

論 文

熱膨張拘束下の軸対称れんが積構造体の応力算定

藤原 昭文*・藤野 眞之*²

Stress Analysis of Cylindrical Refractory Structures under Restraint of Thermal Expansion

Akibumi FUJIWARA and Masayuki FUJINO

Synopsis:

An approximate analytical equations were derived to calculate the stress state of cylindrical structure that is constructed by fire-bricks, stamp, joint-mortar and shell.

In the analysis gradual heating process was assumed, and non elastic behavior was neglected. The main objects are to get the compression field that is made by constraint of thermal expansion, and the tensile stress that is caused by partial compressive loading.

The analytical solution was compared with that by FEM. The former has little error. This error, however, has no objection to design or to evaluate real furnace.

Numerical calculation was done to clarify the effect on stress of design parameters of blast furnace hearth refractories, i.e. Young's modulus of fire-brick, that of stamp, length of fire-brick and thermal conductivity, etc..

1. 緒 言

高炉、転炉等に代表される製鉄プロセスに含まれる諸設備には、内張りに耐火れんがを用いた構造が多く使用されている。これら諸設備の寿命は、多くの場合、れんがの損傷によつて決定される。れんがの損傷原因を究明する研究が各方面で盛んに行われつつあるが、その1つとして、熱応力による割れを挙げることができる。

一方、このようなれんがを用いた設備（以下れんが積構造体と呼ぶ）における、目地モルタル（以下目地と略す。また、空目地も含む）、スタンプ等の熱膨張吸収機構とれんがの割れとが密接に関連することも衆知の事実となつている。

目地、スタンプ等の境界構成要素を含む、れんが積構造体の熱膨張、およびその変形挙動は、極めて複雑であり、例えば、平櫛ら^{1)~3)}によつて、多面的な研究がなされている。これらの文献では、実炉の変形挙動を推定する上で、貴重なデータおよび計算式が示されている。

しかしながら上述の文献では、外皮である鉄皮、あるいは内張りであるれんがの力学特性を考慮するまでには至っていない。

実炉の強度設計を合理的に行うには、れんがに発生す

る応力の評価、れんがの抵抗力の評価が不可決である。しかしながら、これらの両面に関する研究が十分になされていないため、実炉設計に必要な材質選定、熱膨張率の設定は、試行錯誤によつて行わざるを得ないのが現状と思われる。

平櫛らの実験、あるいは著者らの実験⁴⁾によつても、スタンプ、目地、あるいはれんがは、複雑な非線形挙動を示すことが知られている。したがつて、れんが積構造体の力学挙動を評価する場合、厳密には、この非線形挙動を含めて評価することが重要と考えられる。しかし、現状では、これら各構成要素の非線形挙動を正確に記述したデータが十分整備されていないと思われる。

そこで、既報⁵⁾では、モデル炉実験⁴⁾等の知見から、スタンプについては、その荷重と変形の非線形性を解析対象範囲内で等価線形弾性体に置換し、目地については、その荷重変形特性を、限界変位 2δ までは剛性 0、限界変位 2δ 以降は剛性 ∞ の 2 直線で表示したすきま・剛体モデルに置換し、また、れんがについては、材料非線形挙動に関するデータが不足しているために、線形弾性体として数値解析を行った。

しかし、既報⁵⁾のような FEM 解析は、その入力データ量と計算量が多いことから、設計資料を提示するため

昭和 57 年 9 月本会講演大会にて発表 昭和 58 年 4 月 28 日受付 (Received Apr. 28, 1983)

* (株)神戸製鋼所構造研究所 (Structural Engineering Laboratory, Kobe Steel, Ltd., 6-32 Dooi-cho Amagasaki 660)

*² (株)神戸製鋼所構造研究所 工博 (Structural Engineering Laboratory, Kobe Steel, Ltd.)

の各種パラメータ解析を行うには不向きである。

このようなことから本論文では、高炉、転炉のような、鉄皮によつて熱膨張が拘束された軸対称れんが積構造体に対して、前述の FEM 解析と同質の成果を得るための簡易解析法を提示した。さらに、この解析法を活用し、各種パラメータ解析を実施し、軸対称れんが積構造体の設計に必要な基礎資料を提示した。

2. 軸対称れんが積構造体における発生応力とき裂

Fig. 1 (a) に示すように、軸対称れんが積構造体は、昇温とともに、稼働面側から膨張する。この際、スタンプを介して鉄皮によつて変形拘束されるため、熱膨張の大きい稼働面側で、隣接れんがから側圧 p を受ける。このときの昇温速度が緩やかであれば、れんが内温度勾配のみによつて発生する固有応力は小さく、この p による応力が支配的となる。

