることがわかる. 長い時間かけて最大引張応力となり, その値は, *Large α* の最大引張応力より小さい. 図4 (a) は, *Zukauskas* の値を用いた場合の温度分布と応力分布を示している. この応力分布図は図3 (a) に示すように二次元円柱の中心での値である.

Large α , つまり, $\alpha_{\max} = 10 \times 10^7 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ の場合, 0.01秒で最大引張応力 $\sigma_{\max} = 372 \text{ MPa}$ となることがわかる. この場合, 短い時間で最大値となる. 図4 (b) は, *Large α* を用いた場合の温度分布と応力分布を示したものである. 図4(b)に示すように, 最大応力は表面近傍の値である. これは, 短時間に表面外側近傍の大きな温度差によって生じたものである.

図 3(c)より, 有限体積法によって求めた $\alpha_{FVM} = (2.886 - 10.214) \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ を用いた場合, 0.98 秒で最大引張応力 $\sigma_{r,\max} = 194 \text{ MPa}$ となることがわかる. この最大応力に到達するまでの時間は, *Zukauskas* の式を用いた場合よりも短い. しかし, その値は *Zukauskas* の式を用いた場合とほとんど同じである. 図4 (c) は, 有限体積法を用いて解析した場合の最大引張応力時の温度分布と応力分布を示したものである. 図4(c)に示すように, 最大応力は二次元円柱の底部の表面近傍で生じている. これは, 短時間に生じる円柱底部の表面外側近傍の温度差によって起きたものである.

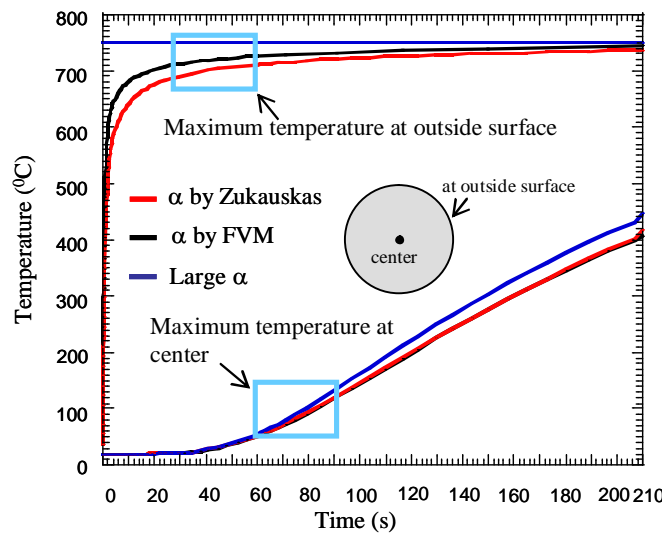


Fig. 3 (b) Maximum temperature vs. time relation of 2D model ($u = 25 \text{ mm/s}$)

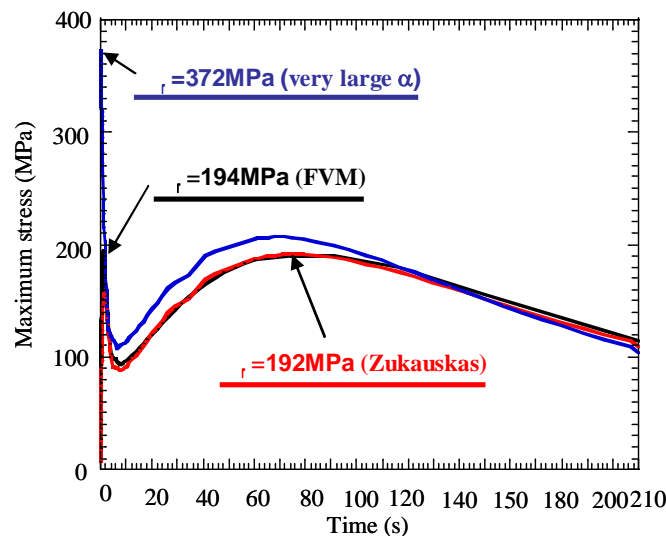


Fig. 3 (c) Maximum stress vs. time relation of 2D model ($u = 25 \text{ mm/s}$)

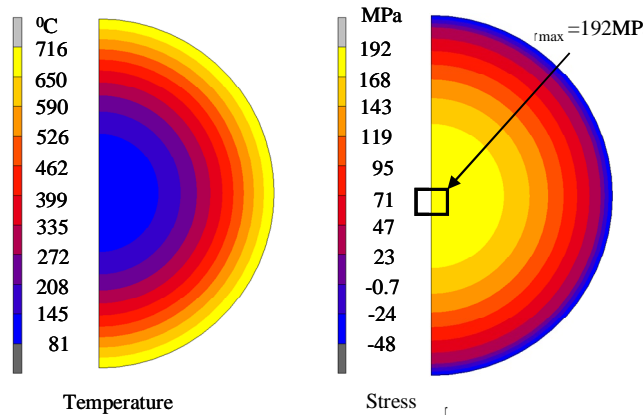


Fig. 4 (a) Temperature and stress distribution for 2D model by Zukauskas formula ($u = 25\text{mm/s}$, $t = 75\text{s}$)

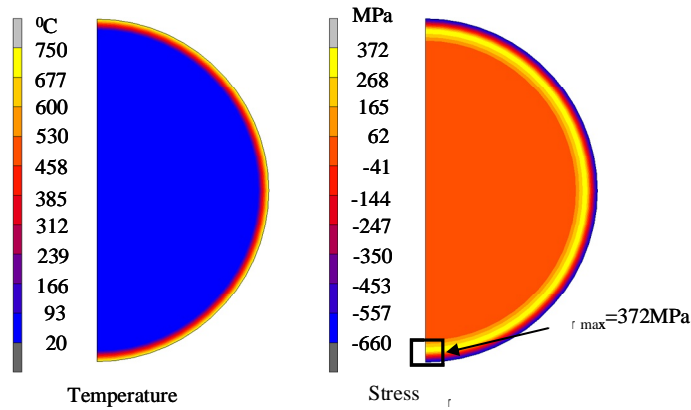


Fig. 4 (b) Temperature and stress distribution for 2D model by very large α ($u = 25\text{mm/s}$, $t = 0.01\text{s}$)

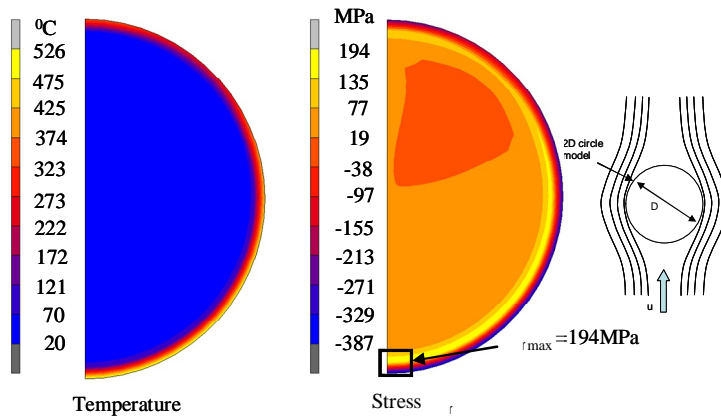


Fig. 4 (c) Temperature and stress distribution for 2D model by finite volume method ($u = 25\text{mm/s}$, $t = 0.98\text{s}$)

