注入時における下注用各煉瓦の破壊原因について

造塊用粘土質耐火物に関する研究 (第1報)

佐々木茂式

(日本鋼管株式会社技術研究所)

On the Cause of Fracture of Various Bricks for Bottom

Casting Pit in Teeming of Molten Steel.

Some Studies on the Fire Clay Refractories for Casting Pit, I.

By Shigeichi SASAKI

(Japan Steel & Tube Corp., Technical Research Institute, Tokyo)

Abstract

Studies on the main cause of fracture of various bricks for bottom casting pit and the physical-mechanical load taking place at the time of teeming of molten steel have been carried out.

The distribution of internal stress in hollow circular cylinder bodies of various bricks due to the pressure of molten steel was calculated. Comparing the internal stress with the mechanical strength it was confirmed that the pressure of molten steel is not the immediate cause of the fracture of bricks. And, on the basis of above results, the economic lower limit of wall thickness of the bricks for standing the pressure of molten steel has been worked out.

Then, an analysis of temperature gradient and thermal stress developing in a brick due to the rapid heating by molten steel at the time of teeming was carried out, and it was made clear that the immediate cause of fracture is the thermal stress.

It was found by dimensional analysis that the factor f in the thermal stress equation is the number of dimensionless products, and that its factor is expressed by

$$f = c(r/K^{1/2} \cdot \rho^{-1/2} \cdot C_p^{-1/2}) \text{ or } f = c'(rh/K)^{a'}.$$

The effect of pyroplastic property, which fire clay bricks show at higher temperatures, on the distribution of thermal stress was estimated. And the author was able to elucidate the importance of the pyroplastic property for taking the preventive measure of the fracture of fire clay bricks.

緒言

周知のように熔鋼の造塊作業は、取鍋や造塊ピット用の諸耐火物の物理化学的性質と設計によって制約をうけ易いし、鋼塊の品質は順調に造塊作業を行いうるかどうかに左右される場合が多い。したがって、造塊用耐火物の一般性質としては、機械的、熱的、あるいはまた化学的な負荷に充分に耐えうるものであることが要求される、と同時にその設計は、使用条件に良く適合していなければならない。従来から、これらに関した有益な報告を見受けるところであるが、各煉瓦がうける物理化学的な負荷について特に系統的に研究している報告の発表は比較的少なく、熔鋼流からうける熱衝撃および圧の程度とこれらに耐えうるための煉瓦材質、造塊作業からみた煉瓦の最適な材質や設計、熔鋼による煉瓦の侵蝕機構、鋼の欠陥の一種である砂の根因、などの諸問題に関してはなお究明する必要がある余地を残している。

著者は上述のような見地から単に煉瓦の材質といっ

た面のみに限定することなく、特に各煉瓦が造塊時にうける物理的な負荷、煉瓦の材質と設計が熔鋼の流動状態や鋼塊品質に及ぼす影響、並びに熔鋼による煉瓦の熔蝕の問題、などについてできる限り組織的に討究した。

本報では、それらのうちの熔鋼流からうける圧の程度と、それに耐えるための煉瓦の材質及び形状寸法の問題、高温の熔鋼流による急熱で煉瓦内に生ずる温度勾配と熱応力、並びにこれらと煉瓦の割れの関連について検討した結果を主として報告したい。

I. 熔鋼圧とこれにより煉瓦に生ずる内部応力

下注造塊法では取鍋、スリーブ、ヘッド、ノズル、ラッパ、注入管、センター、定盤の各煉瓦は、図-1のように配置される。これらの各煉瓦は、造塊の注入時に熔鋼による静圧および動圧をうけるが、このために煉瓦に内部応力を発生する。この応力が、使用中に発生する煉瓦の割れ、あるいは亀裂の原因であるかどう

Fig. 1. Schematic arrangement of casting pit refractories, showing each notation of pressure (P), velocity (u), head (Z) of molten steel and diameter (d) at various levels; Case of bottom casting.

かについて次のように検討した。また、同時に熔鋼圧に耐える煉瓦の機械的強度の下限、厚さの経済的な安全限界について考察した。

A) 注入中の熔鋼流圧 熔鋼の流圧について知るのには、実測によるのが最良である。しかし、熔鋼は高温であり、しかも流速や密度も大きいという点から、現場における実測はもちろんのこと、注入時の条件を実験室的に再現して決定することは困難である。著者は、実際の鋳型内の湯上り速度について実測し、この実測結果から下注造塊の熔鋼流の場合にも一般流動流体の場合に与えられている連続式の成立することを確かめることができたので、次のように計算により熔鋼流圧を求めた。

熔鋼流圧を求めるのには流速について知る必要があるが、ノズルから流出して鋳型に流入するまでの湯道内の流速は、ノズル流出口の径を一定不変とし、ノズル流入入口がラッパ状である点から熔鋼の流出係数を1に近い数値であると仮定すると、次のように表わすことができる。

$$u_1 = \sqrt{2gh}, u_2 = \frac{d_1^2}{d_2^2} \sqrt{2gh}, u_3 = \frac{d_1^2}{md_3^2} \sqrt{2gh},$$

$$u_4 = \frac{1}{mn} \cdot \frac{d_1^2}{d_4^2} \sqrt{2gh}, u_5 = \frac{1}{mn} \cdot \frac{d_1^2}{d_5^2} \sqrt{2gh} \dots (1)$$

ここに、 u_1, u_2, u_3, u_4, u_5 は、それぞれノズルからの流出速度、注入管湯道内流速、定盤の主分岐および副分岐湯道内流速、鋳型内湯上り速度、並びに d_1, d_2, d_3, d_4, d_5 は、ノズル流出口の径、注入管湯道の径、定盤の主分岐および副分岐湯道の径、鋳型の平均内径、を表わす。 m, n は定盤湯道の主分岐数と副分岐数、 h は取鍋内の熔鋼の高さである。

流圧については、取鍋に受鋼後並びに注入の際に外部から熔鋼に特に仕事を加えないし、熔鋼流の内部エネルギーに増減もなく、また熔鋼は非圧縮性であり取鍋から鋳型に至る間の温度降下に伴う密度の変化もな

いと仮定すると、次式から求めることができる¹⁾。

$$Z_a + P_a \cdot v_a + \frac{u_a^2}{2g} = Z_b + P_b \cdot v_b + \frac{u_b^2}{2g} + F \dots (2)$$

Z : 任意水準における熔鋼頭, cm

P : " 熔鋼圧, kg/cm²

u : " 熔鋼流速, cm/s

v : 熔鋼比容積 = 7/1000, cm³/kg,

F : 内部摩擦による摩擦頭, cm

(1), (2) の両式から、取鍋内熔鋼の任意高さに対応する熔鋼流圧は求められる。取鍋内熔鋼の高さの最高を 150 cm と 300 cm (ほぼ容量 20 t と 60 t の取鍋に該当)、注入管内に熔鋼の充満した時の湯面高さを 200 cm、この湯面までノズルから流下する距離を 30 cm とおき、定盤湯道の主分岐数 6 の場合について、取鍋内熔鋼高さ範囲 50~300 cm、ノズル流出口径範囲 1.0~6.0 cm にわたり算定した流圧値は図-2 の通りである。

なお、計算流圧値には、摩擦抵抗 F/v 項が含まれていないが、普通の注入温度である 1550°C かこれ以上では粘性の影響が軽微であって、例えば径 4.0 cm の定盤湯道 140 cm だけ流動することによる摩擦抵抗値は計算上で約 0.21 kg/cm² である。

また、注入を開始する前でストッパーを切らない時期に、取鍋内の熔鋼が取鍋下底の煉瓦に及ぼす静圧は、熔鋼高さにより相異なるが 100~250 cm 熔鋼高さで 1.73~2.78 kg/cm² 程度である。

上記のように、造塊注入時に各煉瓦が熔鋼からうける静圧あるいは動圧のいずれであっても、容量 20~

Fig. 2. Pressure of molten steel flow in well of runner brick, and its variation with diameter of nozzle and height of molten steel in ladle. Case of bottom casting pit with main six branches.

