

論 文

UDC 621.746.393 : 539.377 : 620.192.4 : 536.6

扁平鋼塊鑄型の熱応力解析からみた鑄型最適形状について*

木 下 勝 雄**・嶋 崎 義 尚***

内 山 英 夫***・市 原 勲***

Optimizing of Dimensions of Flat-ingot Mould on the Basis of Thermal Stress Analysis

Katsuo KINOSHITA, Yoshinao SHIMAZAKI,

Hideo UCHIYAMA, and Isao ICHIHARA

Synopsis:

Thermal stresses originated in ingot moulds during solidification of ingots in contact were analyzed by the two dimension thermo-elastic theory. The unsteady temperature distribution was estimated using a finite difference method on the nodal points of mesh screen representing a mould cross section. The thermal stress distribution on imaginary dividing elements of the mould was subsequently calculated by a finite element method. A thermal stress parameter, the ratio of the thermal stress in an element to the tensile strength of the element, was then calculated to investigate the influence of the thermal stress on the life of the mould.

A subsequent analysis was made of the thermal stress parameter for flat shape moulds with different ratios of cross section of the mould to that of a corresponding 23 t ingot and with different ratios of the wide-face thickness to the narrow-face thickness of the mould.

The above analysis has made it possible to derive an optimum mould shape, for which thermal stress becomes minimum, for the flat shape 23 t ingot.

1. 緒 言

鋼塊鑄型を設計する場合、鋼塊の品質、圧延歩止り、圧延能率および鑄型原単位などの互いに相反する諸量を総合的に検討し、最も好ましい形状を決めることが重要である。しかし、これらの諸量を総合的に検討しても、既存の造塊および圧延設備により制約を受けるため、かならずしも最適形状を実現し得ない。したがって、鋼塊鑄型を設計するにあたっては、鋼塊品質、圧延歩止りおよび圧延能率を考慮し、鋼塊形状に対しある程度の制約をあたえておき、しかる後に鑄型原単位を考慮して鑄型の最適形状を決定することが望ましい。

鑄型原単位に対しては、初期割れ、廃却原因に関係して、黒鉛形態、基地組織などの材質の良否とともに、使用中の熱サイクルにより発生する熱応力の多寡が重要な

要因である。したがって、鑄型の設計にあたり、発生する熱応力なるべく小さくなるような形状にすることが必要である。過去において鑄型の熱応力を理論的に求めようとする試みはなされたものの、その結果は満足すべきものではなかった。

鋼塊鑄型の設計に関し、過去製鋼部会鑄型分科会において、鑄型設計手順の確立が試みられた¹⁾。当時においては、5 t 以上の扁平鑄型につき、関係各社の鑄型使用状況の実態調査を行ない、その結果に基づき、肉厚、補強バンド、傾斜、隅角部半径、面のふくらみ、および耳の形状の合計 6 要素に関し、経験的に原単位の低いものを選定した。設計手順の確立方法は、これらを各要素ごとに適当なパラメータを用いて整理し、その間の回帰曲線を設定することであつた。しかし、経験的に有利な形状を求めようとするこの方法には多くの複雑な要因が含

* 昭和 48 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 49 年 9 月 14 日受付 (Received Sept. 14, 1974)

** 川崎製鉄(株)技術研究所 (Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., Kawasaki-chô Chiba 280)

*** 川崎製鉄(株)千葉製鉄所 (Chiba Works, Kawasaki Steel Corp.)

まれるので、さらにすすめて最適形状を追求することは困難であろう。

従来、鑄型の設計に関し、種々の要因を理論的に解明して推奨すべき鑄型形状を決めるような試みはほとんど行なわれていない。たとえば熱応力を求めるについてもそのために必要な基礎数値の不足もさることながら、鑄型のような連続体について構造解析を試みようとする、かなり困難な模型実験によるか、あるいはごく粗雑な近似計算で満足せねばならない。

このため 1951 年ごろから実験的に鑄型内熱応力を測定する試みがなされたのであるが、この場合も割れの発生する位置と実測された熱応力最大の個所との対応づけがうまくできていない。

先に平谷²⁾は、2次元弾性計算による有限要素解析から鑄型内熱応力を算定し、応力分布に関するいくつかの知見を得た。その際計算条件の範囲が狭いことおよび導入した物性値の不備から、折角得られた計算結果により最適形状を論及するまでに至っていない。

本報では、同じく 2次元熱弾性計算による有限要素解析を行ない、計算条件を現行の鑄型使用サイクルで再現する範囲に拡張し、既存の物性値を広く導入することにより熱応力を評価した。さらに得られた知見に基づき、耐熱応力的に優れた鑄型形状を考察した。

2. 計 算 方 法

計算を簡略化するために、注目すべき応力成分が面内力として得られるような断面を考え、これを 2次元弾性体として取扱うことが有効である。本報においては、2次元近似の精度がよいと考えられる、中央部横断面につき、2次元弾性計算を行なった。したがって、縦方向には十分長く、外荷重は平面的に作用すると考え、平面歪

の近似を用いた。

2.1 鑄型使用サイクル中の温度分布計算

鑄型使用サイクル中の温度分布解析は、すでに試みられており²⁾³⁾、本報においても差分法を用いて行なった。その詳報は、文献 2)、あるいは 3) に示されており、ここでは省略する。

温度分布解析の網目分割法を Fig. 1 に示す。コーナ一部については、図の破線部を含めた鑄型を想定して計算し、そのうち実線部の解析値のみを採用し応力解析を行なった。

初期条件および境界条件は、SARJANT³⁾の計算と同様のものを用いた。すなわち、溶鋼表面は注入と同時に瞬時に凝固し、鑄型との空隙も瞬時に形成され、初期の鋼塊の表面温度は凝固温度に等しいと仮定した。また、初期の鑄型内表面温度は、微小時間内の鋼塊と鑄型間の熱収支をバランスさせて設定した。一方、境界条件としては鑄型外表面で大気との間の輻射ならびに対流による熱流束を考慮し、鋼塊鑄型界面においては、輻射および空隙層の熱伝導による熱流束を考慮した。なお、計算に用いた諸数値は文献 2) で用いたものである。

2.2 有限要素法による熱応力計算

有限要素法については、現在多くの成書⁴⁾が普及しており、あらためて述べるまでもないが、以下に熱応力計算の筋道を略述する。

有限要素法は、本来無限の接合点から構成される弾性連続体を有限個の要素に分割し、各要素の節点において互いに結合された要素の集合体として取扱う。この場合要素の境界線上に実際に働いている分布応力を節点において作用する仮想節点力で代表させる。

各要素内におけるひずみは一定として、これを節点変位を用いてあらわす。節点 i, j, k を 3つの頂点として有する 1つの三角形要素 e について、要素内の変位を座標の 1次式で仮定すると、 x および y 方向のそれぞれの変位 u および v は、(1) 式のように与えられる。

$$\begin{aligned} u &= \alpha_1 + \alpha_2 x + \alpha_3 y \\ v &= \alpha_4 + \alpha_5 x + \alpha_6 y \end{aligned} \quad \dots\dots\dots (1)$$

ここで、 α : 数係数

(1) 式に、節点座標を代入すれば、節点変位 $\{\delta^e\}$ が (2) 式のように求まる。

$$\{\delta^e\} = \begin{Bmatrix} u_i \\ u_j \\ u_k \\ v_i \\ v_j \\ v_k \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \alpha_1 + \alpha_2 x_i + \alpha_3 y_i \\ \alpha_1 + \alpha_2 x_j + \alpha_3 y_j \\ \alpha_1 + \alpha_2 x_k + \alpha_3 y_k \\ \alpha_4 + \alpha_5 x_i + \alpha_6 y_i \\ \alpha_4 + \alpha_5 x_j + \alpha_6 y_j \\ \alpha_4 + \alpha_5 x_k + \alpha_6 y_k \end{Bmatrix}$$

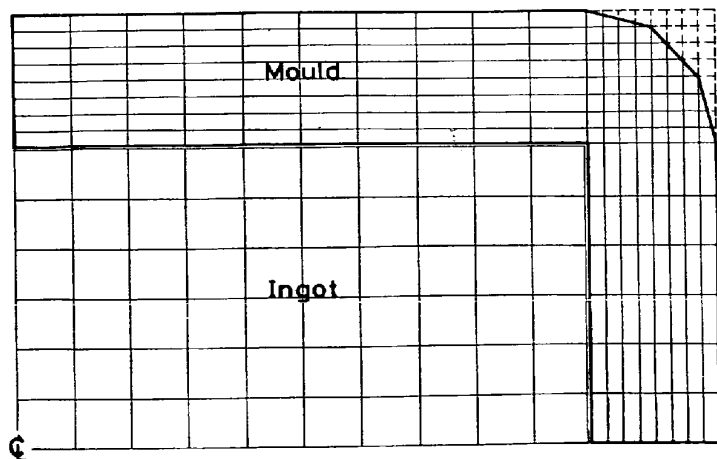


Fig. 1. Mesh screen used for calculating temperature distribution in ingot mould.

$$= \begin{Bmatrix} 1 & x_i & y_i & 0 & 0 & 0 \\ 1 & x_j & y_j & 0 & 0 & 0 \\ 1 & x_k & y_k & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 1 & x_i & y_i \\ 0 & 0 & 0 & 1 & x_j & y_j \\ 0 & 0 & 0 & 1 & x_k & y_k \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ \alpha_3 \\ \alpha_4 \\ \alpha_5 \\ \alpha_6 \end{Bmatrix} = [\mathbf{T}] \{\alpha\} \quad (2)$$

平面弾性体におけるひずみは、平面応力あるいは平面ひずみのいずれの仮定のもとにおいても、 ϵ_x , ϵ_y , および γ_{xy} の 3 つのひずみ成分を考えるだけでよく、それらは次式のように与えられる。

$$\{\epsilon\} = \begin{Bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{\partial u}{\partial x} \\ \frac{\partial v}{\partial y} \\ \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} 0 & \alpha_2 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & \alpha_6 \\ 0 & 0 & \alpha_3 & 0 & \alpha_5 & 0 \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \alpha_1 \\ \alpha_2 \\ \alpha_3 \\ \alpha_4 \\ \alpha_5 \\ \alpha_6 \end{Bmatrix} = [\mathbf{B}] \{\alpha\} \quad (3)$$

ここで (2) 式を逆変換して得られるマトリックス $\{\alpha\}$ を (3) 式に代入することにより、要素内ひずみが節点変位によつて (4) 式のように表わされる。

$$\{\epsilon\} = [\mathbf{B}] \{\alpha\} = [\mathbf{B}] [\mathbf{T}]^{-1} \{\delta^e\} = [\mathbf{N}] \{\delta^e\} \quad (4)$$