3 熱伝達係数の解析法

3.1 解析モデルと物性値

図 1(a), (b) に示す低圧鋳造機に使用されるストークの単純円筒と応力集中モデルの寸法は、胴径が 170mm で長さは 1300mm である。熱伝達係数の解析では、有限体積法の laminar モデル^{(5),(6)}を用い、熱応力の解析では、

有限要素法の4辺形4接点要素を用いた。熱応力の解析は、図2に示すような解析モデルでは軸対称要素を用いて、有限要素法で行う。この解析モデルは、単純円筒モデル(図2(a))の場合、節点数20816、要素数19500であり、応力集中モデル(図2(b))の場合、節点数14931、要素数16278である。セラミックスはほとんど塑性変形を生じないことから、解析は弾性解析とする。溶融アルミニウムの温度は750°Cであり、ストークの初期温度は20°Cである。

3.2 セラミックストークの熱伝達係数 α

次に図1(a)a)に示すストークを垂直に $u = 25\text{mm/s}$ で浸漬させた場合のストーク内外表面の α について説明する。2次元長方形モデルを用いた結果と軸対称モデルを用いた結果を図5(a)に示す。2次元長方形モデルの結果は、軸対称モデルでストークの径が無限大となった場合に相当する。軸対称モデルでは、図5(a)に示すように管の外側Aと内側Bの流れが異なる。一方、2次元モデルの両側C、Dでは、 α の値はモデルの形状の対称性より一致している。また、2次元モデルのC、Dの値は、軸対称モデルのストーク外側Aと内側Bの α の平均値と近い値となった。この理由は、軸対称モデルのストーク内側の場合、溶融アルミニウムが円筒内部に侵入する際に流速が少し減速され、その分外側の流速が小さくなるためであると考えられる。

次に本解析対象である図1(a)b)に示す応力集中モデルのストークを $u = 25\text{mm/s}$ で浸漬させた場合のストーク内外表面の α について説明する。図5(b)は、応力集中モデルと単純円筒モデルの各部分の α とストークの長手方向の位置の関係を示している。図5(b)より、ストーク内外面において両者の値は下端部 ($x=0$) では大きな値となり、ストーク上部に移動するに従って減少している。また、ストークの外側では、同一の円筒形状であるので、両者の値は近い値となると当初予想した。しかし、実際には図5に示すように応力集中モデル外側Eの α は単純円筒モデル外側Aのその値よりも、入口から内面突起部の2倍くらいの位置 ($x=0 \sim 200(\text{mm})$) まではかなり小さい値となった。この理由は、図5(c)に示すように応力集中モデルの突起部において溶融アルミニウムの内面側の流れが塞ぎ止められて、逆方向の流れが生じ、これが外面側の流れに影響して、流速を小さくするためである。

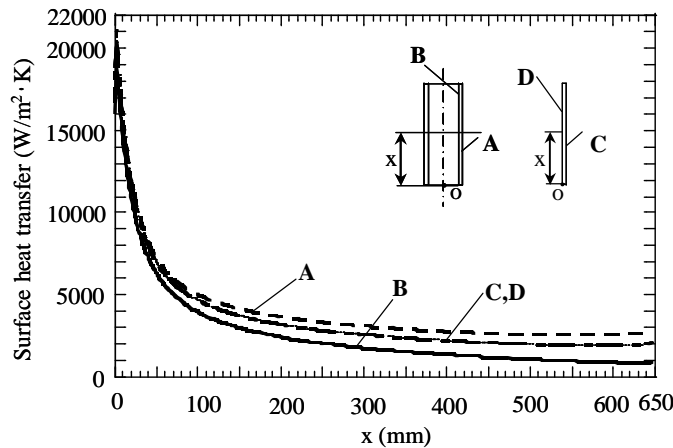


Fig. 5 (a) Surface heat transfer coefficient for 2D and axi-symmetry model as a function of z in the molten metal with the velocity $u = 25\text{mm/s}$

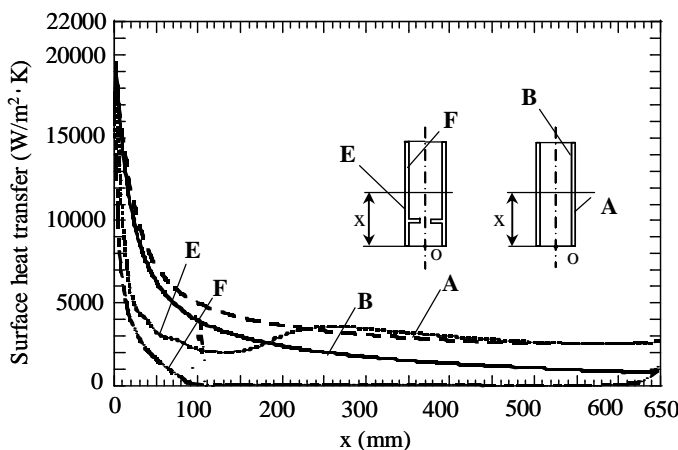


Fig. 5 (b) Surface heat transfer coefficient for simple tube and stalk with protuberance models as a function of z in the molten metal with the velocity $u = 25\text{mm/s}$

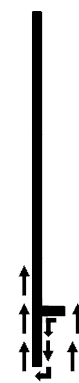


Fig. 5 (c) The flow at the near bottom end for stalk with protuberance

Table 3 surface heat transfer coefficient α W/m² · K

Model	Simple model under vertical dipping (Molten Al T=750°C)	Stalk having protuberance model under vertical dipping (Molten Al T=750°C)	Cylinder model under horizontal dipping (Molten Al T=750°C)
$u = 2\text{ mm/s}$	For dipping step by step until reaching half tube: $\alpha = 1.523 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ Step 16 $\alpha = 1.523 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ given Step 8 Step 2	For dipping step by step until reaching half tube: $\alpha = 1.523 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ Step 16 $\alpha = 1.523 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ given Step 8 Step 2	For dipping step by step: $\alpha = 1.523 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ Step 6 Step 2 $\alpha = 1.523 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ given
$u = 25\text{ mm/s}$	(1) $t = 0 - 60\text{ s}$ Along outer surfaces $r_o = 85\text{ mm}$ $z: 0 - 650\text{ mm}$ $\alpha = (2.534 - 19.105) \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ Along inner surfaces $r_i = 70\text{ mm}$ $z: 0 - 650\text{ mm}$ $\alpha = (0.831 - 19.516) \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ For lower end surface $z = 0\text{ mm}$ $\alpha = 16.090 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ $\alpha = (0.831 - 19.516) \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ $\alpha = (2.534 - 19.105) \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ $\alpha = 16.090 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ (2) $t = 60\text{ s} - 600\text{ s}$ For exposed surface until reaching half tube: $\alpha = 0.831 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ $\alpha = 0.831 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$	(1) $t = 0 - 60\text{ s}$ Along inner and outer surfaces $r_i = 70\text{ mm}$ $r_o = 85\text{ mm}$ $z: 0 - 650\text{ mm}$ $\alpha = (0.035 - 18.11) \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ For lower end surface $z = 0\text{ mm}$ $\alpha = 15.091 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ $\alpha = (0.035 - 15.281) \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ $\alpha = (2.527 - 18.11) \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ $\alpha = 0.25 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ $\alpha = 0.034 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ $\alpha = 0.25 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ $\alpha = 15.091 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ $\alpha = (2.24 - 3.64) \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ $\alpha = 1.130 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ (2) $t = 60\text{ s} - 600\text{ s}$ For exposed surface until reaching half tube: $\alpha = 0.034 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ $\alpha = 0.034 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$	(1) $t = 0 - 60\text{ s}$ Along outer surfaces $r_o = 85\text{ mm}$ $\alpha = (2.886 - 10.214) \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ At both ends $z = \pm 650\text{ mm}$ $\alpha = 2.886 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ Along inner surfaces $r_i = 70\text{ mm}$ $\alpha = 2.886 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ $\alpha = 2.886 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ (2) $t > 60\text{ s}$ For all exposed surface: $\alpha = 2.886 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ $\alpha = 2.886 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$