80 t 位の取鍋を使用する場合に $4\sim 5\text{ kg/cm}^2$ をまず越すようなことは無いと推定できる。近年、わが国でも大型取鍋が採用されるようになったが、仮に 150 t 大容量の取鍋の場合について 熔鋼 高さの最高を 350 cm とおいて算定した流圧は 6 kg/cm^2 台である。

B) 熔鋼圧によりスリーブ、注入管、定盤の各煉瓦に生ずる内部応力 取鍋内の熔鋼や注入中の熔鋼流は、各煉瓦に静圧あるいは動圧の作用を及ぼす。このために煉瓦内部に応力が生じ、この応力は煉瓦の強度を越すような場合に煉瓦破壊の原因となる。熔鋼圧に耐えうるために必要な強度並びに形状寸法という点、さらに熔鋼圧に耐えると同時に熔鋼や鋼滓による化学的侵蝕に耐えるのに充分である厚さの安全限界、あるいは経済的な安全厚さという問題について次に記述する。

熔鋼圧による内部応力については、各煉瓦は円筒状、あるいはこれに近似の形状であると見做しうるので、次のように計算により求めた。

すなわち、図-3 Bに示す横断面の肉厚円筒に内外の圧 q_i, q_0 が一様に加わる場合に生ずる内部応力は、半径、切線、軸の3主応力 $\sigma_r, \sigma_\phi, \sigma_z$ であって、剪断応力の作用はなく、これら3主応力は次式で与えられている²⁾。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= \frac{aq_i^2 - b^2q_0}{b^2 - a^2} - \frac{(q_i - q_0)a^2 \cdot b^2}{r^2(b^2 - a^2)} \\ \sigma_\phi &= \frac{a^2q_i - b^2q_0}{b^2 - a^2} + \frac{(q_i - q_0)a^2 \cdot b^2}{r^2(b^2 - a^2)} \\ \sigma_z &= \frac{1}{2(b-a)} \cdot (aq_i - bq_0) \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (3)$$

定盤、注入管、ノズルの各煉瓦では、熔鋼流による内圧、またスリーブ、ヘッドの各煉瓦では外圧がそれぞれ加わる場合であり、したがって(3)式で $q_0=0$, $q_i=0$ とおいた次式から各場合について応力値と分布を求めることができる。

外圧 $q_0=0$ の場合

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= \frac{a^2q_i}{b^2 - a^2} \cdot \left(1 - \frac{b^2}{r^2}\right) \\ \sigma_\phi &= -\frac{a^2q_0}{b^2 - a^2} \cdot \left(1 + \frac{a^2}{r^2}\right) \\ \sigma_z &= -\frac{bq_0}{2(b-a)} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (4)$$

内圧 $q_i=0$ の場合

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= -\frac{b^2q_0}{b^2 - a^2} \cdot \left(1 - \frac{a^2}{r^2}\right) \\ \sigma_\phi &= -\frac{a^2q_0}{b^2 - a^2} \cdot \left(1 + \frac{a^2}{r^2}\right) \\ \sigma_z &= -\frac{bq_0}{2(b-a)} \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (5)$$

(4), (5) の両式から、 $|\sigma_\phi| > |\sigma_r|$, すなわち切線方向の応力絶対値は半径方向の応力絶対値に比べて常に

A. Section of runner brick showing inscribed circle.

B. Section of hollow cylinder.

Fig.3. Sections of runner brick, and circular hollow cylinder showing the action of inner and outer pressures.

大きいこと、 σ_z の絶対値は $(\sigma_\phi)_{r=a}$, $(\sigma_r)_{r=a}$ の各絶対値よりも著しく小さい値であることがわかる。例えば、 $b/a=2.5$ の円筒で $\sigma_z=q_i/3$, $b/a=2.0$ の円筒で $\sigma_z=q_i/6$ である。3主応力の中で応力値の最大は切線応力 σ_ϕ であるので、煉瓦の破壊や強さといった材質上から特に問題になるのは σ_ϕ であり、次いで σ_r である。

(i) 定盤、注入管の各煉瓦に生ずる内部応力：注入管、ノズルの各煉瓦は、直円筒状とみなして差支えないが、定盤煉瓦では丸形の湯道に対して正方形の断面外形をもつ中空長方体であり、また直長方体のほかに曲がりをもつものや湯上り口の付いているものなどがある。このような形状上の差異から応力の分布や大きさにはいくらかの相異を来たすと考えられるが、図-3 Aのように内接円を想定して、すべて直円筒の場合として近似的に、 $r=a$ の σ_ϕ, σ_r , すなわち切線と半径の両方向の内部応力の最高値を求めた。また注入管、定盤の各湯道には熔鋼が満たして流動し、一様に 2, 5, 10 kg/cm^2 の内圧が作用すること、スリーブ煉瓦の場合に 1, 2, 3 kg/cm^2 の外圧が一様に作用すると仮定し、各煉瓦のサイズ条件として次のようにおいた。

	内径(a , cm)	厚さ(t , cm)
定盤煉瓦	4.0	0.2~10.0
注入管煉瓦	10.0	2, 3
スリーブ煉瓦	4.5	4

計算による内部応力最高値は、図-4~7の通りである。

定盤、注入管の両煉瓦の場合、切線応力 σ_ϕ は引張応力で、その最高は $r=a$ の内面位置に生ずる。最高値は、厚さが大となるほど小さく、厚さに対する応力分布の勾配はゆるやかになる。半径応力 σ_r は、圧縮応力であって、最高値は内面に生じて内圧 q_i に等しく、絶対値は σ_ϕ の絶対値より小さい。外圧をうけるスリーブ煉瓦では、圧縮切線応力の最高が内面に、引張半径応力の最高が外面に生ずる。それぞれの図から、ある大きさをもつ内外圧をうけるあるサイズの各煉瓦の内部応力値について知りうると同時に、熔鋼流

圧に耐えうるための厚さの下限, すなわち厚さの安全下限, あるいは経済的な安全厚さについて決定できる。

この研究で主に対象としたのは, 定盤煉瓦で内径 4~5 cm, 厚さ 2.5~3.0 cm, 注入管煉瓦で内径 10 cm, 厚さ 3.0 cm, スリーブ煉瓦で内径 4.5 cm, 厚さ 4.0 cm という各形状寸法, 使用取鍋の容量 60~80 t と熔鋼の高さ最高 300 cm, 熔鋼流圧の最高を定盤と注入管で 5 kg/cm² 台, 並びにスリーブで 2 kg/cm² 以内と見做しうる場合である。この場合, 熔鋼流圧による内部応力最高は, 定盤煉瓦で約 7~8 kg/cm² (引張), 注入管煉瓦で約 11.5 kg/cm² (引張), スリーブ煉瓦で約 5 kg/cm² (圧縮) となる。別に報告する予定であるが, 一般に欠陥をもたない粘土質であるこれらの煉瓦では, 30~90 kg/cm² の常温引張強さをもつのが普通であり, また常温圧縮強さの方は 100~500 kg/cm² 程度である。したがって, 高温の熔鋼により加熱されて強度的な低下を来たすことがあっても温度の勾配があり, また煉瓦全体としては著しく強度を低下することもないので, 熔鋼圧の作用だけで亀裂や割れを発生しないと推定される。

厚さの安全下限については次のようになる。例えば定盤煉瓦の場合について考えると, この煉瓦のもつ引張強さを 25 kg/cm² および 15 kg/cm², 作用する熔鋼流

A. Case of runner brick Inner diameter (d)=4 cm Wall thickness (t)=2 cm Inner pressure... q_i kg/cm²
B. Case of guide tube brick Inner diameter (d)=10 cm Wall thickness (t)=2 cm Inner pressure... q_i kg/cm²

Fig.4. Internal stresses produced within runner brick and guide tube brick due to the action of molten steel-flow's inner pressure.