一方要素内応力は、平面ひずみの仮定のもとでは次式のようにになる。

$$\{\sigma\} = \begin{Bmatrix} \sigma_x \\ \sigma_y \\ \tau_{xy} \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left(\epsilon_x + \frac{\nu}{1-\nu} \epsilon_y \right) \\ \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \left(\frac{\nu}{1-\nu} \epsilon_x + \epsilon_y \right) \\ \frac{E}{2(1+\nu)} \gamma_{xy} \end{Bmatrix}$$

$$= \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{Bmatrix} 1 & \frac{\nu}{1-\nu} & 0 \\ \frac{\nu}{1-\nu} & 1 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} \end{Bmatrix} \begin{Bmatrix} \epsilon_x \\ \epsilon_y \\ \gamma_{xy} \end{Bmatrix}$$

$$= [\mathbf{D}] \{\epsilon\} \quad (5)$$

ここで、 E : ヤング率, ν : ポアソン比
熱応力を計算する場合、熱ひずみは初期ひずみとして取扱う。平面ひずみの仮定では次式のように与えられる。

$$\{\epsilon_0\} = (1+\nu) \begin{Bmatrix} \alpha T \\ \alpha T \\ 0 \end{Bmatrix} \quad (6)$$

ここで、 α : 線膨脹係数

したがつて (5) 式の関係は熱ひずみを考慮に入れると次式のようにになる。

$$\{\sigma\} = [\mathbf{D}] (\{\epsilon\} - \{\epsilon_0\}) \quad (7)$$

次に、仮想仕事の原理から要素の剛性マトリックスを求める。すなわち、実際の境界応力や物体力と静的に等価な節点力を求めるため、各節点に任意の仮想節点変位を加えて、それによつて種々の力や応力のなす内部仕事と外部仕事を等置する。内部仕事は、要素内ひずみと要素内応力から次式によつて与えられる。

$$W_{int} = \int \{\epsilon\}^T \{\sigma\} dv \quad (8)$$

ここで、 dv : 体積要素

(8) 式は (4) および (7) 式を代入すると、次式のように書き直される。

$$W_{int} = \{\delta\}^T \left[\int [\mathbf{N}]^T [\mathbf{D}] [\mathbf{N}] dv \{\delta\} - \int [\mathbf{N}]^T [\mathbf{D}] \{\epsilon_0\} dv \right]$$

$$= \{\delta\}^T ([\mathbf{k}] \{\delta\} + \{\mathbf{f}_0\}) \quad (9)$$

ここで、 $[\mathbf{k}]$: 要素の剛性マトリックス

$$\{\mathbf{f}_0\} = - \int [\mathbf{N}]^T [\mathbf{D}] \{\epsilon_0\} dv \quad (10)$$

一方外部仕事は次式のようにになる。

$$W_{ext} = \{\delta\}^T \{\mathbf{f}\} \quad (11)$$

ここで、 $\{\mathbf{f}\}$: 節点に働く外力

(9) および (11) 式を等置すれば、(12) あるいは (13) 式が得られる。

$$\{\mathbf{f}\} = [\mathbf{k}] \{\delta\} + \{\mathbf{f}_0\} \quad (12)$$

ゆえに

$$\{\delta^e\} = [\mathbf{k}]^{-1} (\{\mathbf{f}\} - \{\mathbf{f}_0\}) \quad (13)$$

以上で要素の剛性マトリックスが求まり、節点変位が求められる。次に節点の釣合条件を考慮してすべての要素の剛性マトリックスを重ね合わせ、構造全体の剛性マトリックスを組み立てる。こうして組み立てられた構造全体の剛性マトリックスの逆行列を求める。かくして構造の全節点における節点変位が求められるが、これらを順次 (4) および (5) 式に代入することにより、要素内ひずみおよび要素内応力が得られる。さらに、節点応力は、その節点を頂点として共有する全要素について、それらの要素内応力を算術平均して求められる。また、主応力ならびに主せん断力は、それぞれ (14) ならびに (15) 式から求められる。

$$\sigma_1 \text{ or } \sigma_2 = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \pm \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \right)^2 + \tau_{xy}^2} \quad (14)$$

$$\tau_1 = \sqrt{\left(\frac{\sigma_x - \sigma_y}{2}\right)^2 + \tau_{xy}^2} \dots \dots \dots (15)$$

鑄型の初期割れ、廃却原因、および寿命などに対する熱応力の影響は、発生する熱応力とそのときの素材強度を比較して評価されねばならない。構造物の熱応力に伴う塑性変形、残留応力、熱疲労などを定性的に評価する目的で熱応力パラメーター (Thermal stress parameter, λ) が使われる。熱応力パラメーターは、熱応力 (σ_{th}) の降伏応力 ($\sigma_{Y.S.}$) に対する比であらわされる。このため素材強度の温度依存性を知らねばならない。

仲村ら⁵⁾は、廃却鑄型の各部位から試験片を採取し、高温引張試験により素材強度を求めた。Fig. 2 はその一例で、同一鑄型の上、中、下各部位についての応力/伸

び曲線を示す。図の結果から、素材強度は各部位の間で著しく異なり、特に熱影響の大きい中央部の強度は他と比較して小さくなっている。素材強度は鑄型間で比較しても異なり、鑄込回数の多寡により著しく影響される。したがって、使用中の鑄型材強度を画一的に規定するには問題があるが、Fig. 2 の結果から、その平均値をとり強度の温度依存性を求めた。その際図から明らかなように、鑄型材の降伏応力は規定し難く、また比例限応力を求めるうえでも精度的に問題がある。この点を避けるため、ここでは鑄型材の抗張力 ($\sigma_{T.S.}$) を求め、 σ_{th} の $\sigma_{T.S.}$ に対する比を λ と定義する。すなわち次式のように仮定する。

$$\lambda = \sigma_{th} / \sigma_{T.S.} \dots \dots \dots (16)$$

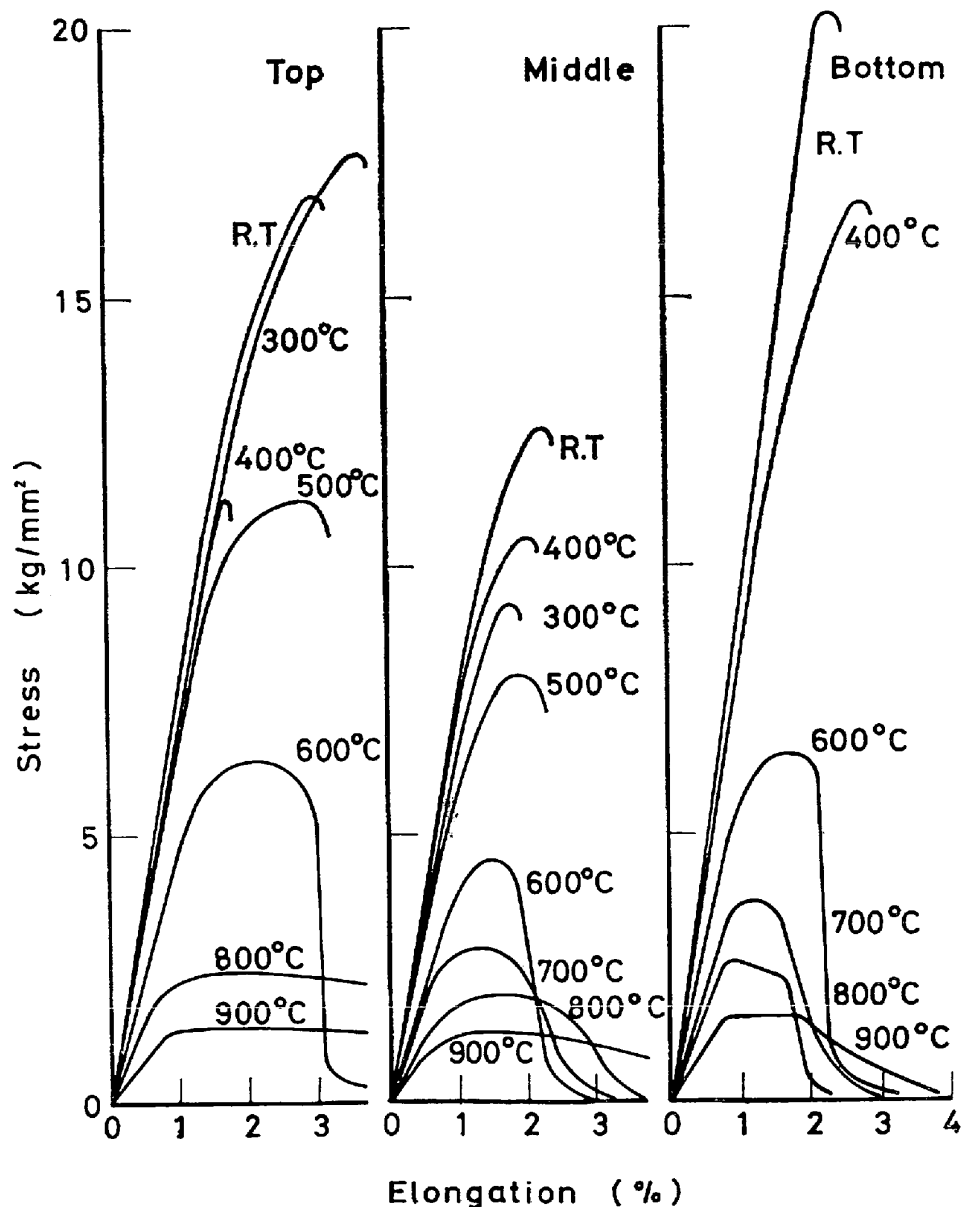


Fig. 2. Stress-elongation curves of disused mould material at various temperatures⁵⁾.

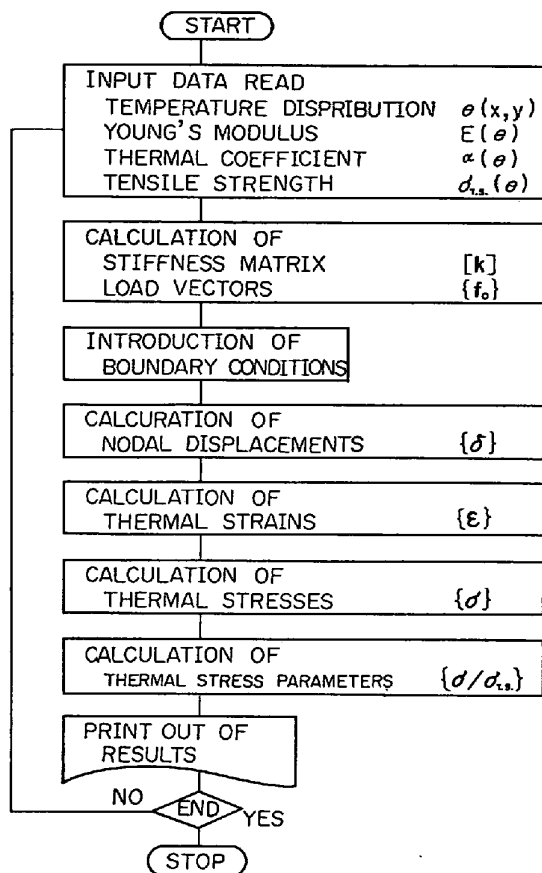


Fig. 3. Program for thermal stress calculation.