また、単純円筒モデル内側 B より応力集中モデル内側 F の α 値が極端に小さい値となった。特に、応力集中モデルの α はストーク下端部の最大値直後、急激に減少してほとんど 0 となっていることがわかる。応力集中モデルの突起部によって溶融アルミニウムの流れが妨げられるため、このようになると考えられる。上述の解析を行った結果、ストークの各部分における正確な α を求めることができた。これらの解析によって求めた遅く浸漬する場合 ($u = 2\text{ mm/s}$) と速く浸漬する場合 ($u = 25\text{ mm/s}$) の α の値を表 3 にまとめて示す。

3.3 Zukauskas⁽⁴⁾の熱伝達係数 α の比較

本論文で扱う問題とは直接一致しないが、Zukauskas⁽⁴⁾ は速度 u の定常流れの中におかれた 2 次元円柱に関してその平均ヌセルト数 N_{um} として以下の式を推奨している。

$$Nu_m \equiv \frac{\alpha_m \cdot D}{\lambda} = C_1 \cdot Re^n \cdot Pr^{0.37} \cdot \left(\frac{Pr}{Pr_w} \right)^{0.25} \quad (1)$$

$$Re = \frac{u \cdot D}{\nu}, \quad Pr = \frac{C_p \cdot \eta}{\lambda} \quad (2)$$

ここで、 α_m は平均熱伝達係数、 λ は熱伝導率、 D はストーク胴径、 C_1, n はレイノルズ数により異なる定数である^{(8), (9)}。 Re はレイノルズ数、 Pr はプラントル数である^{(10), (11)}。添字 w は円柱壁温における物性値を用いることを意味する。溶融アルミニウムにストークを浸漬する際の速度としては作業性を考慮して $u = 2 \sim 25\text{ mm/s}$ 程度が考えられる。また、 ν は動粘性係数、 C_p は定圧比熱、 η は粘性係数であり、 ν, C_p, η, λ の値は文献⁽⁵⁾より与えられる。これらの式(1),(2)に代入すれば、 N_{um} が得られ、これより円柱形状における α_m を知ることができる。式(1)に従って α_m を求めると以下ようになる。

・溶融アルミニウム

$$\alpha_m = 1.523 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K} \quad (\text{When } u=2\text{ mm/s}) \quad (3)$$

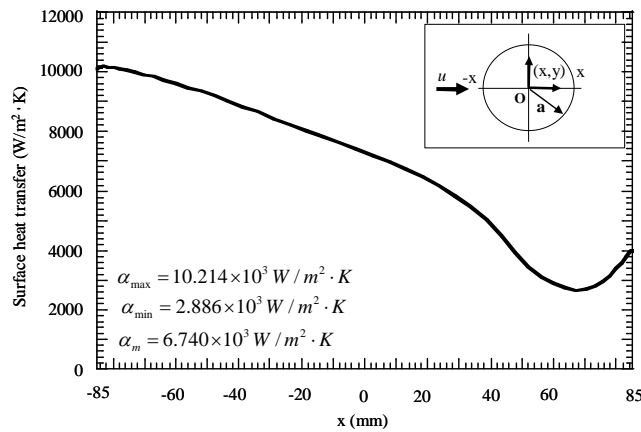


Fig. 5 (c) Surface heat transfer as a function of x for two-dimensional cylinder in the molten metal with the velocity $u = 25\text{mm/s}$

$$\alpha_m = 6.348 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K} \text{ (When } u=25\text{mm/s)} \tag{4}$$

図5(c)はセラミックロール（ストークの半径： $a=85\text{mm}$ ）を速度 $u = 25\text{mm/s}$ で溶融アルミニウムに浸漬した時の円柱の表面の熱伝達係数 α_m の分布を示している．なお、この図は2次元円柱が $u = 25\text{mm/s}$ の流れに置かれた場合に対して有限体積法を用いて解析した結果である．図5(c)の結果を熱応力の $a=85\text{mm}$ の水平モデルの解析に用いた．図5(c)より、この平均値は、Zukauskasの値(式(4))と大体においてよく一致している．

4. 単純円筒モデルと応力集中モデルの熱応力

図1(a)の垂直モデルのストークを速度 2mm/s （遅い場合）と 25mm/s （速い場合）でストーク全長の半分（ 650mm ）の位置まで浸漬する場合の熱応力解析を行った．

4.1 遅く浸漬する場合の解析結果

$u = 2\text{mm/s}$ で遅く浸漬する場合、ストークの全長の半分の位置まで円筒内側と外側表面($r_i = 70\text{mm}$, $r_o = 85\text{mm}$)に熱伝達係数の一定値 $\alpha_m = 1.523 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ を与えて熱応力解析を行う．このときストークを溶融アルミニウム中に浸漬するまで328秒要するのでその間を表3に示すように60段階に分けてモデル化する．図6に本解析で行った遅く浸漬する場合($u = 2\text{mm/s}$)の各時間における主応力の最大値と最小値 σ_1, σ_3 ならびに円柱座標応力成分 $\sigma_r, \sigma_\theta, \sigma_z, \tau_{rz}$ の最大値を示す．また、比較のために単純円筒モデルの結果を図7に示す．最大引張応力 $\sigma_{1\max}$ に注目すると、ストークを浸漬後 $\sigma_{1\max}$ は上昇し、41秒で最大値 $\sigma_{1\max} = 328\text{MPa}$ となり、その後急激に減少する．図6,7を比べると、両者の違いは、突起部が浸漬する時間[20(s)~41(s)]に限定されており、他はほとんど一致している．応力集中モデル、単純円筒モデルともに、浸漬レベルが突起部を過ぎてストークが所定の位置に浸漬するまでは、最大値はほとんど変化していないが、所定の位置に浸漬後、緩やかにその値は小さくなっている．なお、この応力の周期変動は、ステップに分割して浸漬する方法を用いて計算した影響である．

4.2 速く浸漬する場合の解析結果

これまでの研究では、Zukauskas⁽⁴⁾の値(式(4))から熱伝達係数を求め、その値を用いて熱応力を解析した．本研究では、有限体積法で熱伝達係数を求め、この値を用いて熱応力を解析する．この結果をこれまでの結果と比較する．ここでは、図1(a),b)のストークを溶融アルミニウムに速く($u = 25\text{mm/s}$)浸漬する場合の熱応力を考察する．熱伝達係数には以下を適用した(表3)．