Fig.5. The relation between wall thickness of various bricks and maximum tangential stress produced in brick due to the inner pressure of molten steel.

Fig.6. Internal stresses produced in sleeve brick due to the action of molten steel's pressure.

Fig. 7. The relation between the wall thickness of sleeve brick and maximum in tangential stress produced in brick due to pressure of molten steel.

圧最高を 5.0 kg/cm^2 とすると、安全な厚さの下限は図-5から 0.5 cm と 1.0 cm ということになる。この厚さ下限は、また経済的な安全厚さをも示すものである。安全下限は、内径の大きくなるほど厚さの大きい方に移り、内径の大きい注入管煉瓦では 1.2 cm と 2.2 cm が厚さの下限である。スリーブ煉瓦の場合、内部応力は圧縮であるために、単に熔鋼圧に耐えるための厚さの安全下限は図-7からきわめて薄くて差支えないことがわかる。

以上は、内部応力からみた煉瓦の厚さの安全下限であるが、逆に熔鋼圧に耐えうために煉瓦に要求される強度という点からは、厚さ $2 \sim 3 \text{ cm}$ の定盤と注入管の両煉瓦の場合に $25 \sim 30 \text{ kg/cm}^2$ の引張強さが強度の下限ということになる。また、スリーブ煉瓦の場合、他の煉瓦の場合に比べて熔鋼と接する時間が長いので煉瓦内部の温度の上昇や弾性から塑性に経時的に変わる割合も大きく、応力分布も計算結果と相当に相異なるものになろうし、単に常温の強度でもって律し得ないであろう。しかし、一応常温圧縮強さ 100 kg/cm^2 を下限とみなしてよいと考える。

スリーブ煉瓦の場合、定盤、注入管、ノズルなどの各煉瓦と異なり、その重要な役目はストッパーロッドの保護にあるが、機械的な破壊のみでなく高温の熔鋼や鋼滓による激しい化学的熱的侵蝕に耐えるだけの厚さを必要とする。この点からもスリーブ煉瓦の厚さは制約を受ける。また、使用するヘッドの外径との関連があり、これらの点をすべて考慮に入れて決める必要がある。

(ii) ノズル、ヘッド両煉瓦の場合：ノズル煉瓦の場合、熔鋼流による内圧をうけるが、定盤や注入管煉

瓦に対比して孔径に対する外径、したがって厚さが著しく大きい場合である。また、作用する熔鋼流圧も $1.053 \sim 1.115 \text{ kg/cm}^2$ 台である。このため、同煉瓦に生ずる内部応力値ははるかに小さく、まず熔鋼圧によっては破壊するようなことが無いと考えて差支えない。

熔鋼流による外圧をうけるストッパー・ヘッド煉瓦の場合、形状は単なる円筒状でなく半載中空楕円体状であり、しかもピンでとめて使用されるが、近似的に厚さの大きな中空円筒であるとみなすならば、スリーブ煉瓦の場合に比べてさらにはるかに小さい圧縮応力が生ずるに過ぎないと考えられよう。したがって、この煉瓦でも熔鋼流圧の作用だけで破壊を来すことはない。

なお、ヘッド煉瓦では、ピンで吊りセットされ、上方のスリーブによる上下方向の圧縮、並びにスピンドル操作に伴う圧縮のための応力を生ずる。この応力による割れや亀裂を発生することも考えられるが、この点に関しては後述したい。

II. 造塊注入時に煉瓦内に生ずる温度勾配、並びにそのための熱応力の大きさと分布

取鍋に熔鋼をうける際、並びに鋳型に注入する際に高温の熔鋼が急激に流れこむので、スリーブ、ヘッド、ノズル、注入管、センター、定盤などの各煉瓦内に温度勾配を生ずる。このため熔鋼圧による応力とは別種である熱応力が発生する。この熱応力に耐えない材質の煉瓦であれば熱的スポーリングを起こして煉瓦に亀裂あるいは割れなどの破壊を招き易い。

次に温度勾配、それによる熱応力の大きさと分布、並びに粘土質耐火物が一般にもっている一性質である熱間塑性の臨界温度をある温度に仮定することによる熱応力の変化について検討した結果を記述する。

A) スリーブ、ノズル、注入管、定盤の各煉瓦内に生ずる温度勾配 無限の拡がりをもつ温度 θ なる平面の均質固体が温度 θ_0 に一面から加熱される時、表面下の任意距離 x 、任意経過時間 t における温度 θ は、一次元の熱伝導方程式 $\partial\theta/\partial t = K/\rho c \cdot (\partial^2\theta/\partial x^2)$ を解くことにより次式で表わすことができる³⁾。

$$\theta = \theta_0 + (\theta_1 - \theta_0) \cdot \left(1 - \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{\frac{x}{\sqrt{4kt}}} e^{-\beta^2} \cdot d\beta \right) \dots\dots (6)$$

上式において、 k は平面体材料の温度伝導率で $k^2 = K/\rho c$ で示される。熱伝導率 K 、密度 ρ 、比熱 c は温度によって変化しないと仮定し、(6) 式を x に関して偏微分して次式 (7) が得られる。

$$\frac{\partial\theta}{\partial x} = (\theta_1 - \theta_0) \cdot \frac{1}{k\sqrt{t\pi}} \cdot e^{-\frac{x^2}{4kt}} = \frac{d\theta}{dx} \dots\dots (7)$$

$d\theta/dx$ は、任意距離 x における任意経過時間 t 後の温度勾配を表わす。

式(7)の適用は、内径が大で内径に対する肉厚の小さい注入管煉瓦ではなら難点もないが、小さな内径に対して肉厚の大きい定盤煉瓦、特にノズルやスリーブの各煉瓦の場合に、半無限固体としての平面体について式(7)が求められているのでやや妥当性を欠くうらみがある。しかし、内部から加熱され、熱が絶えず一定速さで外面に流れる肉厚円筒壁の場合に与えられている温度分布式^{2)4)註1)}と、(7)式から算定した熱が外面に達した条件での温度分布はさほど大きな差異を示さないこと(図-8に示すように)から、定盤煉瓦のような形状寸法の場合にも式(7)を適用して大きな誤りがなかったことがわかったので、定盤煉瓦の場合を代表に選り(6)、(7)式に基づいて不定常の経時的温度分布について算定し検討した。

きわめて小さい内径と大きな肉厚をもつ半載中空楕円体状のヘッド、また単なる円筒状と見做し得ないセンター煉瓦などの場合では、式(7)の適用には問題があり、ある程度の修正を要するであろう。

内接円を想定し円筒状とみなした内径4cm、厚さ3cmの定盤煉瓦の場合について、注入時に流れこんだ1550°Cの熔鋼流が常温(20°C)の煉瓦内面を急熱し、注入中の熔鋼温度が一定で温度伝導率 k も温度により変わることなく一定であり、煉瓦に不均一性がないと仮定することにより(6)、(7)式から求めた経過時間 t (秒)に対する温度分布は図-8の通りである。この場合、熔鋼が混流として連続して煉瓦湯道を

流動するので境界膜による影響を無視してよいし、煉瓦内面温度を1550°C一定とみなして差支えない註2)。また、計算に用いた温度伝導率 k の値は、シャモットおよび蠟石の両煉瓦について発表されている実測値³⁾を参考に、 $k=0.080$ c.g.s. とおいた。