Fig. 2 の結果から求められた $\sigma_{T.S.}$ の温度依存性は、次のように与えられる。

抗張力, $[\sigma_{T.S.}] = \text{kg/mm}^2$, $[T] = ^\circ\text{C}$

$$\sigma_{T.S.} = -0.5 \times 10^{-2} T + 17.5 \quad (0 \leq T < 400^\circ\text{C})$$

$$\sigma_{T.S.} = -0.041 T + 32.0 \quad (400 \leq T < 700^\circ\text{C})$$

$$\sigma_{T.S.} = -0.92 \times 10^{-2} T + 9.7 \quad (700 \leq T < 950^\circ\text{C})$$

その他熱応力の計算に用いた諸物性値を以下に示す。

ポアソン比, $\nu = 0.3$

ヤング率⁶⁾, $[E] = \text{kg/mm}^2$, $[T] = ^\circ\text{C}$

$$E = 0.0362 T^2 - 21.0 T + 4900 \quad (0 \leq T < 300^\circ\text{C})$$

$$E = 1880 \quad (300 \leq T < 500^\circ\text{C})$$

$$E = -2.43 T + 3080 \quad (500 \leq T < 1100^\circ\text{C})$$

線膨張係数⁷⁾, $[\alpha] = ^\circ\text{C}^{-1}$, $[T] = ^\circ\text{C}$

$$\alpha = 0.12 \times 10^{-4} + 0.61 \times 10^{-9} T \quad (0 \leq T < 1000^\circ\text{C})$$

計算の順序を Fig. 3 のフローチャートに示す。まず差分法で求めた温度分布を用い、前に述べた有限要素法で熱応力を求める。次に、おのおのの要素あるいは節点における熱応力を、その位置での温度から決まる鋳型材の強度で割り、熱応力パラメータを算出した。熱応力計算に用いた要素分割法を Fig. 4 に示す。コーナー部を除き厚さ方向に 8 等分割しており、平谷²⁾の分割法と比

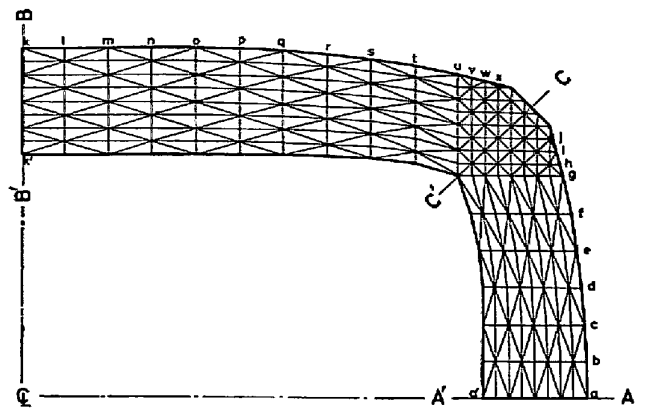


Fig. 4. Mesh screen used for calculating thermal stress distribution in mould.

較し外側では細かく、内側では同程度の細分化になっている。

3. 実体鋳型についての計算結果と考察

3.1 温度の計算値と実測値の比較

計算した鋳型の寸法を Table 1 に示す。温度分布の計算結果を鋳型外面において測温結果と比較した。C23FR 1.7 についての実測例を Fig. 5 に示す。鋳込後 60 min まで接触型温度計 (アルメルクロメル熱電対) を用い、90 min 以後は オプティカルパイロメーターを用いて測温した。30 min 以後実測値が計算値に比較して低くなるが、パイロメーターに関しては輻射率の補正が正確でなく大きな誤差をふくむものと思われる。また 30~60 min の間でのズレは、計算と実測の場合とで初期条件、境界条件が異なるためと考えられる。

Fig. 6 は型抜後の鋳型内雰囲気温度を 50°C および

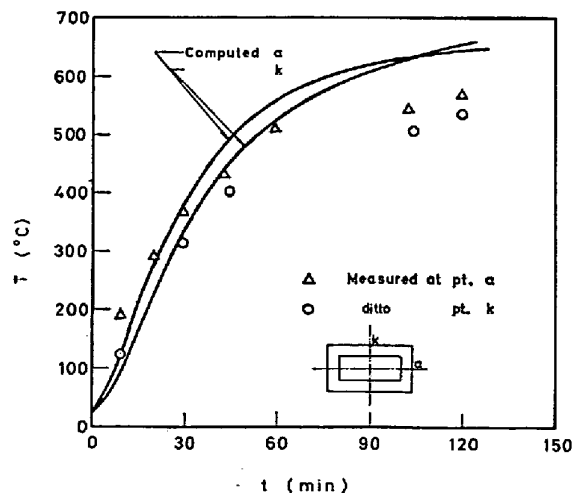


Fig. 5. Variations with time after casting of temperature on the surface of C23FR 1.7 mould.

Table 1. Dimensions of ingot moulds investigated.

Mould wt. (t)	Designation	M/I*	L ₁	L ₂	L ₃	L ₄	B	R ₁	R ₂	R ₃	R ₄	H
22	C22FR1.4	0.89	1528	1837	845	1220	187.5	35	190	1697.8	4796	2800
23	C23FR1.7	0.95	1768	2133	767	1152	187.5	35	202.5	1392.0	6936	2800
23	C23C2.0	1.17	2062	2442	664	1097	190 200	35	215	1163.5	10607	2800

* the ratio of mould weight to ingot weight

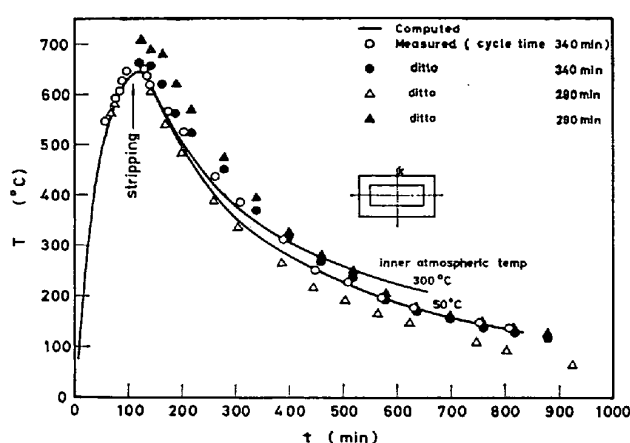
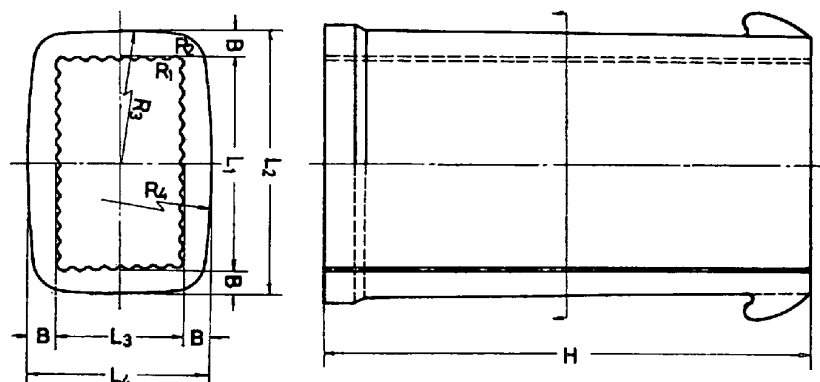


Fig. 6. Variations with time after casting of temperature on the wide-face of C22FR 1.4 mould.

300°Cとして計算した値を実測値と比較して示した図である。測温は、接触型温度計を用い、鑄込から次回鑄込までの時間間隔 (cycle time) の異なる 2 つの場合につき、それぞれ 2 回行ない、その結果を示す。型抜時の計算値は実測値より低くなるが、この原因は計算の初期条件に由来すると考えられる。すなわち、計算値は鑄型内初期温度を 50°C と設定しているのに対し、実測値の場合、図から明らかなようにそれぞれの鑄込-鑄込間隔に対応してかなり高い初期温度をもつためである。

Fig. 6 から、少なくとも鑄込後 500 min までの間では各時刻における 2 例の計算値は 4 例の実測値のバラツキの範囲に含まれ、しかも 2 例の計算値の温度差は実測値のバラツキの温度差に比較して小さいことが明らかである。Fig. 6 の結果から、型抜後の鑄型内雰囲気温度とし

て 50 および 300°C の中間値をとれば、計算値は最もよく実測値と対応すると考え、以下の計算では 150°C と仮定して行なつた。

3.2 熱応力計算結果

22 t 鋼塊用鑄型 (C22FR 1.4) について熱応力を計算した。型抜は鑄込後 110 min である。

Fig. 7~9 は、鑄込後 10, 90, および 120 min (型抜後 10 min) における要素内の熱応力 (σ_{th}) ならびに節点上の熱応力パラメーター (λ) の分布状態を示す。長短両辺の中央部の σ_{th} は、一軸性の内面圧縮、外面引張応力であるが、コーナー部では二軸性のものである。 σ_{th} についてみれば、鑄込後 10 min で高い応力状態になり 90 min では緩和して低くなる。一方、 λ について見れば、鑄込後 10 min におけるより 90 min において高い応力状態となり、鑄型内面において λ は 1 を越える。型抜後は σ_{th} , λ のいずれについても急速に緩和される。

Fig. 10~14 は、鑄型各部位における σ_{th} および λ の分布の経時変化を示す。Fig. 10 および 11 は、短辺および長辺中央の厚み方向に沿う分布で、外面での σ_{th} は鑄込後 5~10 min で最大となるが、 λ は、この時点では最大とならず、型抜時に最大となる。一方内面での σ_{th} は鑄込後 3 min で最大となり、それ以後しだいに減少するが、 λ は 5~10 min 以後に 1 を越える。一般に鑄型材の圧縮強度は引張強度より大きく、ここでの結果はいささか問題がある。

Fig. 12 は、コーナー部の厚み方向に沿う分布である。辺中央部での σ_{th} はほぼ一軸性のものであるのに比較しコーナー部では二軸性のものとなる。しかし、 λ は比較