1. 浸漬時間 $t = 0 - 60\text{s}$ の時、単純円筒モデルでは、ストーク内、外側表面において表3の値 $\alpha = (0.831 - 19.516) \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ を適用し、応力集中モデルでは、 $\alpha = (0.034 - 18.11) \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ を適用した．また、単純円筒モデルでは、ストーク底表面($z = 0\text{mm}$)に図5(b)の最大値 $\alpha = 16.090 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ を適用し、応力集中モデルでは、 $\alpha = 15.09 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ を適用した．
2. 浸漬時間 $t > 60\text{s}$ の時、単純円筒モデルでは、ストーク全表面($z = 0\text{mm}$)に図5(b)の最大値 $\alpha = 0.831 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ を適用し、応力集中モデルでは、 $\alpha = 0.034 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ を適用した．

図8に速くストークを浸漬する ($u = 25\text{mm/s}$) 場合における各時間の $\sigma_1, \sigma_3, \sigma_r, \sigma_\theta, \sigma_z, \tau_{rz}$ の最大値を示す。また、比較のために単純円筒モデルと応力集中モデルの $\sigma_{z\text{max}}$ の結果を図9に示す。図8より、 σ_z の最大値 $\sigma_{z\text{max}}$ と σ_1 の最大値 $\sigma_{1\text{max}}$ はほぼ一致する。図8の最大引張応力 $\sigma_{1\text{max}}$ に注目すると、ストークを浸漬後速やかに $\sigma_{1\text{max}}$ は上昇し、8.8秒で $\sigma_{1\text{max}} = 374\text{MPa}$ となる。一方、単純円筒モデルでは、最大値 $\sigma_{1\text{max}} = 246\text{MPa}$ となり、応力集中モデルの最大値の方が大きな値となった。

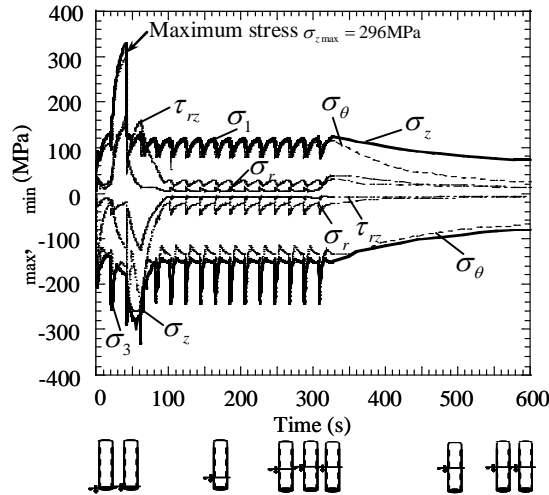


Fig. 6 Maximum stresses vs. time relation for stalk with protuberance ($u = 2\text{mm/s}$, figures below the abscissa show the dipping level in the molten aluminum)

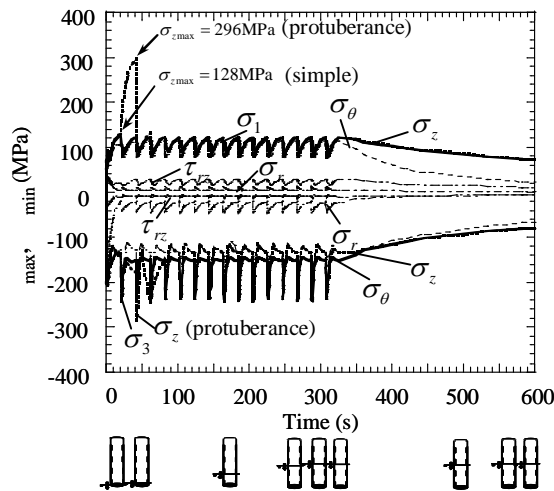


Fig. 7 Maximum stresses vs. time relation for simple model ($u = 2\text{mm/s}$, figures below the abscissa show the dipping level in the molten aluminum)

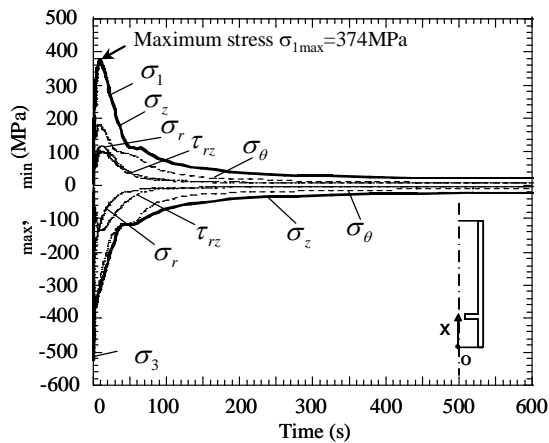


Fig. 8 Maximum stresses vs. time relation for stalk with protuberance ($u = 25\text{mm/s}$)

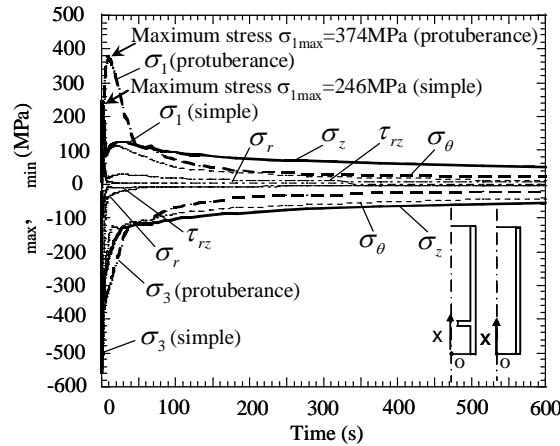


Fig. 9 Maximum stresses vs. time relation for simple model ($u = 25\text{mm/s}$)

Table 4 Maximum stresses for stalk with protuberance compared with the results of simple tube at the same time

	Stalk with protuberance		Simple tube		Horizontal tube		
Model							
$u=2\text{mm/s}$	At $t=41\text{s}$ (maximum stress appears) $\sigma_1 = 328\text{MPa}$ (A) $\sigma_z = 296\text{MPa}$ (A) $\sigma_\theta = 162\text{MPa}$ (B) $\sigma_r = 167\text{MPa}$ (A) $\tau_{rz} = 150\text{MPa}$ (A)		At $t=41\text{s}$ $\sigma_1 = 120\text{MPa}$ (A) $\sigma_z = 120\text{MPa}$ (A) $\sigma_\theta = 110\text{MPa}$ (A) $\sigma_r = 4\text{MPa}$ (A) $\tau_{rz} = 28\text{MPa}$ (B)		At $t=20.5\text{s}$ (maximum stress appears) $\sigma_1 = 128\text{MPa}$ (A) $\sigma_z = 128\text{MPa}$ (A) $\sigma_\theta = 105\text{MPa}$ (B) $\sigma_r = 4\text{MPa}$ (A) $\tau_{rz} = 21\text{MPa}$ (C)		At $t=75\text{s}$ (maximum stress appears) $\sigma_1 = 258\text{MPa}$ $\sigma_\theta = 258\text{MPa}$ $\sigma_z = 210\text{MPa}$ $\sigma_r = 11\text{MPa}$ $\tau_{rz} = 116\text{MPa}$
$u=25\text{mm/s}$	At $t=8.8\text{s}$ (maximum stress appears) $\sigma_1 = 374\text{MPa}$ (A) $\sigma_z = 363\text{MPa}$ (A) $\sigma_\theta = 181\text{MPa}$ (A) $\sigma_r = 116\text{MPa}$ (A) $\tau_{rz} = 98\text{MPa}$ (B)		At $t=8.8\text{s}$ $\sigma_1 = 101\text{MPa}$ (A) $\sigma_z = 101\text{MPa}$ (A) $\sigma_\theta = 97\text{MPa}$ (A) $\sigma_r = 7\text{MPa}$ (C) $\tau_{rz} = 18\text{MPa}$ (B)		At $t=1.1\text{s}$ (maximum stress appears) $\sigma_1 = 246\text{MPa}$ (A) $\sigma_\theta = 246\text{MPa}$ (A) $\sigma_z = 209\text{MPa}$ (A) $\sigma_r = 89\text{MPa}$ (A) $\tau_{rz} = 98\text{MPa}$ (B)		At $t=1.73\text{s}$ (maximum stress appears) $\sigma_1 = 196\text{MPa}$ $\sigma_\theta = 196\text{MPa}$ $\sigma_z = 186\text{MPa}$ $\sigma_r = 112\text{MPa}$ $\tau_{rz} = 80\text{MPa}$