図-8のように、128秒経過後では外面へ熱が流れ始めるので外気への伝熱を考えに入れる必要があり、同上経過時間後の各曲線は厳密なものではない。しかし、後述するように、熱応力の最高が現われるのは外気に熱流が達する直前であり、この点から128秒後の温度分布(---で示す曲線)を重視せずともよいことがわかる。したがって、それ以後の温度分布について詳しく吟味しなかった。

B) 煉瓦内に生ずる熱応力、並びに熱的スポーリング 内径 a 、外径 b の円筒状材料内に温度の不等分布が生ずる場合に発生する熱応力は、内外圧をうける場合と同様に、半径、切線、軸の3方向の主応力 σ_r 、 σ_ϕ 、 σ_z であり、次式で表わされる²⁾⁴⁾。

$$\sigma_r = \frac{E}{1-\mu} \cdot \frac{1}{r^2} \cdot \left\{ \frac{r^2 - a^2}{b^2 - a^2} \cdot \int_a^b \alpha \theta r dr - \int_a^r \alpha \theta r dr \right\} \dots\dots\dots (10)_{-1}$$

$$\sigma_\phi = \frac{E}{1-\mu} \cdot \frac{1}{r^2} \cdot \left\{ \frac{r^2 + a^2}{b^2 - a^2} \cdot \int_a^b \alpha \theta r dr + \int_a^r \alpha \theta r dr - \alpha \theta r^2 \right\} \dots\dots\dots (10)_{-2}$$

$$\sigma_z = \frac{E}{1-\mu} \cdot \left\{ \frac{2}{b^2 - a^2} \cdot \int_a^b \alpha \theta r dr - \alpha \theta \right\} \dots\dots\dots (10)_{-3}$$

E : ヤング弾性率, kg/cm² μ : ポアソン比

α : 熱膨脹係数

r : 円筒の任意半径, cm,

上式(10)と温度分布式(6)、(7)から熱応力の大きさと分布について近似計算で求めることができるが、主に定盤煉瓦の場合をとりあげて熱応力値を算定し、さらに熱応力が煉瓦破壊の原因であるかどうかについて検討した。

(i) 熱応力近似計算結果: 対象の煉瓦では、内面から熔鋼流により急熱されて定常状態にまだならない不定常過渡熱伝導の時期が特に問題になる。この時期の温度分布は、前項(6)式で表わせるので、熱膨脹係数を一定と仮定し、この式を(10)式に代入して整理すれば、熱応力式は次の3式となる。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_r &= \frac{E\alpha}{1-\mu} \cdot (\theta - \theta_0) \cdot f_r \\ \sigma_\phi &= \frac{E\alpha}{1-\mu} \cdot (\theta - \theta_0) \cdot f_\phi \\ \sigma_z &= \frac{E\alpha}{1-\mu} \cdot (\theta - \theta_0) \cdot f_z \end{aligned} \right\} \dots\dots\dots (11)$$

f_r, f_ϕ, f_z は、温度伝導率 k 、経過時間 t 、

Fig.8. The variation of temperature gradients developed in the body of a fire clay brick at the teeming of molten steel with time; Case of runner brick of 4.0 cm in diameter, 3.0 cm in wall thickness when coefficient of temperature conductivity k are 0.08 c.g.s.

材料内の位置と形状寸法などと複雑な函数関係にあり、材料内に生ずる温度の不等分布を表わす係数である註³⁾。 $1 > f > 0$ の無ジメンジョンの数値である。単純な関係式でもって表わすことができるが、この点については後述する。

上記の3熱応力のうち、半径応力 σ_r は円筒の内外面でゼロ、切線と軸の両応力 σ_ϕ, σ_z は内外面で最大値をとり同値である。したがって、煉瓦の亀裂、割れなどの破壊について調べる上で重要なのは後2応力である。次の検討では切線応力をとりあげた。また、内面急熱の定盤や注入管煉瓦では内表面に圧縮応力、外表面に引張応力としてそれぞれ作用するのに対し、外面急熱のスリーブやヘッド煉瓦ではこの関係は逆になる。

式(11)で表わされる熱応力は、煉瓦を弾性体とした場合である。しかし、実際には、煉瓦内部の温度は経時的に上昇してゆくので、比較的に低い軟化温度をもつ粘土質煉瓦の場合に急熱面から塑性域が拡大して塑性変形を許す位置と時期のあることが考えられる。このような条件の場合、熱応力分布は(11)式によるものと異なってくる。この点については後項で詳しく論ずることにするが、弾性から塑性への変化を全く伴わないとした場合の熱応力分布は次のようになる。

1550°C の熔鋼流で内面急熱される内径 4 cm、外径 10 cm の定盤煉瓦の場合、熱膨脹係数 α を 3×10^{-6} 、ヤング率 E を $100 \times 10^3 \text{ kg/cm}^2$ 、ポアソン比 μ を 0.25 の一定とにおいて算定した結果は図-9の通りである。

同図から知りうる諸点は、煉瓦内面に熔鋼の接した直後の約3秒以内に内面から約 0.04 cm 以内の表層部にかなり著大な引張熱応力 (200 kg/cm² 以上) を瞬間的に発生すること、この時期の応力分布は極大値をもつこと、時間経過とともに引張熱応力の最高値は低温外面側に移動し漸次に小さくなること、引張熱応力値は約 10 秒経過後でも約 200 kg/cm² 台に及び煉瓦のもつ引張強さをはるかに越していること、一方圧縮熱応力の最高は約 100 kg/cm² 台で煉瓦のもつ圧縮強さ以下であること、などである。

熱応力値は、 α および E の仮定値の大小により当然に相異してくるが、加熱による弾性から塑性への変化が起こらないとする場合のこの計算例からは定盤煉瓦を初め注入管やノズルの各煉瓦に熔鋼流の熱衝撃で亀裂や割れを必然的に発生するということが予想される。しかし、著者が対象とした工場の場合、注入ごとにこれらの煉瓦のすべてが破壊するという事故はなく、特定の時期に特に割れを頻繁に発生したに過ぎなかった。計算結果と実際の間の矛盾である。この矛盾について、粘土質煉瓦のもつ熱間塑性の考えを導入す

Fig.9. The variation of tangential thermal stress developed in the body of fire clay brick with time; Case of runner brick of 4.0 cm in dia. 3.0 cm in wall thickness and the coeff. of temperature conductivity=0.08 c.g.s.

ることによって解決できたが、後項で述べたい。

(ii) 熱応力温度係数：熱応力式(11)中の f は、材料内部に生ずる温度不等分布を表わす変数であるが、その性質上から仮に熱応力温度係数と称することにする。この係数 f についてジメンジョン解析を行い、 f と各因子間の関係を誘導し、 f 変数のもつ性質を一層明確にすることができた。

f は、熱応力の式 $\sigma = E\alpha/1-\mu \cdot (\theta - \theta_0) \cdot f$ から無ジメンジョンの数値であることがわかる。したがって、 $a, a', b, b', c, c', d, e, e'$ を定数とすれば f は次式で表わせる。

$$f = c \cdot r^a h^b k^c t^d \quad \text{あるいは} \quad f = c' r^{a'} h^{b'} k^{c'} t^{d'}$$

ここで、 r ：円筒状煉瓦の肉厚 cm

k ：煉瓦の温度伝導率

$$\text{cm/s}^{1/2} \left(= \sqrt{\frac{K}{c\rho}} \right),$$

h ：流体境膜伝熱係数 cal/cm²s°C

K ：煉瓦の熱伝導率 cal/cm s°C

t ：経過時間 s

ジメンジョン解析により上式は次のようになる。

$$f = c \cdot \left(\frac{r}{k \sqrt{t}} \right)^a = c' \cdot \left(\frac{r}{\sqrt{\frac{K}{c\rho}} \sqrt{t}} \right)^{a'}$$