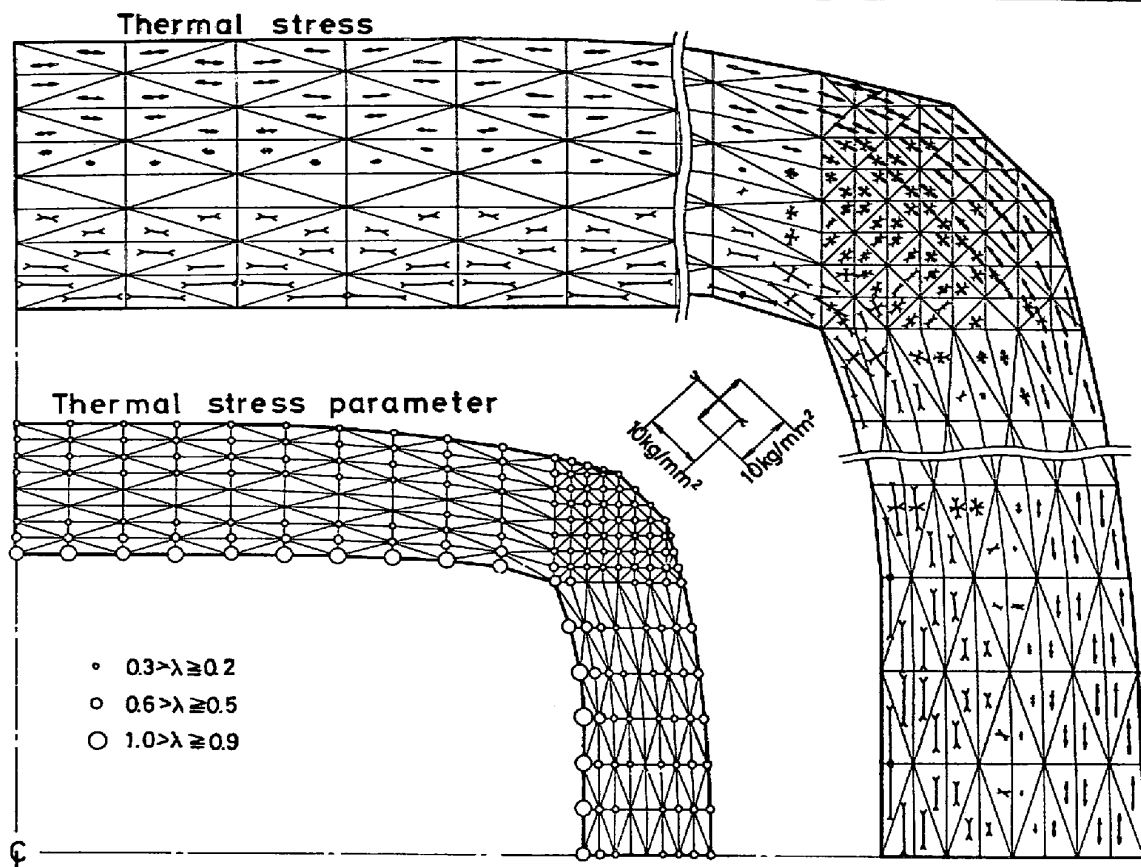


Fig. 7. Distribution of thermal stress and thermal stress parameter in C22FR 1.4 mould at 10 min after casting.

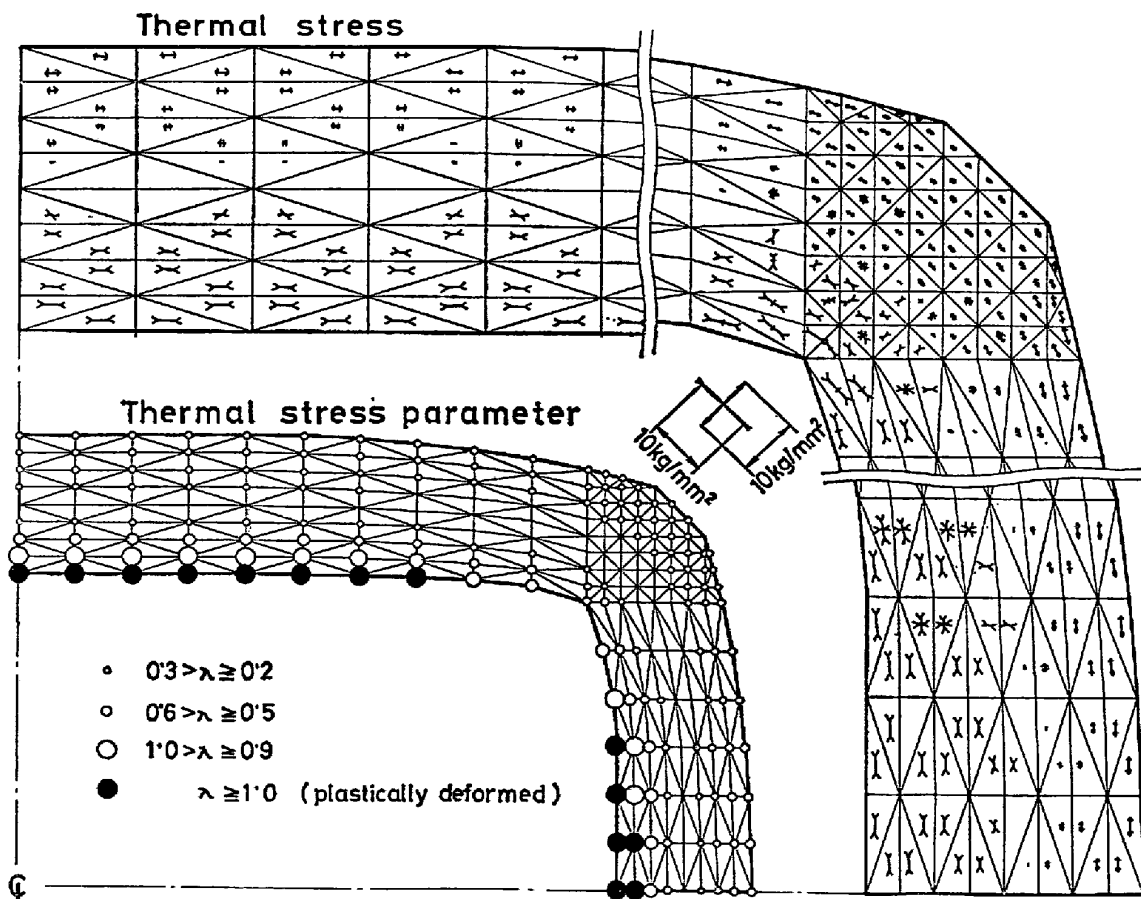


Fig. 8. Distribution of thermal stress and thermal stress parameter in C22FR 1.4 mould at 90 min after casting.

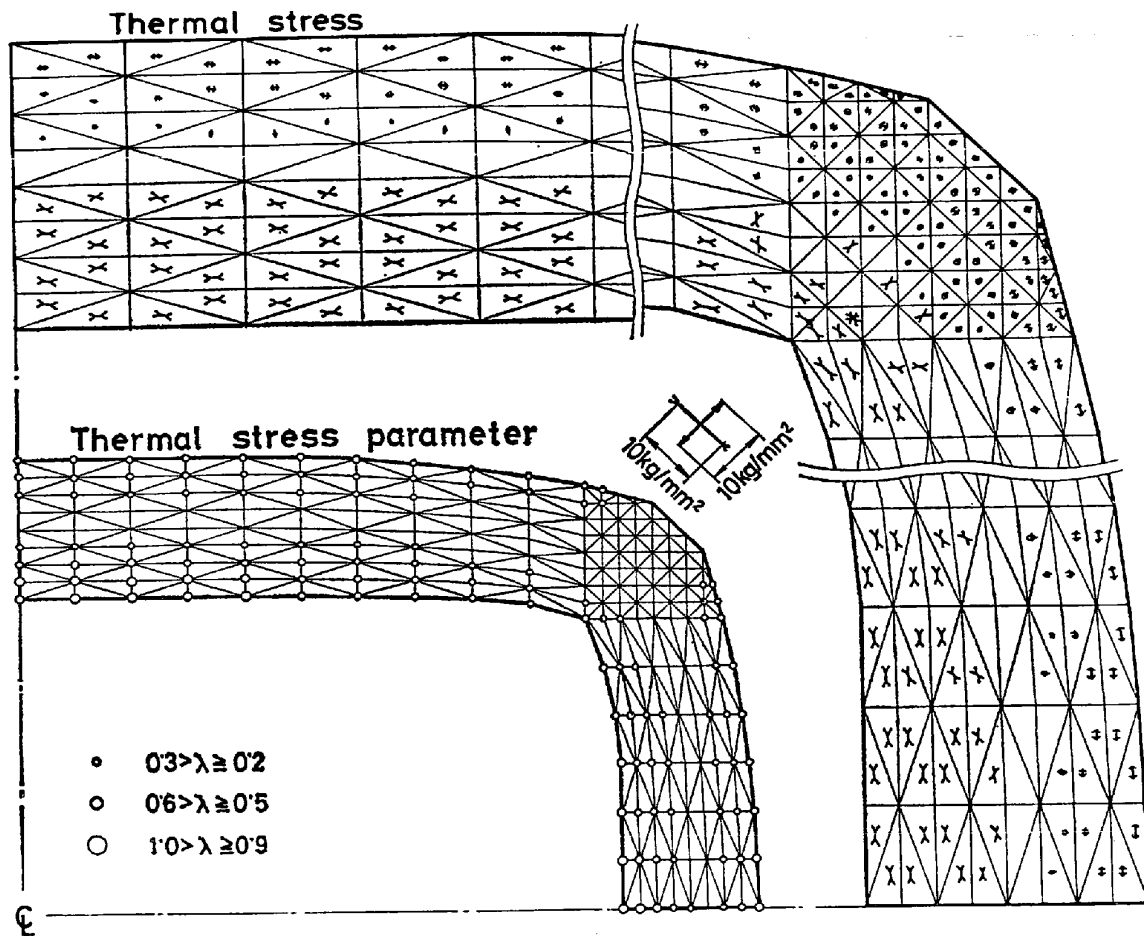


Fig. 9. Distribution of thermal stress and thermal stress parameter in C22FR 1.4 mould at 120 min after casting (10 min after stripping).

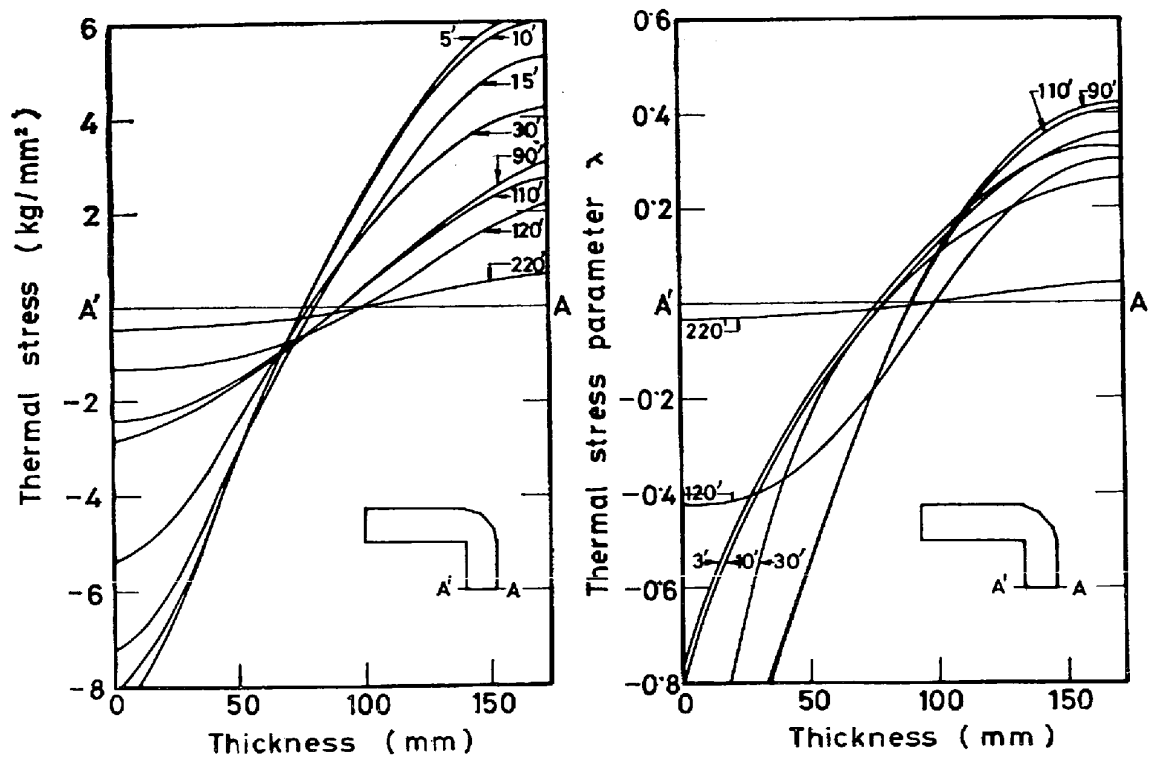


Fig. 10. Through thickness distribution of thermal stress and thermal stress parameter for the narrow-face of C22FR 1.4 mould at various time after casting.