単純円筒モデルの場合、有限体積法を用いた最大引張応力の最大値は $\sigma_{\theta\text{max}} = 246\text{MPa}$ である。これまでに行った解析⁽⁵⁾では、最大値 $\sigma_{\theta\text{max}} = 219\text{MPa}$ となり、有限体積法の結果との違いは10.9%である。これは、熱伝達係数の最大値が5%異なることによるためである。

4.3 遅く浸漬する場合と速く浸漬する場合の比較

単純円筒モデルの場合、速く浸漬した場合の最大引張応力の最大値 $\sigma_{\theta\text{max}} = 246\text{MPa}$ は、遅く浸漬した場合の最大値 $\sigma_{z\text{max}} = 128\text{MPa}$ よりも大きい。また、ストークに突起を有する応力集中モデルの場合、速く浸漬した場合の最大引張応力の最大値 $\sigma_{1\text{max}} = 374\text{MPa}$ は、遅く浸漬した場合の最大値 $\sigma_{1\text{max}} = 328\text{MPa}$ よりも大きい。表4は、応力集中モデルの最大引張応力を単純円筒モデルの結果と比較して示している。表4に示すように、浸漬速度 $u = 2\text{mm/s}$ で最大値の発生する時間 $t = 41\text{s}$ で比較すると、突起を有するモデルの最大値は、単純円筒モデルの最大値よりも2.5倍大きい。一方、浸漬速度 $u = 2\text{mm/s}$ でその時間 $t = 8.8\text{s}$ で比較すると、突起を有するモデルの最大値は、単純円筒モデルの最大値よりも3.6倍大きい。

図10に遅く浸漬する場合($u = 2\text{mm/s}$)の最大引張応力 $\sigma_{z\text{max}} = 128\text{MPa}$ が生じる時間($t = 20.5$ 秒)での断面における単純円筒モデルの温度分布及び変形図と σ_z の分布を示す。図11に遅く浸漬する場合($u = 2\text{mm/s}$)の最大引張応力が生じる時間($t = 41$ 秒)での断面における応力集中モデルの温度分布及び変形図と σ_z の分布を示す。図11に示すように、 σ_z の最大値 $\sigma_{z\text{max}}$ は浸漬部の少し上部の突起部下端根元付近内側の位置でz方向に生じている(その生じる位置と値($\sigma_{z\text{max}} = 296\text{MPa}$)は最大主応力の値($\sigma_{1\text{max}} = 328\text{MPa}$)に近い)。したがって、 $\sigma_{z\text{max}}$ の最大値はストーク下部が膨張しストーク断面が変形し、その段付き部下端根元付近内側において応力集中が生じ最大応力が大きくなったため生じたと考えられる。

図 12 に速く浸漬する場合 ($u = 25\text{mm/s}$) の最大引張応力 $\sigma_{\theta \max} = 246\text{MPa}$ が生じる時間 ($t = 1.1$ 秒) での断面における単純円筒モデルの温度分布及び変形図と σ_{θ} の分布を示す. 図 13 は速く浸漬する場合 ($u = 25\text{mm/s}$) の最大引張応力が生じる時間 ($t = 1.5$ 秒) での断面における応力集中モデルの温度分布及び変形図と σ_{θ} の分布を示

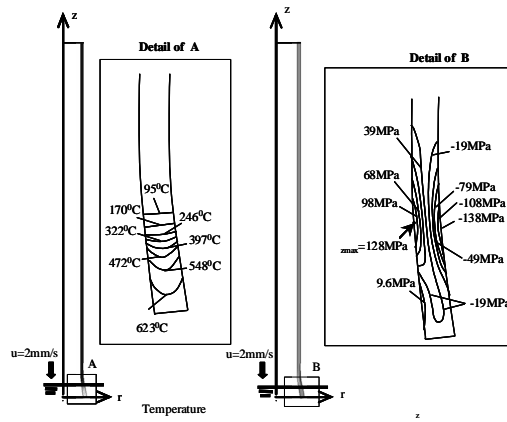


Fig.10 Temperature and stress distribution for simple model ($u = 2\text{mm/s}$, $t = 20.5\text{s}$) (Bottom parts in the figure show the dipping level in the molten aluminum)

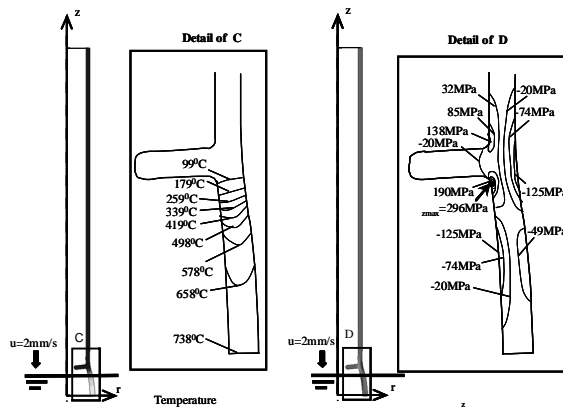


Fig.11 Temperature and stress distribution for stalk with protuberance ($u = 2\text{mm/s}$, $t = 41\text{s}$) (Bottom parts in the figure show the dipping level in the molten aluminum)

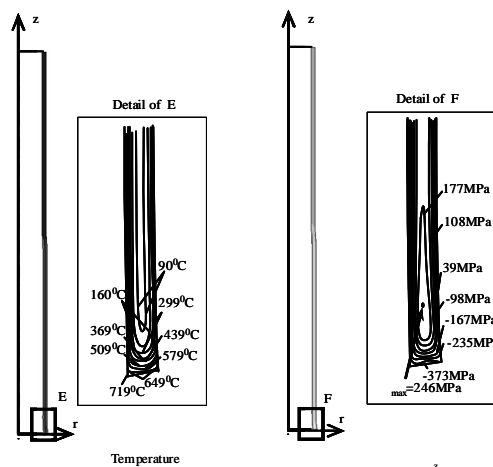


Fig. 12 Temperature and stress σ_{θ} distributions of vertical tube ($u = 25\text{mm/s}$ at time $t = 1.1\text{s}$), displacement $\times 50$