あるいは

$$f = c' \left(\frac{r h}{K} \right)^{a'}$$

a, a', c, c' の各定数は無次元数であり、この中の a', c' は実測によって求められるが、 a と c の方は理論上の計算でも求めることができる。すなわち t_1, t_2 に対応する f を f_1, f_2 とすると

$$a = \frac{\log(f_1/f_2)}{\log(t_2^{1/2}/t_1^{1/2})}, \quad c = \frac{(f_1 + f_2)}{(r/kt_1^{1/2})^a + (r/kt_2^{1/2})^a}$$

となり t_1, t_2 に対する f_1, f_2 を知ることのみによって a, c の数値を算定できる。

経過時間に対する f 値は、前項の計算結果によると図-10の f_ϕ, f_z のようになる。 f 値は、引張応力に該当するものを正としてある。

同図中で、切線引張熱応力 q_ϕ の場合について考えると、煉瓦の肉厚 r が 3.0 cm, 内径が 4.0 cm 温度伝導率 k が 0.080 c.g.s. の場合で図-10 から、 $t_1 = 32$ s で $f_1 = 0.297, t_2 = 128$ s で $f_2 = 0.274$ であるから、

$$a = 0.081, c = 0.252$$

となる。したがって、この場合の f は、

$$\begin{aligned} f &= 0.252 \cdot \left(\frac{r}{kt^{1/2}} \right)^{0.081} = 0.252 \left(\frac{r}{K^{1/2} / c^{1/2} \rho^{1/2} \cdot t^{1/2}} \right)^{0.081} \\ &= 0.252 \cdot \left(\frac{3.0}{0.080 t^{1/2}} \right)^{0.081} \dots \dots \dots (12) \end{aligned}$$

温度伝導率を一定と仮定すると f は時間 t の函数として表示できる。圧縮熱応力の場合についても f は、同様に時間の函数として表示できる。

f の絶対値は、図-10 の例からわかるように 1.00

Fig. 10. The variation of factor " f " with time, showing maximum value of f , f and f' indicate, respectively, the factors with or without assuming the pyroplastic property

Table 1. Variation of f -Value with time, which is calculated from the equation,

$$f = 0.252 \cdot (c \rho / K t)^{0.04} \cdot (r)^{0.08}$$

Assuming the values of $c \rho$ and K according to Tadokoro's experimental data⁵⁾,

In case of grog-clay brick $\dots c \rho = 3.4 \times 10^{-1}$ c.g.s.

$\dots K = 2.5 \times 10^{-3}$ "

In case of Roseki-clay brick $\dots c \rho = 4.3 \times 10^{-1}$ "

$K = 3.0 \times 10^{-3}$ "

Sort of Brick	Time, t	Calculated f -Value
Grog-Clay	0.05 s	0.375
"	1	0.334
"	10	0.289
"	100	0.276
"	200	0.269
"	500	0.260
Roseki-Clay	1	0.335
"	10	0.305
"	100	0.278
"	200	0.270
"	500	0.261

を越えることなく、 $-1 < f < 1$ である。 $f = 1.00$ になるのは急熱直後である。熱応力式中の $E a / 1 - \mu$, すなわち弾性率, 熱膨脹係数, ポアソン比が一定であると仮定すると, 熱応力値は初温度と急熱温度の差, 並びに f 値により左右されることになる。

f 関係式中の定数 a, c が既知であれば, 煉瓦の物理的性質を用いても f 式から求めるが, 例えば, グロック粘土質と蠟石質の $c \rho$ および K の実測値⁵⁾を用いて $f = 0.252 \cdot (r / \sqrt{K c \rho} \sqrt{t})^{0.081}$ から, 円筒状煉瓦の厚さを 3.0 cm, 熱容量 $c \rho$ と熱伝導率 K が温度により変化せずに一定であると仮定して算出した f 値は表-1の通りである。

以上は、急熱で塑性域が煉瓦内部に生ずることがないとした場合であるが、塑性域が急熱面から時間経過とともに拡大するとすると、弾性域にある円筒状煉瓦部の厚さは経時的に変化するので a と c は変化し、任意経過時間に対する f 値を用いて a と c を決めることができない。個々の経過時間に対して f 値を求める必要がある。塑性域が煉瓦内部に生ずるとする場合について算定した f 値の例は図-10 f_ϕ' で示す通りであり、絶対値は 1.00 を越えない。

(iii) 弾性、熱間塑性と熱応力分布：造塊用粘土質煉瓦の場合、一般金属とは異なっているが同様に弾性と熱間塑性の両性質をもっている。熱間塑性の有無あるいはその程度によって熱応力分布は著しく相異なることを予想できる。

塑性変形を起しうる塑性域におかれる煉瓦内部の位置では、温度不等分布による歪が生ずることなく、あるいはまた生

じたとしても軽減されるので、熱応力の発生は弾性域におかれる位置に限られると考えてよい。

このような考え方から煉瓦の耐熱的スポーリング性について論及している 1, 2 の報告を見受ける。例えば、C. Presswood⁹⁾ は、温度変化に著しく敏感であり引張熱応力に耐えない半熔融性ガラスで結合された粗粒子からなる煉瓦のスポーリングは、熱膨脹性、含有ガラス量とそのガラスの熱応力に耐える能力、温度変化に対する感受性、並びに煉瓦内部の不平均な温度、自由に煉瓦が膨脹できるか否かなどに主に左右され、スポーリングによる損傷の起こり易いのは 1100°C 以下の温度範囲であり、この温度以上ではガラスが軟化し始めて粘性物による粒自体の膨脹の調整が起こるとして、塑性との関係についてふれている。また、坩堝、ガラス用ポット、サヤなどの耐火物素地の耐熱的スポーリング性について討究している R.J. Montgomery, E.G. Couch⁷⁾ は、弾性率、熱膨脹係数が重要因子であるとともに、塑性流を発現する塑性温度の高低も重要な性質であるとし、塑性温度は素地中のガラス相の量と化学組成を変えることによって調整でき、塑性臨界温度範囲を 550°~875°C としている。また、歪の発生し易い温度範囲は 300°~700°C であり、700°C 以上では塑性流が煉瓦内部で起こると報じられている⁸⁾。

これらは、耐熱的スポーリング性について熱間における塑性を考えに入れて論じているものである。しかし、定量的なものでなく定性的な域をでいていない。定量的な取扱いをしている報告の発表は、ほとんど見当らない。著者は、一面から加熱される煉瓦内部に経時的温度分布に伴った塑性域が生じ、この塑性域は温度分布の推移とともに拡大し、塑性域におかれる煉瓦内部の位置では全く歪を発生することがないとの仮定の下に熱応力分布と熱応力値について検討して、煉瓦の耐熱的スポーリング性を高めるために煉瓦材質をいかに改めるべきかの問題解決の主要な手掛りをうることができた。また同時に、前項で述べたように、実際の煉瓦の強度並びに使用実績と、熱間塑性の考えを導入せずに算定した熱応力計算結果の間の矛盾を解消することができた。

煉瓦内の弾性域における温度分布：

仮に、粘土質煉瓦の弾性と熱間塑性両域の臨界温度を 600°C とおく。この場合の煉瓦内温度分布の変遷は、熱間塑性がないとした場合と同じであると考えてよく、図-8 で示される。このような温度分布の下で熱間塑性域の方は時間の経過とともに急熱面と反対の外方（あるいは内方）に拡大してゆくと考えることができる。

各経過時間に対する弾性域内の温度分布は、臨界温

度 600°C に相当する位置から低温側の任意位置までの距離を x' cm とおき、図-8 から次のように、 $\theta = 600 \times e^{nx'}$ の各式で表わすことができる。