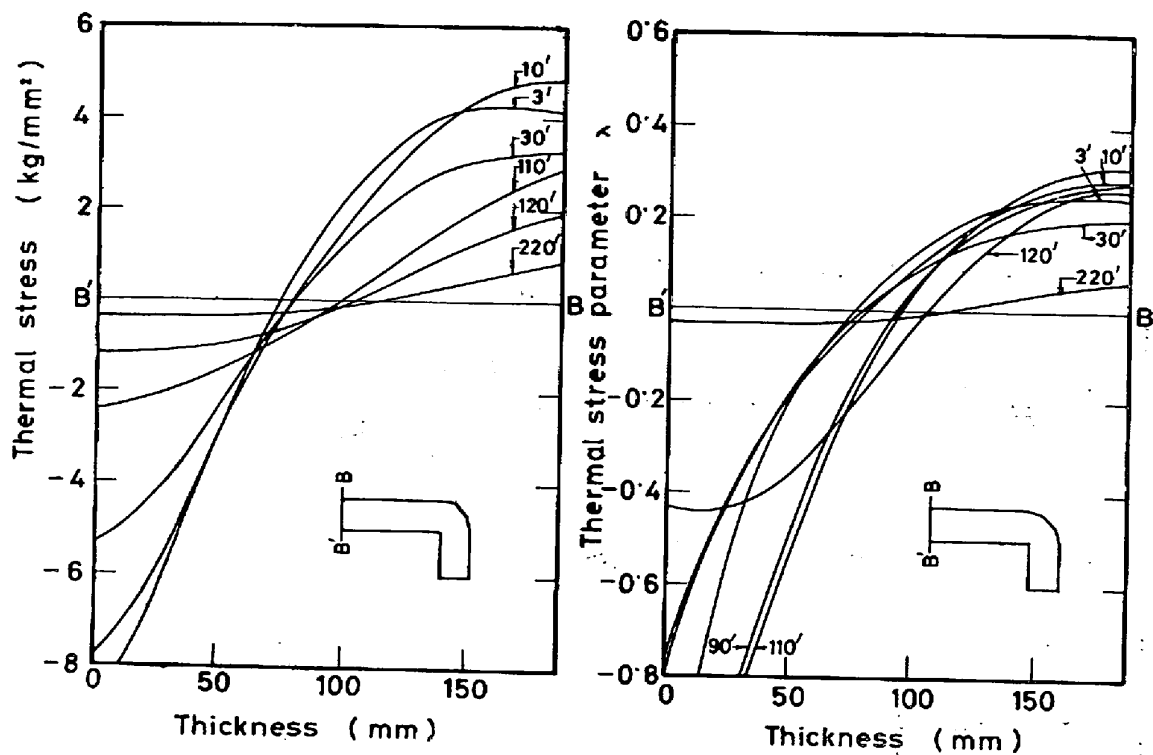


Fig. 11. Through thickness distribution of thermal stress and thermal stress parameter for the wide-face of C22FR 1.4 mould at various time after casting.

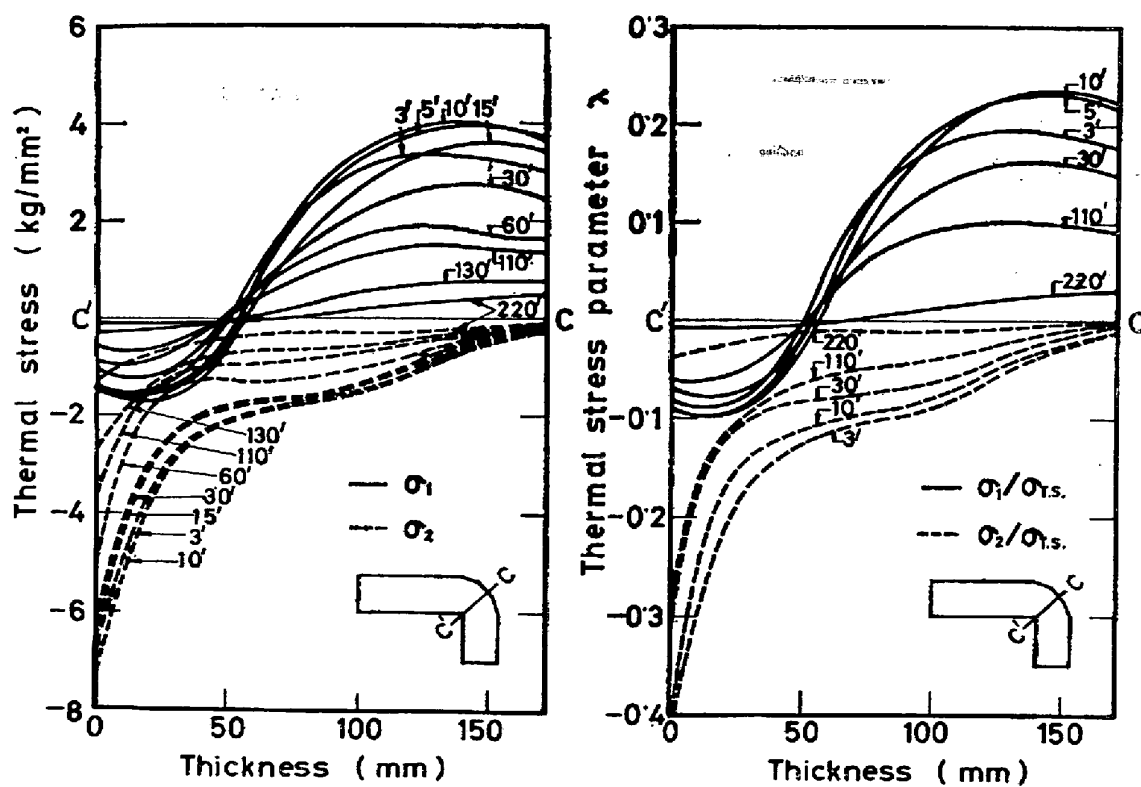


Fig. 12. Through thickness distribution of thermal stress and thermal stress parameter for the corner of C22FR 1.4 mould at various time after casting.

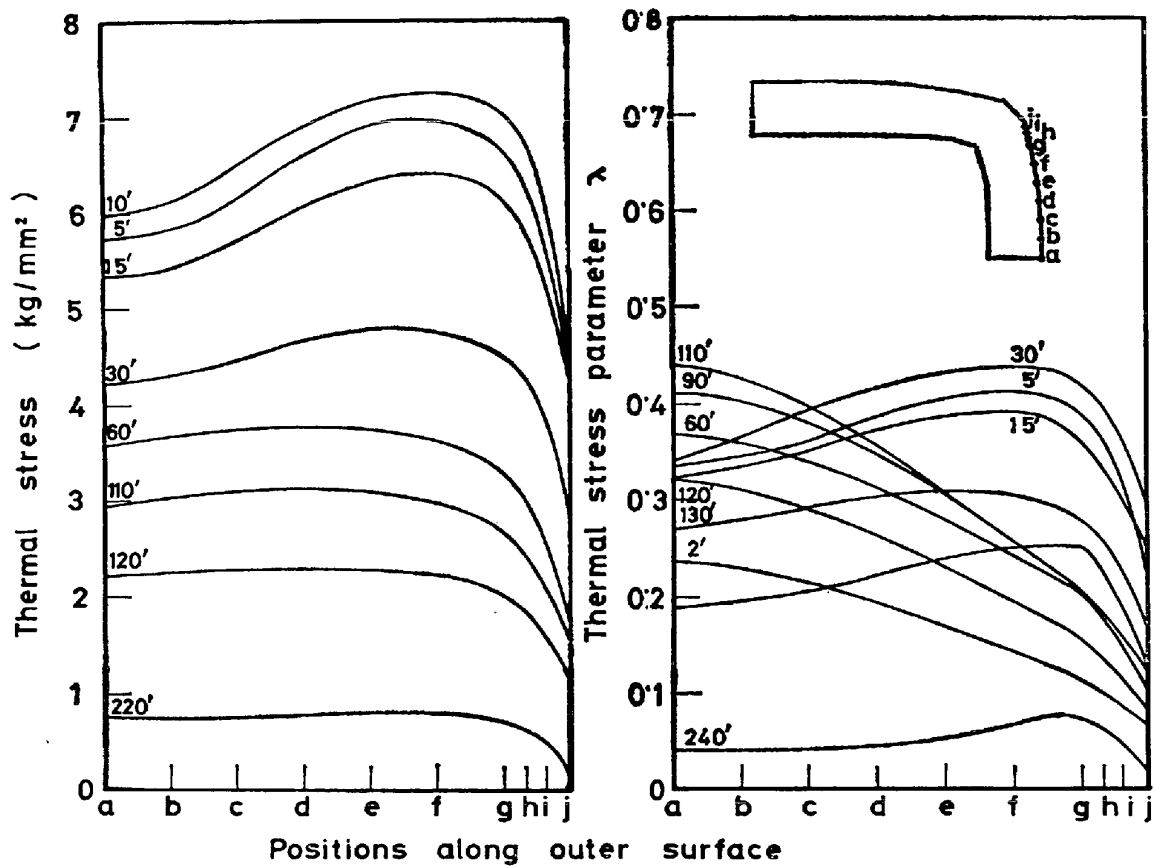


Fig. 13. Distribution of thermal stress and thermal stress parameter on the narrow-face of C22FR 1.4 mould at various time after casting.