す．図示するように， $\sigma_{\theta_{max}}$ が生じているストーク突起付根部分と下端部では 624 以上の温度差があり，加えて外表面との温度差，応力集中効果それぞれの相乗によって，そのため大きな熱応力 $\sigma_{\theta_{max}} = 238 \text{ MPa}$ が生じている．以上のことから，遅く浸漬する場合 ($u = 2 \text{ mm/s}$) と速く浸漬する場合 ($u = 25 \text{ mm/s}$) では， $\sigma_{\theta_{max}}$ の生じる要因が異なることがわかる．なお，突起部の根元で大きなせん断応力 $\tau_{rz_{max}} = 286 \text{ MPa}$ が生じているが，この位置では圧縮応力場となっているので $\sigma_{\theta_{max}} = 238 \text{ MPa}$ がより危険と考えている．

遅く浸漬した場合と速く浸漬した場合を比較すると，応力集中モデルの場合， 25 mm/s で浸漬する方が， 2 mm/s で浸漬する場合より，熱応力を緩和できると考えられる．垂直モデルの場合では，遅く浸漬した方が最大応力は大きくなった．このことは，突起部があることで応力集中が生じて，図 10 の単純円筒モデルの最大値 $\sigma_{z_{max}} = 120 \text{ MPa}$ の 2.5 倍の最大応力 $\sigma_{1_{max}} = 296 \text{ MPa}$ が生じたためと考えられる．

5. 水平円筒モデルの熱応力

ここでは，垂直モデルとの比較のため，水平モデルのストーク(図 14)を速度 2 mm/s (遅い場合)と 25 mm/s (速い場合)で最深部が垂直モデルと同じ位置まで浸漬する場合の熱応力解析を行った．

5.1 遅く浸漬する場合の解析結果

水平モデル (170mm) を速度 $u = 2 \text{ mm/s}$ で溶融アルミニウムに浸漬した時の $\alpha_m = 1.523 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ (式 (3)) を全表面に用いる．図 15 に遅く浸漬する場合 ($u = 2 \text{ mm/s}$) の各時間における $\sigma_1, \sigma_r, \sigma_\theta, \sigma_z, \tau_{rz}$ の最大値を示す．水平モデルを浸漬後緩やかに $\sigma_{\theta_{max}}$ は上昇し，30 秒で 230 MPa となる．30 秒を過ぎると徐々に減少していくが，50 秒から再び上昇していき，75 秒で最大値 $\sigma_{\theta_{max}} = 258 \text{ MPa}$ となり，その後は単調に減少する．

5.2 速く浸漬する場合の解析結果

水平モデルを速く浸漬する場合の α は次の値を用いた．所定の位置に設置前 ($t = 0 \leq 60 \text{ s}$) のとき，水平モデルの外側表面では図 5(c)の値 $\alpha = 3.675 \times 10^3 - 18.13 \times 10^3 \text{ W/m}^2 \cdot \text{K}$ を用い，内側表面と円筒端部では最小値 $\alpha = 3.675 \times$

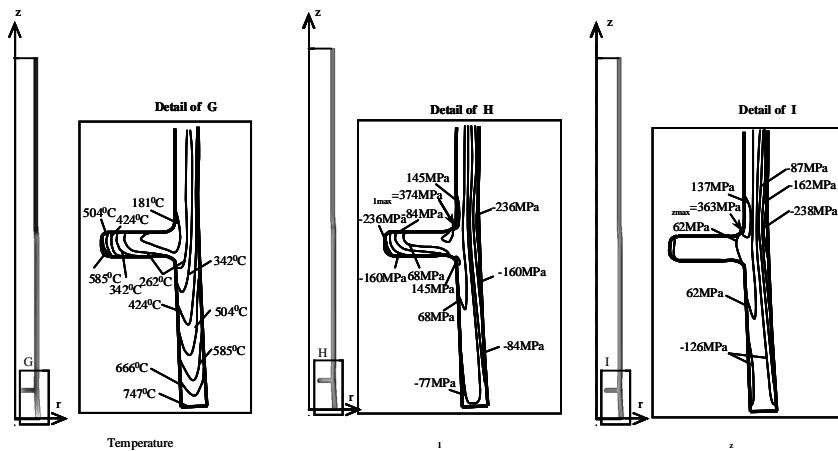


Fig. 13 Temperature and stress σ_z distributions of vertical tube ($u = 2 \text{ mm/s}$ at time $t = 20.5 \text{ s}$, displacement $\times 50$)

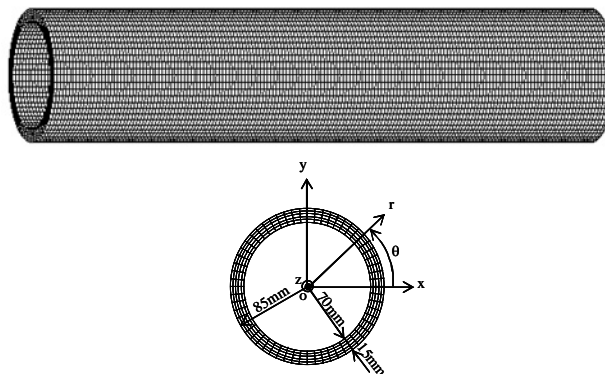


Fig. 14 Finite element mesh of horizontal tube (No. of element=45000, No. of nodes=55986)

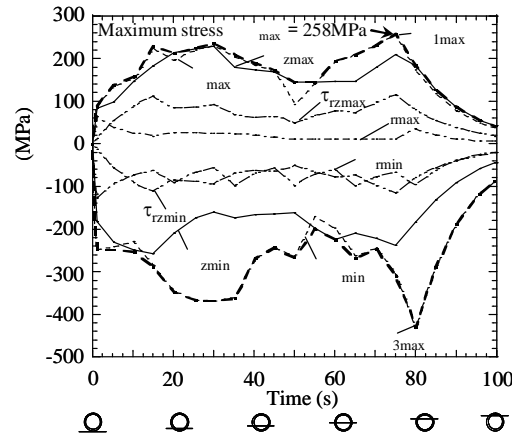


Fig.15 Maximum stresses vs. time relationship of horizontal tube ($u=2\text{mm/s}$)

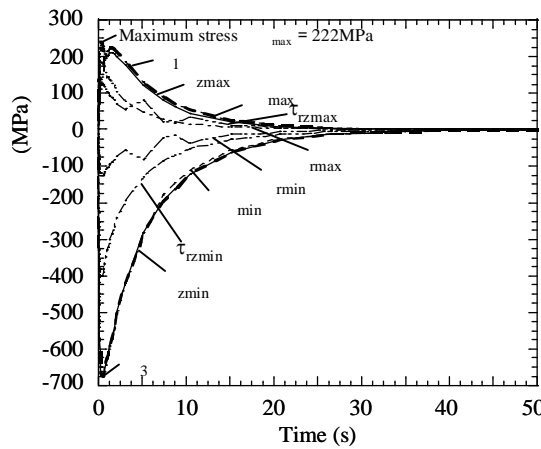


Fig.16 (a) Maximum stresses vs. time relationship of horizontal tube ($u=25\text{mm/s}$)

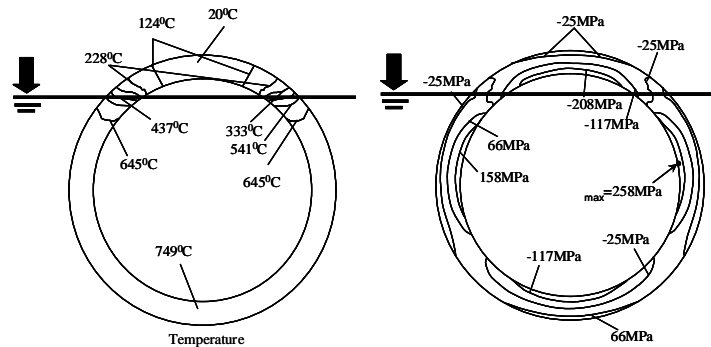


Fig. 17 (a) Temperature and stress σ_{θ} distributions of horizontal tube at both ends $z = \pm 650\text{mm}$ ($u = 2\text{mm/s}$ at time $t = 75\text{s}$)