経過時間 (t , 秒)

0.5	$\theta = 600 \times e^{-23.49x'} \dots \dots \dots (13)_{-1}$
1.0	$\theta = 600 \times e^{-13.11x'} \dots \dots \dots (13)_{-2}$
5.0	$\theta = 600 \times e^{-6.38x'} \dots \dots \dots (13)_{-3}$
10.0	$\theta = 600 \times e^{-4.49x'} \dots \dots \dots (13)_{-4}$
32.0	$\theta = 600 \times e^{-2.60x'} \dots \dots \dots (13)_{-5}$
64.0	$\theta = 600 \times e^{-1.79x'} \dots \dots \dots (13)_{-6}$
128.0	$\theta = 600 \times e^{-1.31x'} \dots \dots \dots (13)_{-7}$
256.0	$\theta = 600 \times e^{-0.76x'} \dots \dots \dots (13)_{-8}$

煉瓦内の弾性域に生ずる熱応力：

600°C 以上の温度分布の塑性域には、熱応力が発生しないので、600°C 以下の弾性域の不等温度分布、すなわち (13) 式で表わされる温度分布で生ずる熱応力について考えるだけでよく、各経過時間に対する弾性域にある煉瓦内の熱応力式は式 (10) に式 (13) を入れることにより得られる。ここでは、切線熱応力について算出した結果をあげる。

切線熱応力 σ_{ϕ}' の計算式は、定盤、注入管、ノズルの各煉瓦の場合に煉瓦内面から温度 600°C の煉瓦内位置までの距離を y cm とおくことにより、次式 (14) のようになる。

$$\sigma_{\phi}' = \frac{E\alpha}{1-\mu} \cdot 600 \times \left[\frac{1}{(a+y+x')^2} \cdot \left\{ (a+y) \cdot \frac{1}{n} \cdot (e^{nx'} - 1) + \frac{1}{n} \cdot (e^{nx'} - 1) + \frac{1}{n^2} (e^{nx'} \cdot nx' - 1 + 1) \right\} + \frac{\{(a+y) + x'\}^2 + (a+y)^2}{\{(a+y) + x'\}^2 \cdot \{b^2 - (a+y)^2\}} \cdot \left\{ (a+y) \cdot \frac{1}{n} \cdot (e^{n(b-a-y)} - 1) + \frac{1}{n^2} (e^{n(b-a-y)} \cdot n(b-a-y) + 1) \right\} \right] \dots \dots (14)$$

(13) の各式と (14) 式から、各経過時間に対する熱応力値と同分布を算定した結果は図-11 の通りである。ヤング率 E を $100 \times 10^3 \text{ kg/cm}^2$ 、熱膨脹係数 α を 3×10^{-6} 、ポアソン比を 0.25 とそれぞれ一定においてある。

図-11 と 図-9 を対比することによって、煉瓦が熱間塑性の性質をもつか否によって、熱応力に著しい変化を来すことがわかる。主な相異点は、最大引張熱応力値は初期に現れず外面（あるいは内面）に熱が流れ始める直前の温度分布の時期にみとめられて低温側に発生すること、引張熱応力の最大値は熱間塑性をもたないとした場合に比べて小さく、しかも煉瓦の引張強さよりもやや低目であること、圧縮熱応力の方は引張熱応力とは逆に却って大きくなること、などである。

これらのうち引張熱応力値は、熱間塑性の性質を煉瓦がもつ場合に引張強さよりも低目になるということ

Fig. 11. The variation of tangential thermal stresses with time, when the pyroplastic range is assumed to develop in the body of brick.

Case of runner brick of 4.0 cm in dia., 3.0 cm in wall thickness and the coeff of temperature conductivity is 0.08 c.g.s.

が重大な点であり、これによって実際の煉瓦強度あるいは使用実績と熱応力計算結果の間の矛盾が解消されることになる。

c) 粘土質耐火物の弾性域、熱間塑性、並びに臨界温度 粘土質耐火物は、熱間において塑性の性質を呈するか、もしそうだとしたら弾性と熱間塑性の両域間の臨界温度はどの位か、熱間における引張強さおよび弾性率の変化はどのようなものであるか、などの諸点が熱的スポーリングを検討する上で重要な問題となってくる。これらのうち熱間塑性の有無と臨界温度について、主に文献上の 2, 3 の資料に基づいて考察した。

A.L. Roberts⁹⁾は、熱間における振り試験による破壊、応力測定から約 540°C をもって粘土質耐火物の弾性が完全に失われる臨界温度として

いる、M.C. Booze, S.M. Phelps¹⁰⁾並びに K. Endell¹¹⁾らは、臨界温度としてほぼ同じ温度について報じており、田所芳秋⁵⁾は熱間振り試験、並びに熱間荷重試験結果からほぼ同じ温度範囲に臨界温度の存在することを報じている。また、R.J. Montgomery, E.G. Couch⁷⁾は、坩堝、ガラス用ポット、サヤなどの耐火粘土質素地の塑性臨界温度範囲として 550°~875°C を報じている。これらから知られる臨界温度は相当に広い幅を示すが、臨界温度そのものは一種のガラス相で結晶質でもあるマトリックスの熱間における挙動に密接な関連をもつことと、原料の種類、製造条件などによる物理化学的性質、微構造、組織上の差異によって相異なるということ、によるものであると考えられる。マトリックスに類似する一般ガラスのヤング弾性率の熱間における変化に関する研究の発表を見うけるが、それらによると転移温度附近の 450°~600°C 前後で弾性率値は著しく低下し、弾性を失うことがわかる¹²⁾。

上記の諸点から、粘土質耐火物の場合、約 540°C 前後で弾性を失い約 600°~800°C 範囲で塑性はかなり大きくなると推定してよいように思われる。

III. 造塊用耐火物の割れ、並びにその

主因としての熱応力

一般に、造塊時に発生する割れは、定盤煉瓦の縦割れ(図-13)、注入管、ノズル、ヘッド、スリーブの各煉瓦の縦割れと横割れである。縦割れの方の頻度が高い。また、込土型ストップ・ヘッドの場合、稀であ

Fig. 12. Typical modes of the fractures of stopper head bricks.

Fig. 13. Typical mode of the fracture of runner brick.

るがピン肩を中心とし 45° の破断面をもつ割れ（図一12）が発生する。これは、縦割れや横割れと異なり上方からうける圧縮荷重によるものであり、主応力によらず剪断応力で割れる場合である。多くは切線および軸方向の応力によるとみてよい縦割れと横割れである。

このような縦割れや横割れは、これらの破断の状態、並びに前述した熔鋼圧により煉瓦内に発生する応力の大きさ、熱衝撃により煉瓦内に発生する熱応力の大きさと分布や煉瓦のもつ機械的強度などの点から、熱応力を主因としていると推定されるわけであるが、この場合、機械的強度のほかに、熱応力の分布と大きさに影響を及ぼす変態熱膨脹、遊離珪酸の形態と含有量、熱間塑性の大小とその臨界温度の高低などの諸点が特に問題となる。これらの点については次のように考えることができる。

煉瓦が熱間塑性の性質をもっている場合、熱応力の大きさと分布が変態膨脹からうける影響は熱間塑性の臨界温度の高低によって異なってくる。臨界温度が遊離石英の変態温度以下のところにあれば、変態膨脹による影響は軽減するか皆無になるが、変態温度以上のところにあるならば、変態温度が弾性域におかれることになるので変態膨脹による熱応力上の変化を来す。したがって、変態温度以上の臨界温度をもつ煉瓦の場合では遊離石英のための影響が熱応力に現われるので、その含量を特に重視しなくてはならない。一方変態温度以下に臨界温度をもつ煉瓦では、遊離石英の相当量を含んでいても問題にする必要がないことになる。