的小さく、応力的にはあまり問題はない。

Fig. 13 および 14 は、短辺および長辺の外面に沿う分布である。両辺とも、各時刻において、外面に沿う σ_{th} は辺の中央 (a 点あるいは k 点) において小さく、コーナー部へ移動するにつれ順次増加し、コーナー近傍 (e ~ f 間あるいは s ~ u 間) において最大となる。この分布傾向は型抜時まで変わらない。各時刻における e ~ f 間 (あるいは s ~ u 間) での最大値、 $(\sigma_{th})_{max}$ の経時変化は、鑄込後 10 min で最大となり、辺中央での $(\sigma_{th})_a$ (あるいは $(\sigma_{th})_k$) の経時変化と定性的に一致する。一方 λ について見れば、 λ_{max} は、鑄込後 30 min までは e ~ f 間 (あるいは s ~ u 間) にあるが、30 ~ 60 min を境として中央へ移動し、 λ_a (あるいは λ_b) と一致する。

Fig. 15 および 16 は、短辺および長辺上の所定位置における温度 T 、 σ_{th} および λ の経時変化を示す。 $(\sigma_{th})_a$ (あるいは $(\sigma_{th})_k$) は鑄込後 5 ~ 10 min で最大となり、その後型抜までしだいに減少する。しかるに λ_a (あるいは λ_k) は応力最大るとき極大とはなるが最大とはならない。たとえば λ_a は、鑄込後 30 ~ 40 min でいつたん

減少し、その後ふたたび増加して、型抜時に最大となる。同図には、 λ_{max} の経時変化も示した。 λ_{max} は λ_a (あるいは λ_k) と比較し、鑄込直後に現われる極大値がさらに一層顕著となる。

3.3 計算結果の考察

鑄型の割れや寿命は、使用サイクル中の熱応力以外に自己荷重による物体力あるいは型抜などの工程中のハンドリングにおいて発生する衝撃力などに影響される。このうち熱応力の影響を見るため、熱応力の抗張力に対する比、すなわち熱応力パラメーター λ を求めた。3次元構造物での降伏条件は、ここで行なつたように最大の主応力と一軸性の抗張力との比較から推定することは正しくない。しかし着目する位置での熱応力が一軸性に近いものならば、降伏応力と比較することにより降伏条件を評価することができる。この場合降伏応力を抗張力に置き換えることは、鑄型の降伏条件を降伏比に対応する比率で過少評価することになる。したがって、ここで求めた λ は 1 以下の数値をもつて降伏条件をみなさねばならない。Fig. 2 から明らかなように、鑄型材の降伏比は定め難いが 0.5 以上と考えておいて問題がないように思われ

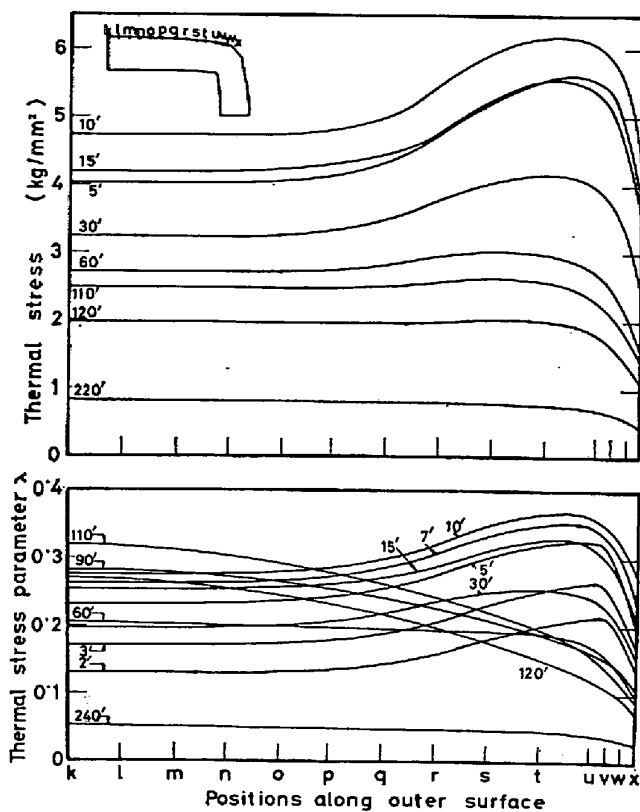


Fig. 14. Distribution of thermal stress and thermal stress parameter on the wide-face of C22FR 1.4 mould at various time after casting.

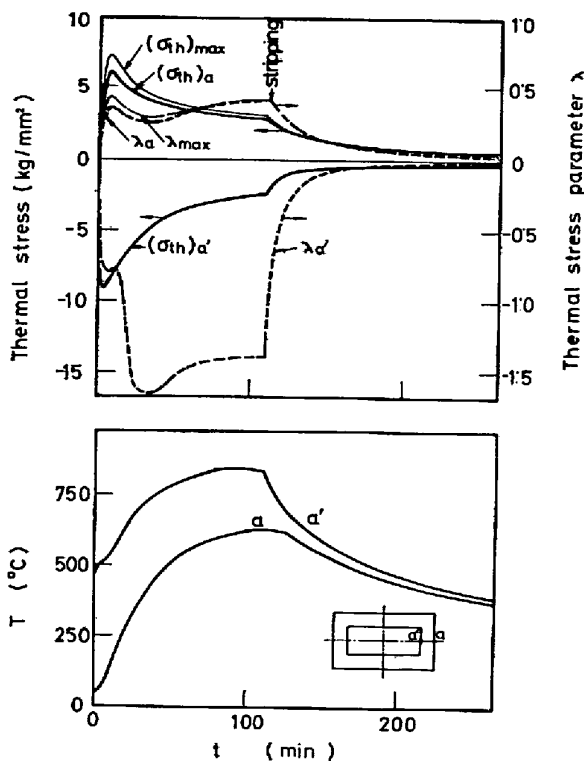


Fig. 15. Variations of thermal stress, thermal stress parameter and temperature with time after casting on the narrow-face of C22FR 1.4 mould.

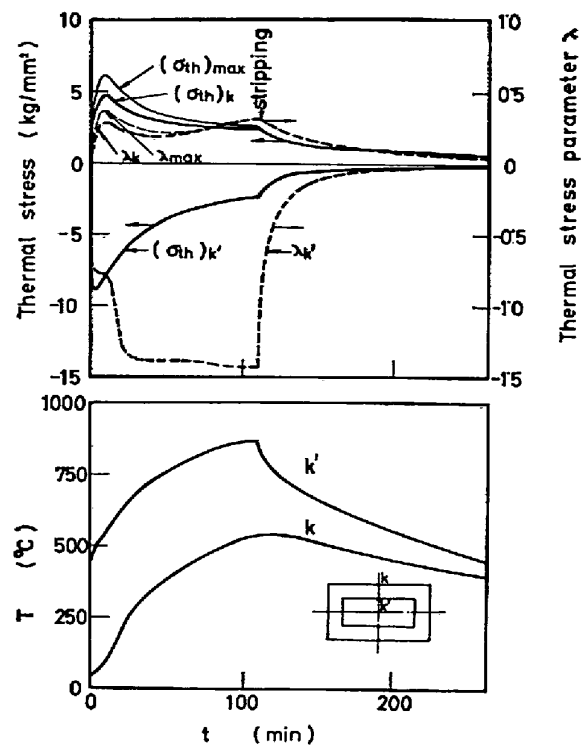


Fig. 16. Variations of thermal stress, thermal stress parameter and temperature with time after casting on the wide-face of C22FR 1.4 mould.

る。

Fig. 13 および 14 に示したように鑄型外面において λ は、0.5 を越えることはない。すなわち 1 回の使用サイクル中に鑄型外面は降伏しない。鑄型内面においては Fig. 9, 15 および 16 から明らかなように λ は 1 を越え、明らかに塑性条件を満たしている。ここで λ の算出に用いた $\sigma_{T.S.}$ は引張強さであるが、一般に鑄型材の圧縮強さは室温において、引張強さの 3~4 倍大きい。高温においてもこの関係が保たれるとすれば、図に示されたほどの塑性変形は生じない。

有限要素法では、要素内ひずみを一定と仮定するため内面近傍での分割要素が大きい場合、平均化された値が計算され内面における圧縮応力は小さく算出される。この点に留意して詳細な検討をすれば、内面での塑性変形を評価することが可能である。

鑄型の内外面を問わず特定位置において降伏条件に達した場合であつても、ただちに弾性破損は生じない。Fig. 10~12 から明らかなように、降伏条件に達する位置は、内表面近傍に限られ、厚みに沿う大部分では弾性限以下の応力状態にあるため構造全体としては弾性的挙動を示す。

割れあるいは寿命に対する熱応力の影響は、1 回の使

用サイクル中での降伏によるものでなく、使用サイクルを重ねる間に生ずる疲労によるものと考えられる。疲労現象として取扱ううえでも、1サイクル中の応力解析が重要である。その際割れあるいは寿命に関して注目すべきものは、主として、鑄型外面での引張力であると考えられる。1サイクル中の外面での引張力の変化は Fig. 15 および 16 に示したが、 λ についてみると2つのピークから成立っている。すなわち、鑄込直後の比較的シャープなピークと鑄込後期のブロードなピークである。第1のピークは Fig. 13, 14 に示すようにコーナー近傍においてさらに顕著になり、鑄型内の不均一温度分布から生ずる熱ひずみに由来することがわかる。これに対して、第2のピークはコーナー部よりも辺の中央で顕著である。辺の中央では、均一応力分布である反面、温度上昇は大きく、昇温による素材強度の低下が著しい。

一般に、セラミックのような脆性材料において急激な温度変化により割れや破砕が生じるほどの現象は熱衝撃と呼ばれ、大きな非線形温度勾配あるいは熱膨脹あるいは熱収縮に対する拘束によつて生ずる。 λ の第1のピークは、現象的に熱衝撃に相当するものと考えられる。鑄込直後の非定常熱伝導状態によつて非線形温度勾配が発生する。辺中央と比較しコーナー部は、形状ならびに外部からの冷却効果が複雑であるため、温度勾配の非線形性は助長される。したがつて、 λ の第1ピークは鑄型形状の影響を直接受けるため、応力集中の発生に留意する必要がある。特に補強バンド、ラジエーターおよび耳などの付帯物の取り付けにあたり、熱衝撃による応力集中から割れが生ずることを考慮せねばならない。

λ の第2のピークは、熱応力がしだいに減少する凝固後期に発生する。Fig. 15, 16 に示したように鑄込直後長時間を経て初めて外面温度が上昇し、素材強度が低下するためである。このような状態では高温疲労あるいは熱疲労現象として考慮する必要がある。さらに、素材温度が絶対温度表示でその融点の1/2を越え、かつ負荷時間が比較的長い場合クリープの寄与も考慮されねばならない。

いずれにしても鑄型はここに示した λ の経時変化を1サイクルとし、使用回数に対応した低サイクル疲労を繰り返す。第1ピークにおける低温疲労、第2ピークにおける高温疲労のそれぞれが、互いに独立にあるいは相互に作用しながら疲労寿命に影響すると考えられる。疲労寿命と全塑性ひずみ振幅の間には一般に MANSON-COFFIN の関係式⁸⁾⁹⁾があり、広く疲労の解析に供せられている。熱疲労も特定の合金についてはこの関係により整理することができる¹⁰⁾。しかし、鑄型の1サイクル中