$10^3\text{W}/\text{m}^2 \cdot \text{K}$ を用いる．また，所定の位置に設置後 ($t > 60\text{s}$)，水平モデル全表面で最小値 $\alpha = 3.675 \times 10^3\text{W}/\text{m}^2 \cdot \text{K}$ を用いる．図 16 に速く浸漬する場合 ($u = 25\text{mm/s}$) の各時間における $\sigma_1, \sigma_r, \sigma_{\theta}, \sigma_z, \tau_{rz}$ の最大値を示す．速く浸漬する場合，図 16 に示すように， $\sigma_{\theta\text{max}}$ は浸漬直後急激に上昇するが，1.5 秒後には最大値 222MPa となる．すなわち遅く浸漬する場合 ($u = 2\text{mm/s}$) の図 15 と速く浸漬する場合 ($u = 25\text{mm/s}$) の図 16 を比べると，図 16 の $\sigma_{\theta\text{max}}$ は 1.5 秒で最大値 222MPa となるのに対し，図 15 では 75 秒で最大値 257MPa となり，遅く浸漬するより，速く浸漬する方が熱応力を緩和できる．このことは前報で考察した結果と一致する⁽¹⁰⁾．

5.3 遅く浸漬する場合と速く浸漬する場合の比較

図 17(a)に遅く浸漬する場合 ($u = 2\text{mm/s}$) の最大引張応力が生じる時間 (75 秒) の水平モデルの両端部での温度と σ_{θ} の分布を示す．図示するように，75 秒で中心付近に $\sigma_{\theta\text{max}}$ が生じることがわかる．図 18(a)に遅く浸漬する場合 ($u = 2\text{mm/s}$) の最大引張応力が生じる時間 (75 秒) の温度と σ_{θ} の分布と変形図を示す．図 18(a)より，最

大応力がストーク端部の中心付近で生じた理由を考えてみる．ストーク下部が先に熱膨張して断面がだ円形状になり，端部では自由表面のため変形が大きくなり，短径の内側で $\sigma_{\theta_{max}}$ が生じる．図 17(b)に速く浸漬する場合 ($u = 25 \text{ mm/s}$) の最大引張応力が生じる時間 ($t = 1.5$ 秒) の水平モデルの $z = \pm 650$ での温度と σ_{θ} の分布を示す．速く浸漬する場合 ($u = 25 \text{ mm/s}$) では， $\sigma_{\theta_{max}}$ が生じている箇所では 530 以上の温度差があり，そのため大きな熱応力が生じている．図 18(b)に遅く浸漬する場合 ($u = 2 \text{ mm/s}$) の最大引張応力が生じる時間 (75 秒) の温度と σ_{θ} の分布と変形図を示す．図 18(b)より，遅く浸漬する場合には大きな変形は生じていないことがわかる．以上のことから，遅く浸漬する場合 ($u = 2 \text{ mm/s}$) と速く浸漬する場合 ($u = 25 \text{ mm/s}$) では， $\sigma_{\theta_{max}}$ の生じる要因が異なることがわかる．

5.4 垂直モデルと水平モデルの比較

以上の垂直,水平モデルの解析結果を表 4 にまとめて示す．表 4 より，垂直モデルの場合では，速く浸漬した方が温度差による熱の影響が大きく，最大応力は大きくなった．その理由は，速く浸漬する場合には円筒肉厚内外の温度差が大となったためであると考えられる．一方，遅く浸漬した場合には変形による $\sigma_{z_{max}}$ が最大引張応力として生じるが，その変形は軸対称変形のため小さい．従って，垂直モデルの場合では，遅く浸漬した方が速く浸漬した場合より，最大応力を緩和できる．一方，水平モデルでは，遅く浸漬した方が変形の影響が大きく，最大応力は大きくなった．その理由として，遅く浸漬した場合の $\sigma_{\theta_{max}}$ は，垂直モデル同様変形により生じるが，その変形は非軸対称変形のため大きな値となり，結果的には垂直モデルの値より大きな値となる．一方，速く浸漬した場合の最大応力は温度差による熱の影響を受けたもので，垂直モデルの速く浸漬する場合とほぼ同じである．従って，水平モデルの場合では，速く浸漬した方が遅く浸漬した場合より，最大応力を緩和できる．結局，遅く浸漬する場合の垂直モデルでは軸対称変形しか生じないが，水平モデルでは非軸対称の大きな変形が生じる．このため，垂直モデルと水平モデルの最大応力を緩和する浸漬条件が異なる結果となると考えられる．

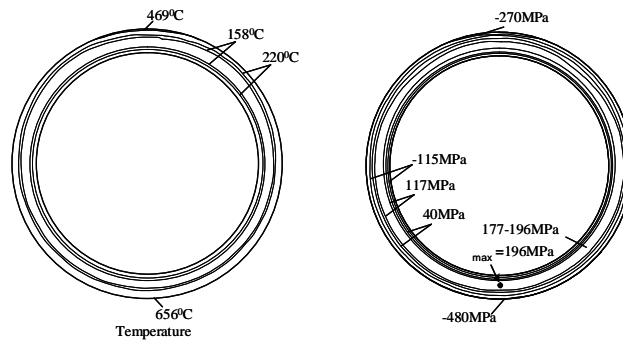


Fig. 17 (b) Temperature and stress σ_{θ} distributions of horizontal tube near the both ends at $z = 615 \text{ mm}$ ($u = 25 \text{ mm/s}$ at time $t = 1.73 \text{ s}$)

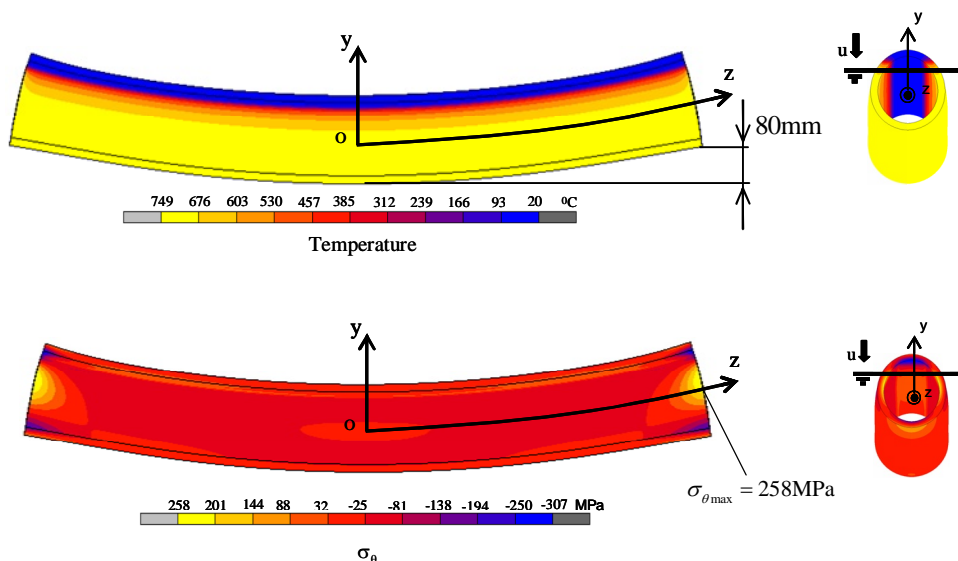


Fig. 18 (a) Temperature and stress σ_{θ} distributions of horizontal tube ($u = 2 \text{ mm/s}$ at time $t = 75 \text{ s}$), displacement $\times 30$