遊離珪酸3態のうち、遊離のクリストバライト、トリジマイトの場合では、これらの変態温度は低温側にあり、臨界温度が極度に低くならない限り完全な弾性域においてのみ変態することになるので、これら結晶2態の含有が熱応力に及ぼす影響は特に著しいと考えなければならない。

変態膨脹のために熱応力値の方はどの程度に増大するかというと、熱応力式からわかるように、例えば熱膨脹係数が変態で 3×10^{-6} から 9×10^{-6} の3倍に増すときに熱応力値の方も約3倍にまで増大する。この点、遊離珪酸を量的に多く含む煉瓦ほど亀裂や割れを発生し易い傾向が強まることになる。

つまり、煉瓦の熱的スポーリングの主因と考えられる切線、軸の両方向の引張熱応力の最高値は、温度勾配の低温側の弾性域にある煉瓦内位置に発生するが、低温（ $173^\circ \sim 230^\circ \text{C}$ ）で変態するトリジマイト、クリストバライトを含有することは、変態膨脹による熱応力がこの最高値にさらに複合することになるので、破壊応力値を大きくする度合において遊離石英含有の場合に比べていっそう著大であるということである。

割れの発生時期は、引張熱応力の最大値が現われるのが計算上で約128秒前後である点から見て、比較的に注入の初期であろうと推定できる。

割れの中で縦割れが比較的に頻発する理由としては以下のように考えられる。

縦割れがほとんどである定盤煉瓦の場合、切線および軸の両方向の熱応力値は同等であるが、形状の上で円形断面の内形をもつものに対して外形の方は四角形断面であるために、4側面が薄肉となって、これが特に弱線となり定位置での縦割れのみを発生するのであろう。外形、内形断面とも円形である注入管、ノズル、スリーブ各煉瓦では、特に形状上からの定位置的な弱線をもたないから、切線熱応力による縦割れのほかに軸熱応力による横割れが、任意位置で発生する傾向をもつと予想できるし、実際に横割れを経験するのはこの3者の場合である。

また、製造工程を原因とする欠陥は、割れの基点になり易く、このような欠陥が潜在する場合に定位置で割れを発生するとは限らないが、定盤煉瓦では形状上の弱線と製造上の欠陥が合致し易い形状をもつので薄肉部の縦割れのみを発生するのであろう。

結 言

下注造塊法の場合を研究の主対象として、造塊注入時において発生するスリーブ、ストップ・ヘッド、ノズル、注入管、定盤の各煉瓦の割れの主因に関して検討したが、その結果を要約すると次のようになる。

(1) 熔鋼の高さの最高 300 cm 以内の取鍋を使用する場合、各煉瓦に作用する熔鋼圧は 5 kg/cm^2 以内である。

(2) 円筒状と仮定できるスリーブ、ヘッド、ノズル、注入管、定盤の各煉瓦に最高 5.0 kg/cm^2 の熔鋼圧が作用する場合、煉瓦内に生ずる3主応力のうちで最大である切線内部応力の最高は、定盤と注入管煉瓦で約 $7 \sim 8 \text{ kg/cm}^2$ (引張) と約 11.5 kg/cm^2 (引張)、スリーブ煉瓦で約 5 kg/cm^2 (圧縮) であり、煉瓦の強度以下である。したがって、熔鋼圧は割れの直接原因でない。

(3) 単に熔鋼圧だけに耐えるのに必要な厚さ、すなわち、厚さの安全下限は、煉瓦のもつ引張強さを

25, 15 kg/cm² と仮定する場合、内圧をうける定盤煉瓦とノズル煉瓦で約 0.5, 1.0 cm. 同様に内圧をうけるが内径の大きい注入管煉瓦で約 1.2, 2.2 cm である。一方外圧をうけて切線応力が圧縮であるスリーブ煉瓦ではごく薄いもので差支えない。しかし、スリーブ煉瓦は熔鋼や鋼滓により特に激しく化学的熱的侵蝕をうけるのでこの点から厚目にする必要がある。

(4) 各煉瓦が上記の厚さの安全下限をもつ場合に単に熔鋼圧のみに耐えるために煉瓦のもたなければならない引張強さの下限は、25 kg/cm² あるいは 15 kg/cm² である。

(5) 半無限の均質平面固体の場合の温度と温度勾配を表わす式、並びに円筒状材料内に生ずる熱応力を表わす式から誘導できる経時的な熱応力式に基づいて、熔鋼流により一面から急熱されるがために煉瓦内に生ずる熱応力の経時的分布と大きさについて算定し、煉瓦の割れとの関連性について考察した。その結果、煉瓦の割れの主因は、熱衝撃による熱応力であると推論された。

(6) 温度の不等分布を表わす熱応力式中の係数 f はシメンジョン解析により $f = c \cdot (r/K)^{1/2} c_p^{-1/2} \rho^{-1/2} t^{1/2}$ あるいは $f = c' (rh/K)^{a'}$ で表わせる無シメンジョンの数値であることを誘導した。

(7) 一般粘土質耐火物は、600°C を臨界温度とする熱間塑性の性質をもつと仮定した場合の熱応力の分布上の変化について検討し、その性質のために熱応力値は著しく小さくなり、割れ発生の傾向に対し同性質は重大な影響をもつ点について推論した。

(8) 粘土質耐火物が熱間塑性の性質をもつ場合、その臨界温度の高低と遊離珪酸 3 態の含有が熱応力に及ぼす影響について考察し、遊離の石英よりもクリストバライトとトリジマイトの含有の影響の方を重視する必要があることを推論した。

本研究に対して御懇切なる御指導と御鞭撻を賜った日本鋼管株式会社技術研究所々長取締役菊池浩介博士に深甚の謝意を表す。また、有益なる御助言を賜った東京工業大学学長山内俊吉博士に対し心から感謝の意を表す。

本文註

[註-1]:

厚肉円筒壁の場合の温度分布式⁽¹⁾

$$\theta = \theta_i + (\theta_0 - \theta_i) \cdot \frac{\log_e \frac{a}{r}}{\log_e \frac{b}{r}}$$

薄肉円筒壁の場合の温度分布式⁽²⁾

$$\theta = \theta_i + \frac{\theta_0 - \theta_i}{b-a} (r-a)$$

θ_i : 内表面温度, θ_0 : 外表面温度.

[註-2]:

W.H. McAdams⁽¹⁰⁾ は、ガス、水、油などの各流体のレイノルズ数 (Re) が混流に相当する場合の水平管の伝熱式として次式を与えている。

$$\frac{hd}{\lambda} = 0.0225 \cdot \left(\frac{d \bar{u} \rho}{\eta} \right)^{0.9} \cdot \left(\frac{c_p \cdot \eta}{\lambda} \right)^{0.4}$$

この式を用いて、造塊注入時に定盤湯道を熔鋼流が流動して煉瓦内面を急熱する際の境界伝熱係数 h の大きさを算出して検討した結果、次のようにきわめて大きな値であり、境界の影響を無視できることがわかった。

すなわち、容量 60 t 取鍋と口径 4.0 cm (d) ノズルを使用する場合、取鍋内熔鋼の高さの最高は大体 220 cm, この時のレイノルズ数 (Re) は 6 と 4 の主分岐の各定盤でそれぞれ (Re)₆ = 46.872 と (Re)₄ = 93.740 であるので、熔鋼の比熱 c_p を 0.165 cal/g°C, 熱伝導率 λ を 0.83 cal/cm s°C, 粘度 η を 0.04 poise とおくと、 h は、

$$h_6 = 2.1 \times 10^3 \text{ cal/cm}^2 \text{ s}^\circ\text{C} \dots\dots\dots 6 \text{ 主分岐}$$

$$h_4 = 3.8 \times 10^3 \text{ cal/cm}^2 \text{ s}^\circ\text{C} \dots\dots\dots 4 \text{ 主分岐}$$