の λ の変化に見られるように、この場合の疲労は温度、応力（あるいはひずみ）および時間が複雑に関与し、これらの複合効果による疲労現象と見ることができる。したがつて、これらの複合効果によつて決まる疲労寿命を予測することはきわめてむずかしく、今後の研究に待たれるところである。

MANSON-COFFIN の式によれば、疲労寿命はひずみ振幅（あるいは応力振幅）に依存し、ひずみ振幅の低下は直接寿命を延長する。また、鑄鉄の熱疲労において、上限温度の低下は、疲労寿命を増加することが知られている¹¹⁾。したがつて、常温疲労および熱疲労のいずれによるにせよ、 λ の低減はただちに寿命増加をきたすと考えられる。

4. モデル鑄型についての計算結果と最適形状について

4.1 最適形状を検討するためのモデル鑄型

3章において、実体鑄型につき σ_{th} と λ を求め、鑄型の割れおよび寿命に対する熱応力の影響に関して2, 3の知見を得た。この知見に基づき、熱応力的に有利な形状を検討するため、23 t 鋼塊用偏平鑄型 C23C2・0 のモデル鑄型につき、 σ_{th} および λ を求めた。なお C23C2・0 実体鑄型の寸法は Table 1 に示す。

鋼塊形状を固定したC断面において、鑄型形状を検討するため2つの形状因子、鑄型/鋼塊断面積比（ $=\xi$ ）および長辺/短辺肉厚比（ $=\eta$ ）を導入する。既存の造塊設備の許す範囲で、かつ経験的に妥当な範囲において、こ

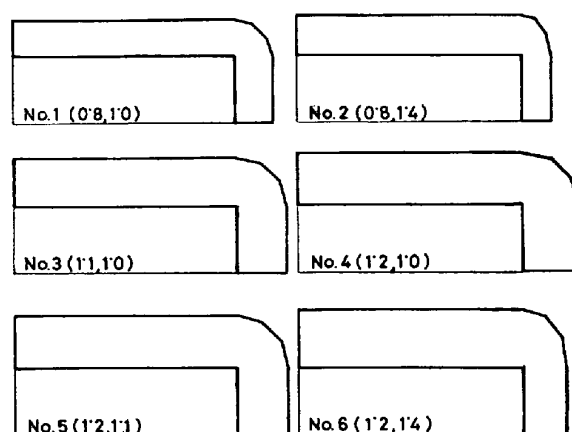


Fig. 17. Cross sectional dimension of moulds for a 23 t ingot. The first and second number in parentheses indicate, respectively, the ratio of cross section of the mould to that of the ingot and the ratio of the wide-face to that for the narrow-face of the mould.

これらの2つの形状因子 (ξ, η) を変えた6ケースの鑄型を設定した。それらの形状を2つの形状因子とともに、Fig. 17 に示す。各辺とも丸みを設けず、厚みを一定にし、コーナー部は各辺の厚みを8等分割した網目点上をFig. 1 に示したように3本の直線で結んだ形状とした。この場合、コーナー近傍における詳細な検討はせず、主として辺中央における熱応力について考察する。

4.2 熱応力計算結果

Fig. 18 および 19 は、モデル鑄型 No. 2 についての計算結果で、短辺および長边上の所定位置における温度 σ_{th} および λ の経時変化を示す。型抜時刻は鑄込後 300 min とした。

経時変化の定性的傾向は、C22 FR1.4 についてのそれと一致する。 λ は、C22 FR1.4 では型抜時に最大となつたが、No. 2 弾型では型抜以前に最大となり、それ以後型抜までゆるやかに減少する。これは型抜時刻が鑄込後 300 min と長いためである。

モデル鑄型についても、鑄型外面の σ_{th} は辺中央よりコーナー近傍において大きくなる。したがって、鑄込初期ではコーナー近傍の λ は辺中央の λ より大きくなる。すなわち、 λ の経時変化について見ると、 λ_{max} の第1

ピークは λ_a (あるいは λ_k) のそれより増加する。しかし、モデル鑄型の場合、コーナー部形状は吟味せず、また σ_{th} は主応力でなく σ_x (あるいは σ_y) を用いたため、Fig. 13 および 14 に示したほどその傾向は顕著でない。

Table 2 は6ケースのモデル鑄型につき得られた λ_a および λ_k の2つのピーク値を示す。同時に λ_{max} についての2つのピーク値も括弧内に示す。

4.3 計算結果の考察

Fig. 20 に a および k 点における λ の2つのピーク値を各ケースの辺の厚みに対して示した。特定の厚みについてのおおの2つのピーク値が対応する。

図から明らかなように、2つのピーク値はかならずしも辺の厚みに一様に依存するものでなく、構造物としての両辺のバランスを考慮して評価されるべきものである。

短辺では、極端に厚みの小さい No. 2 を除き、他のケースに対しては、第1ピークは、第2ピークより大きい。一方長辺では、すべてのケースに対し、第2ピークは第1ピークより大きくなる。すなわち短辺については鑄込直後の熱衝撃が大きいのにに対し、長辺については鑄

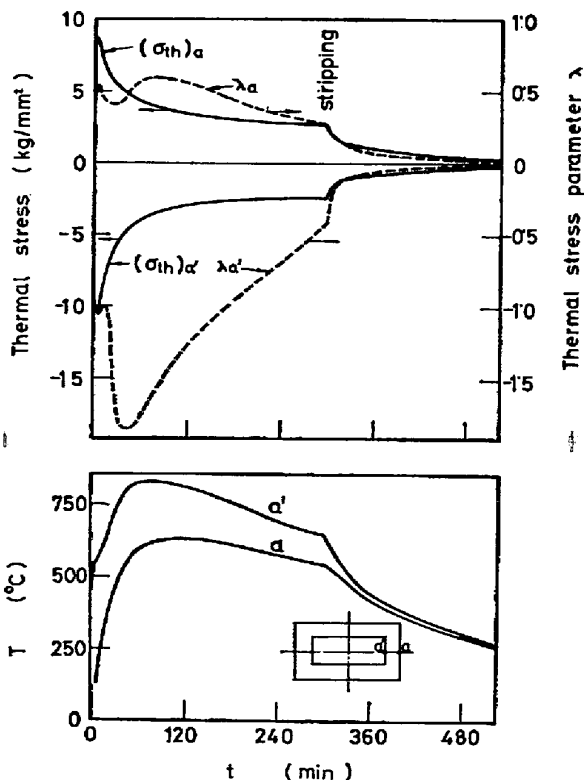


Fig. 18. Variations of thermal stress, thermal stress parameter and temperature with time after casting on the narrow-face of No. 2 mould.

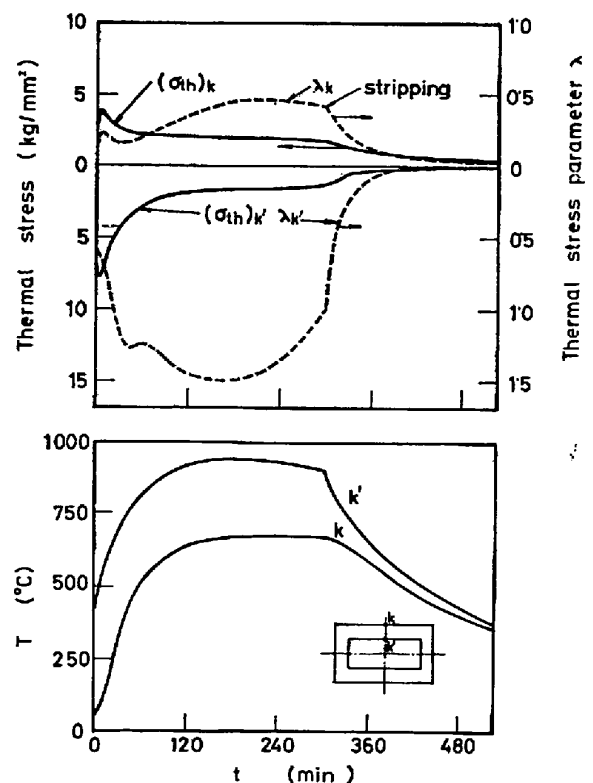


Fig. 19. Variations of thermal stress, thermal stress parameter and temperature with time after casting on the wide-face of No. 2 mould.

Table 2. Values of the 1st and 2nd peaks of thermal stress parameter at the center of mould surface. Figures in parentheses are the maximum values of the two peaks on mould surface.

ξ	η	1.0		1.1		1.4	
		Wide-face	Narrow-face	Wide-face	Narrow-face	Wide-face	Narrow-face
0.8	1 st peak	0.340 (0.355)	0.340 (0.355)	—	—	0.230 (0.235)	0.515 (0.540)
	2 nd peak	0.640 (0.646)	0.285 (0.285)	—	—	0.465 (0.470)	0.600 (0.600)
1.1	1 st peak	0.350 (0.380)	0.382 (0.410)	—	—	—	—
	2 nd peak	0.480 (0.493)	0.232 (0.240)	—	—	—	—
1.2	1 st peak	0.350 (0.380)	0.350 (0.405)	0.340 (0.355)	0.455 (0.492)	0.214 (0.230)	0.560 (0.617)
	2 nd peak	0.455 (0.462)	0.220 (0.250)	0.420 (0.424)	0.280 (0.280)	0.320 (0.320)	0.470 (0.485)

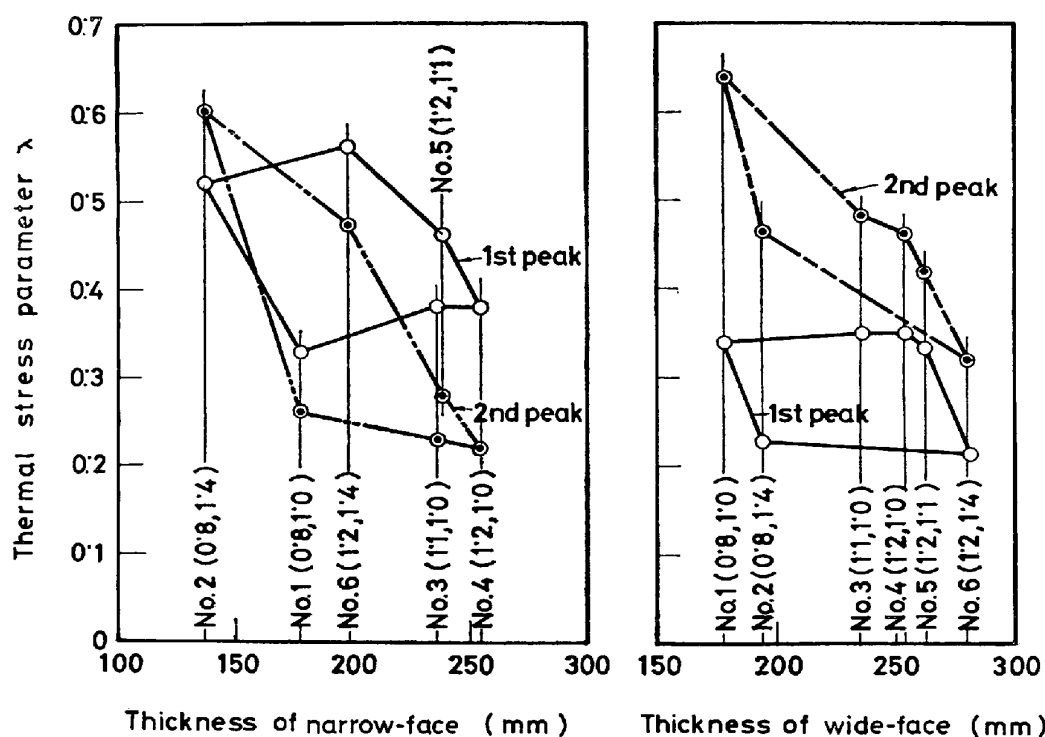


Fig. 20. Values of the 1st and 2nd peaks of the thermal stress parameter vs. time curves as a function of the wall thickness of the moulds shown in Fig. 17.