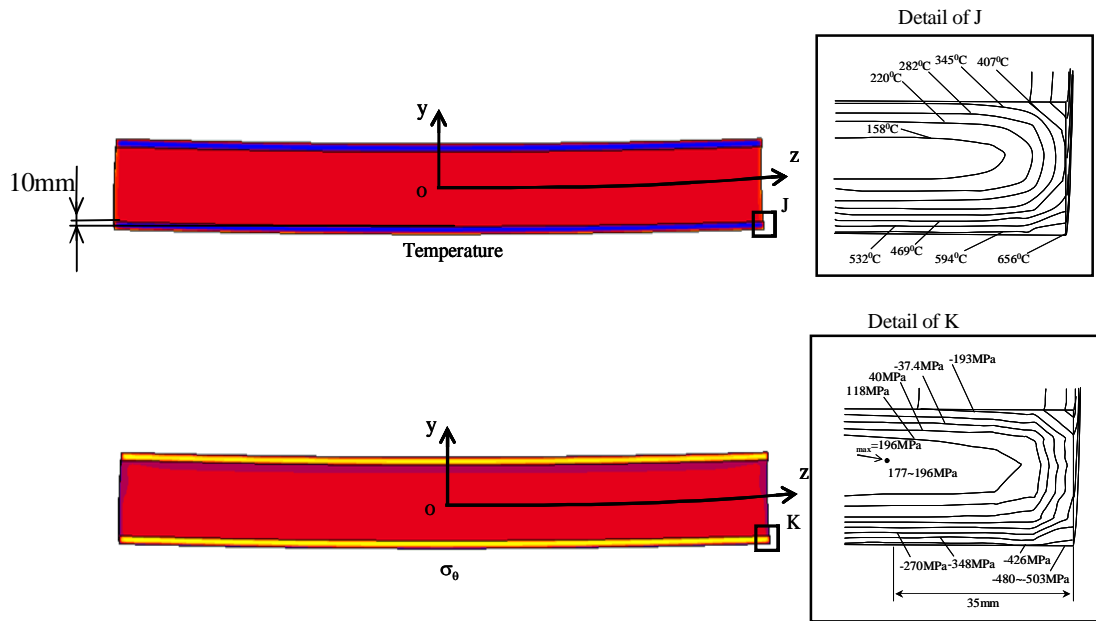


Fig. 18 (b) Temperature and stress σ_{θ} distributions of horizontal tube ($u = 25\text{mm/s}$ at time $t = 1.73\text{s}$), displacement $\times 30$

6. 結 言

低圧鋳造機 (図 1 (a)) では、耐熱性や耐溶損性からセラミックス製ストークが用いられている。しかし、セラミックスは破壊靱性が小さいので、このストークを溶融アルミニウム中に浸漬する際の熱応力を注意しなければならない。そこで本研究では、ストークを溶融アルミニウム中 (750) に浸漬する際の最大引張応力が最小となるような浸漬方法について解析を行い考察した。なお、本論文で考察したモデルは応力集中部を有しており、単純円筒モデルとも比較検討して考察した。得られた結論を以下に示す。

- (1) 2次元及び軸対称モデルを用いた有限体積法による正確な熱伝達係数 α を解析した結果、軸対称モデルでは、管の外側と内側の流れが異なること。一方、2次元モデルの両側では、 α の値はモデルの形状の対称性より一致していることを示した。この理由として、軸対称モデルのストーク内側の場合、溶融アルミニウムが円筒内部に侵入する際に流速が少し減速され、その分外側の流速が増えるためであると考えられる。
- (2) 垂直モデルの場合、 2mm/s で浸漬する方が 25mm/s で浸漬する場合より、最大応力を緩和できる。その理由として、速く浸漬する場合には肉厚内外の温度差により熱応力が大となったためである。一方、遅く浸漬した場合には変形による $\sigma_{z\text{max}}$ が生じるが、その変形は軸対称変形のため小さい。
- (3) 水平モデルの場合、遅く浸漬するより、速く浸漬する方が最大応力を緩和できる。その理由として、遅く浸漬した場合の $\sigma_{\theta\text{max}}$ は、垂直モデル同様変形により生じるが、その変形は非軸対称変形のため大きな値となったためである。
- (4) 水平モデルを遅く浸漬した場合、水平モデルの端部で $\sigma_{\theta\text{max}}$ が生じる原因は大きな非軸対称変形である。一方、垂直モデルを遅く浸漬した場合、変形は軸対称であるので、大きな $\sigma_{\theta\text{max}}$ が生じない。よって、垂直モデルと水平モデルの最大応力を緩和する条件は異なる。

文 献

- (1) “The A to Z of Materials” Aluminium Casting Techniques-Sand Casting and Die Casting Processes.. (online), available from <<http://www.azom.com/details.asp?ArticleID=1392>>, (参照日 2008年4月23日)。
- (2) Bonollo, F., Urban, J., Bonatto, B. and Botter, M., “Gravity and Low Pressure Die Casting of Aluminium Alloys: a Technical and Economical Benchmark.”, *Alluminio E Leghe*, (2005).
- (3) NODA, N-A., Hendra, TAKASE, Y., LI, W., “Thermal Stress Analysis for Ceramics Stalk in the Low Pressure Die Casting Machine”, *Journal of Solid Mechanics and Material Engineering*, Vol.3, No.10(2009), pp.1090-1100.
- (4) Zukauskas, A., “Heat Transfer from Tubes in Cross Flow”, In: Hartnett JP, Irvine Jr TF, editors, *Advances in Heat Transfer*, Vol.8, New York: Academic Press, (1972), p.131.

- (5) Li, H. S, and Mei, C., “Thermal Stress in SiC Element used in Heat Exchanger, *Journal Cent. South Univ. Technol.*”, Vol.12, No.6 (2005), pp.709-713.
 - (6) Al-Zaharah, I. T., Yilbas, B. S., and Hashmi, M. S. J., “Conjugate Heat Transfer in Fully Developed Laminar Pipe Flow and Thermally Induced Stresses”, *Computer Methods in Applied Mechanics and Engineering*, Vol.190(2000), pp.1091-1104.
 - (7) 日本機械学会編, 伝熱工学資料, 改訂第4版(1986), p.323, 日本機械学会.
 - (8) 野上信悟, “大型構造用サイアロン”, 日立金属技法, Vol.15(1999), pp.115-120.
 - (9) 是永逸生, “サイアロンセラミックス製 Al 溶融関連部品の開発”, 素形材, Vol.32(1991), pp.12-17.
 - (10) 野田尚昭, 山田真裕, 佐野義一, 杉山茂禎, 小林正一, “連続溶融金属めっき用セラミックス製ロールの熱応力に関する研究”, 日本機械学会論文集 A 編, Vol.70, No.700(2004), pp.1755-1763.
-