注入管およびノズルの各煉瓦の場合でも、熔鋼流は混流として流動し、 h 値は 1.5 cal/cm²s°C 以上であってきわめて大きい。境界の影響を無視してよい。スリーブ煉瓦の場合では、他の煉瓦の場合と同視できないが、出鋼の際に高熱容量の熔鋼流が取鍋内の熔鋼をばげしく攪拌するので境界の影響を重視せずともよい。

[註-3]:

熱応力温度係数 f の f_r, f_ϕ, f_z

$$\begin{aligned} f_r &= \frac{2k\sqrt{t}}{(a+x)^2\sqrt{\pi}} \cdot \frac{\{(a+x)^2 - a^2\} 2k\sqrt{t}}{(a+x)^2(a+b) \cdot \sqrt{\pi}} \\ &\quad - \frac{2(k\sqrt{t})^2}{(a+x)^2} \cdot \left\{ \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^l e^{-l^2} \cdot dl - \frac{\{(a+x)^2 - a^2\}}{(b^2 - a^2)} \cdot \frac{2}{\sqrt{\pi}} \right. \\ &\quad \left. \int_0^{l'} e^{-l'^2} \cdot dl' \right\} + \frac{a}{(a+x)^2} \cdot \left\{ \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^l e^{-\beta^2} \cdot d\beta \cdot dx \right. \\ &\quad \left. - \frac{\{(a+x)^2 - a^2\}}{(b^2 - a^2)} \cdot \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{b-a} \int_0^\beta e^{-\beta^2} \cdot d\beta \cdot dx \right\} \\ f_\phi &= \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^\beta e^{-\beta^2} \cdot d\beta - \frac{1}{(a+x)^2} \cdot \left\{ \frac{2k\sqrt{t}}{\sqrt{\pi}} x \right. \\ &\quad \left. - 2(k\sqrt{t})^2 \cdot \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^l e^{-l^2} \cdot dl \right\} - \frac{\{(a+x)^2 + a^2\}}{(a+x)^2(b^2 - a^2)} \\ &\quad \cdot \left\{ \frac{2k\sqrt{t}}{\sqrt{\pi}} \cdot (b-a) - 2(k\sqrt{t})^2 \cdot \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{l'} e^{-l'^2} \cdot dl' \right\} \\ &\quad - a \cdot \left\{ \frac{1}{(a+x)^2} \cdot \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^\beta \int_0^\beta e^{-\beta^2} d\beta \cdot dx \right. \\ &\quad \left. - \frac{\{(a+x)^2 + a^2\}}{(a+x)^2(b^2 - a^2)} \cdot \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{b-a} \int_0^\beta e^{-\beta^2} \cdot d\beta \cdot dx \right\} \\ f_z &= \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^\beta e^{-\beta^2} \cdot d\beta - \frac{4k\sqrt{t}}{(b+a)\sqrt{\pi}} + \frac{4(k\sqrt{t})^2}{(b^2 - a^2)} \\ &\quad \cdot \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{l'} e^{-l'^2} \cdot dl' - \frac{2a}{(b^2 - a^2)} \cdot \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^{b-a} \int_0^\beta e^{-\beta^2} \cdot d\beta \cdot dx \end{aligned}$$

$$(a+x) = r, l = x/2k\sqrt{t},$$

$$l' = (b-a)/2k\sqrt{t}, \beta = x/2k\sqrt{t}$$

t : 経過時間, x : 内面からの任意距離,

参考文献

- 1) 内田俊一・流体輸送, 化学工学講座第 12 巻 p. 5-11
- 2) S. Timoshenko 材料力学, 下巻 p. 343, p. 359
- 3) 大賀恵二. 伝熱理論とその応用
川下研介. 熱伝導論, 応用数学第 21 巻.

- 4) 小野鑑正. 材料力学. p. 427
- 5) 田所芳秋. 鉄と鋼特別号, **4**, 19 (1933)
- 6) C. Presswood. *Metallurgia*, **3** [8] 223 (1931)
- 7) R.J. Montgomery, E.G. Couch. *J. Canadian Ceram. Soc.*, **5**, 21 (1936)
- 8) Annon. *Blast Furnc. Steel Plant*, **20**, 736 (1932)
- 9) A.L. Roberts. *Trans. Brit. Ceram. Soc.*, **36**, 326 (1937)
- 10) M.C. Booze, S.M. Phelps. *J. Am. Ceram. Soc.*, **8**, 361 (1925)
- 11) K. Endell. *Ber. Deut. Keram. Ges.*, **14**, 16(1933)
- 12) D.A. McGraw. *J. Am. Ceram. Soc.*, **35** [1] 22 (1952)
- 13) W.H. McAdams, の式: 内田俊一著. 工業伝熱 p.134 (5/10/60 受付)

TiC 系サーメットの焼結過程の研究

齋 藤 進 六

(東京工業大学工業材料研究所)

On the Sintering Process of the Cermets of TiC System.

By Shinroku SAITO

(Research Lab. of Engineering Materials, Tokyo Institute of Technology, Tokyo)

Abstract

An apparatus for measuring the shrinkage of cermet in hydrogen atmosphere was designed, and was used successfully for following up the process of sintering. Also the close examinations under the optical and electron microscopes have added some useful informations. The results may be summarized in the following outline.

1) The velocities of shrinkage under different conditions, and the mode of approaching to an equilibrium value at a certain temperature as well as the subsequent shrinkage by the repeated heating at higher temperatures have revealed that the sintering was governed mainly by temperature but not by holding time. It may, therefore, be concluded that the heating schedule of very short holding time at higher temperature is by far better than the usual one.

2) Sintering started by the thermal diffusion of the materials along the contact surface between the particles which were pressed strongly by the forming process. The increase of the path of diffusion brought about of the decrease of the distance between the particles, and the shrinkage of the mass was observed. When the temperature was too high the perspiration of metal bonding was observed.

3) Sintering by an instantaneous heating, i.e. so called flash sintering method showed no sign of grain growth.

4) Observations under electron microscope have revealed that the rupture of TiC cermets occurred in two ways, viz. trans-crystal and inter-crystal, according to the heating temperature.

は し が き

TiC 系サーメットの製造研究について、先に Co, Ni を結合金属として使用した場合の焼成収縮、曲げ強さ、硬さ等を測定し、水素炉を使用した場合の最適焼結温度、成形圧、組成等の関係を報告した¹⁾²⁾³⁾。この報告では、さらにそれらを焼結過程中的過渡的現象を新に試作した焼成収縮測定装置で測定し、かつ電子顕微鏡観察、フラッシュシンタリング法⁴⁾の併用を行って物質拡散、粒子成長等をも観測し、焼成条件に対して検討を加えたものである。命題の取扱いの都合上、結合金属としては Co を主とし Ni の場合を補足的に加え、またフラッシュシンタリング法については、目下広い範囲にわたり実験中であるので、命題の説明上

必要な点のみを述べることとし、詳細は後報に譲ることとした。

I. 焼成収縮測定装置の試作

いろいろな条件の下で焼結した焼結体の収縮率の測定は、最も普通に行われる目安となる方法で、広く用いられているが、加熱中に行われる収縮の進行状態についてはあまり多くの報告がない。しかしながら、既に炉から取り出された試料の収縮率の測定を行っても、厳密な意味では、その焼結条件で充分焼成収縮が平衡に達しているか否かは判定が困難で、保持時間を数水準にわたって変えた実験を行って実用上の目的を果しているが、もし、炉内で刻々に収縮しつつある状