込後期の昇温による強度低下が著しくなる。

形状因子 ξ および η に対する2つのピーク値の依存性について見ると、同一 η の鑄型では、 ξ が増加すると概して第1ピークは増加する反面第2ピークは減少する。すなわち形状を変えずに単に厚みを増加すると、鑄型外面の強度低下を少なくする反面、鑄型の変形能を抑制することにより、かえって大きな熱衝撃を誘起する。ゆえ

に熱衝撃に関しては、特定の鋼塊鑄型の厚みをいたずらに増すことは好ましくない。また、同一 ξ の鑄型では、 η が増加すると第1ピークおよび第2ピークともに短辺では増加し、長辺では減少する。これは、短辺の厚みを減じて長辺の厚みを増加するため、当然の結果と考えられる。したがって、熱衝撃および強度低下の両面で、長短両辺のバランスを失うことは好ましくない。

4.4 熱応力からみた鑄型の最適形状について

鑄型の使用サイクルは、熱応力から見て、疲労サイクルに相当する。その1サイクル中の負荷は、初期の比較的低温における熱衝撃と後期の高温における熱疲労とに分離される。前者に対しては λ の第1ピークが、また後者に対しては第2ピークが対応する。 λ の第1ピークは鑄型外面での降伏条件に関連するとともに、低温疲労における応力振幅に対応している。一方、第2ピークは熱疲労を考慮するうえでの応力振幅および上限温度に関連するものである。前節において検討したように長短各辺における λ の第1ピークおよび第2ピークは鑄型形状を変更すると相反する変化の傾向を示す。鑄型サイクルを通じての疲労を考えるうえで、これら2つのピークをいずれか一方に限って小さく抑制することは正しくなく、両者のバランスを計つてはじめて疲労寿命の延長が期待される。また鑄型においても構造全体にわたる応力の平均化が重要であり、局所的な応力集中をきたすことは、その部位の早期破損を招いて好ましくない。鑄型の最適形状を求める方法は、鑄型全体を通じて λ の位置的平均化を計り、かつ1サイクルを通じての λ の時間的平均化を計ることによつてなされる。したがつて、合理的な範囲の種々の形状因子 (ξ, η) に対して λ を求め、1組の (ξ, η) によつて決まる鑄型に対し、その最大の λ が最も小さくなる (ξ, η) の組合せを決める必要がある。

そのための便法として、得られた6ケースについての知見から最適形状を推定するため、次のような試みを行

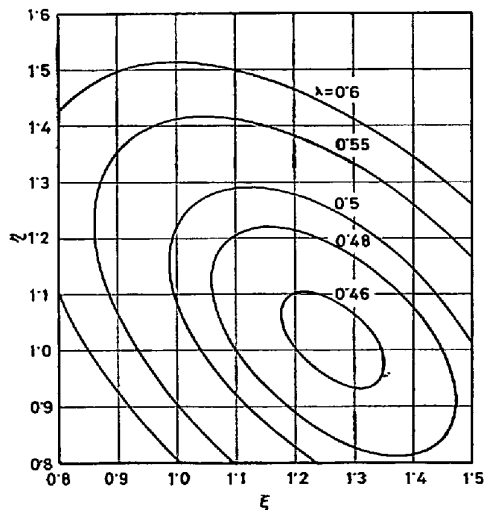


Fig. 21. Contour of the maximum value of thermal stress parameter for the center of mould surface on ξ - η coordinates. [ξ : the ratio of cross section of mould to that of ingot, η : the ratio of the wide-face thickness to the narrow-face thickness of mould.]

なつた。1組の形状因子 (ξ, η) で決まる鑄型の λ の最大値 $\lambda_{\max}$ は、それぞれの形状因子に対してなめらかな連続関数と仮定するならば、 $\lambda_{\max}$ は (ξ, η) で張られる平面上の曲面として表示される。さらに考えている ξ および η の領域が狭いことにより、これを双曲的放物面と仮定する。すなわち(17)式により表わす。

$$\lambda_{\max} = a\xi^2 + b\xi\eta + c\eta^2 + d\xi + e\eta + f \quad \dots\dots\dots (17)$$

ここで、 a, b, c, d, e, f : 数係数

(17)式における数係数を決めるため Table 2 の結果を代入して一次方程式を解くならば、得られる曲面は Fig. 21 のようになる。図は $\lambda_{\max}$ の等高線で表わし、各曲線に付記した数値は $\lambda_{\max}$ の値を示している。図から最適形状に相当する (ξ, η) を求めると、 $\xi = 1.26$, $\eta = 1.02$ となる。この結果は辺中央における λ から求めたものである。

先に示したように、 λ の最大値は辺中央からコーナ部よりに偏つた位置で生ずる場合があり、この点を考慮した補正值が Table 2 の括弧内の値であつた。そこでこの補正值を(17)式に代入し数係数を求めると、いま1つの曲面が得られ Fig. 22 のようになる。この場合最適形状に相当する (ξ, η) は得られない。

ここで行なつた便法は推定方法にすぎないが、定性的傾向を調べるうえでは正しいと思われる。Fig. 21 および 22 を比較すると、合理的に考える (ξ, η) の領域内で、両者とも定性的傾向はよく一致している。実際に鑄型を設計するうえで、 ξ および η はまったく任意にとり得るものではなく、経費、既存設備および経験などを通じた制約がある。そうした制約の範囲内で熱応力的に優れた形状を推定することが本報での課題である。その

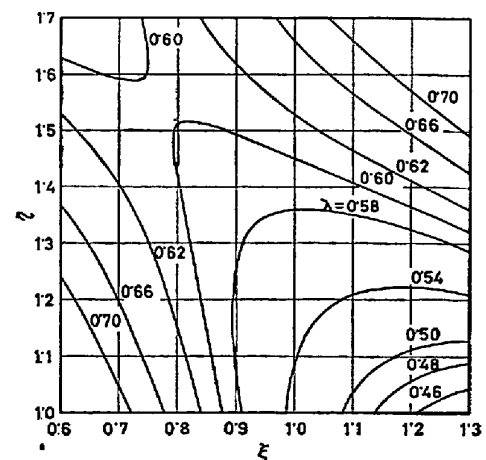


Fig. 22. Contour of the maximum value of thermal stress parameter for mould surface on ξ - η coordinates. ξ and η are the same as shown in Fig. 21.

点を考慮すれば、Fig. 20 あるいは 21 において最適形状を推定することは可能である。

5. 結 言

下広偏平鋼塊用鑄型につき、横断面の 2 次元弾性熱応力解析を行ない以下の点がわかった。

1) 鑄型の割れあるいは寿命に対する熱応力の影響を評価するためには、発生する熱応力とその位置における素材強度を比較せねばならない。そのため、鑄型各部位での熱応力 σ_{th} の抗張力 $\sigma_{T.S.}$ (あるいは降伏応力 $\sigma_{Y.S.}$) に対する比、すなわち熱応力パラメータ λ の分布状態を求めることが有効である。

2) 鑄型の使用サイクルは熱応力的に見て疲労サイクルに相当する。その 1 サイクル中の負荷は、 λ の経時変化にあらわれる 2 つのピークに分離される。鑄込直後の第 1 ピークは熱衝撃によるもので、低温疲労を通じて割れおよび寿命に影響する。鑄込後期の第 2 のピークは昇温のための強度低下によるもので、熱疲労を通じて割れおよび寿命に影響する。

3) 熱衝撃は辺中央部よりコーナー近傍において大きく、形状を反映した応力集中が問題である。特に補強バンド、ラジエーターおよび耳などの付帯物の取付けにあたり、熱衝撃による応力集中から割れが生じることを考慮せねばならない。

4) 横断面で鋼塊形状を固定し、2 つの形状因子、 ξ (鑄型/鋼塊断面積比) および η (長辺/短辺肉厚比) により、熱応力的にみて最適な鑄型形状を検討した。その結果、両辺の厚み比を一定にして全体的に厚みを増加すると熱疲労に関しては有利になるが熱衝撃は大きくなる。鑄型/鋼塊断面積比を一定にし、両辺の厚み比を変化すると熱衝撃および熱疲労双方に関して、長短両辺のパラメータが変化する。

5) 4) の点を総合的に検討すると、熱応力的に最も有利な鑄型形状が、特定の (ξ, η) において実現する。

なお、本報の応力計算は鑄型の中央横断面について試みたものであるが、鑄型の高さを含めた最適形状を考察するためには、鑄型縦断面内における応力分布の知見を要する。しかし、縦断面内では拘束条件を 2 次元的に設定できず、計算を 3 次元へ拡張しなければならない。現状では計算機の容量からして実用性に乏しく、今後の検討にまたれるところである。

最後に、本研究の遂行に当たり御指導を載いた技術研究所物理研究室前室長鶴岡一夫、当時の千葉製鉄所製鋼部第二製鋼課長岡崎有登の両氏に深く感謝致します。さらに本研究において有益なる助言と討論を載いた技術研究所製鋼研究室中西恭二博士および前物理研究室所属坂元祥郎、三宅苞の両氏に感謝致します。

文 献

- 1) “鑄型設計手順” 日本鉄鋼協会共同研究会 製鋼部会、鑄型分科会、昭和 42 年 8 月
- 2) 平谷：鉄と鋼、55(1969)9, p. 789
- 3) R. J. SARJANT and M. R. SLACK: JISI, 177 (1954), p. 428
- 4) たとえば、O. C. ZIENKIEWICZ and Y. K. CHEUNG: The Finite Element Method in Structural and Continuum Mechanics, McGraw Hill (1967)
- 5) 仲村ら：未発表
- 6) 小平ら：鑄物、42(1970)11, p. 927
- 7) A. GOLDSMITH, T. E. WATERMAN, and H. J. HIRSCHHORN, “Handbook of Thermophysical Properties of Solid Materials” vol. 2 MacMillan Co(1961)
- 8) S. S. MANSON: NACA TN 2933 (1954)
- 9) L. F. COFFIN: Trans. ASME, 76(1954), p. 931
- 10) A. F. CARDEN: Trans. ASME, 87, Series D (1965), p. 237
- 11) 海江田、松田：鑄物、46(1974), p. 501