この p のため、例えば、Fig. 1 (b) に示すようなピンチスポールと呼ばれるき裂⁶⁾と既報⁵⁾で示した側面に発生する引張応力 σ_{rm} によるき裂⁵⁾の2種類が生じる可能性がある。したがって、側圧 p と引張応力 σ_{rm} の両者は、この種の構造体の設計に、極めて重要な意味を持つと考えられる。

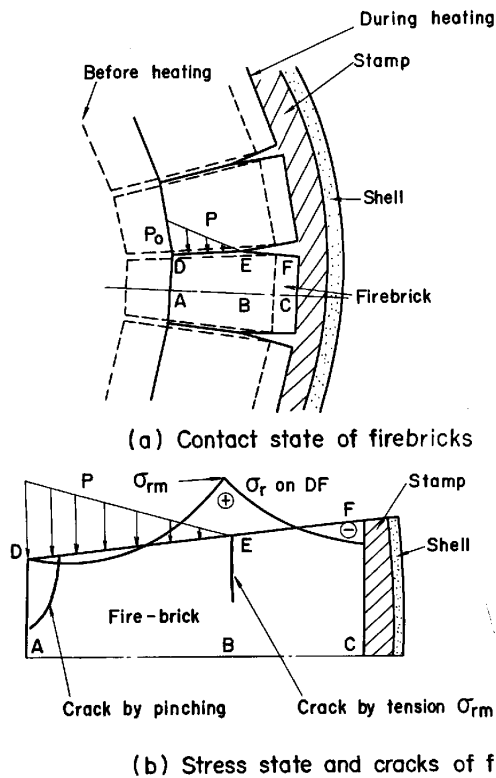


Fig. 1. Mechanical model and typical crack patterns in cylindrical structure of firebricks.

本報は、昇温速度が緩やかで、鉄皮による変形拘束が強い場合のき裂原因となると考えられる上述の p と σ_{rm} を算定する簡易解析法に的を絞つたものであり、急速加熱時のれんが中央部付近に発生する固有応力の算定に関する加藤らの報告⁷⁾と一対をなすと考えられる。

3. 側圧分布 p の解析法

3.1 側圧分布 p の近似解析式

以下の仮定のもとに本解析を行った。

(1) 目地部は、限界変位 2δ までは剛性 0 のすきまとし、限界変位 2δ 以降は剛性 ∞ とし、引張剛性は 0 とする。

(2) れんが、鉄皮、スタンプは線形弾性体、あるいは等価な線形弾性体に置き換えられるとする。

(3) れんが、鉄皮、スタンプのせん断剛性とポアソン比の効果は無視できるものとする。

仮定 (1)(2) は、モデル炉実験⁴⁾におけるき裂発生機構を説明するために考案した FEM 解析⁵⁾において採用したものである。その解析結果が実験結果と良好に対応していたことから、実績のある仮定と考えられる。

仮定 (3) のせん断剛性を無視できるとした理由は、本報が、垂直応力が主体である応力場の問題を取り扱うことによる。また、仮定 (3) のポアソン比の効果は無視できるとした理由は、本報が、平面応力条件を想定した解析を対象としており、この場合ポアソン比の剛性に与える効果が小さいと考えたことによる。

Fig. 2 の上図は、昇温前後のれんがの位置、形状に注目したものである。同図は、対称性かられんが半分を含んだ領域を示している。また図の左側が稼働面側である。ACFD は昇温前のれんが位置である。昇温後、れ

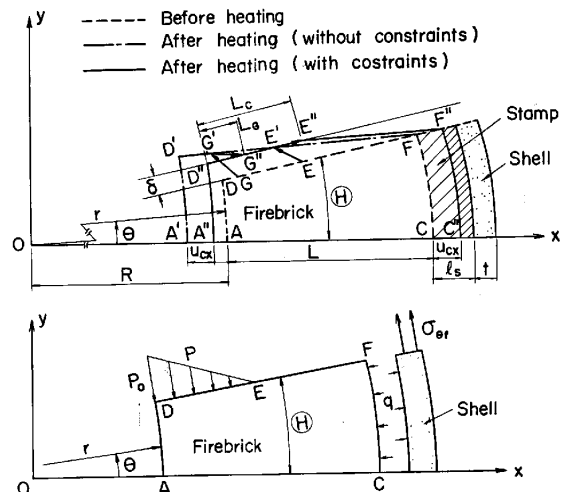


Fig. 2. Movement, deformation and mechanical balance of firebrick under reaction of shell.

んがが自由に膨張できる場合には、れんがは A'CFD' の位置、形状になる。しかし、実際には隣接れんがによる変形拘束、スタンプの収縮、鉄皮の膨張によつて、れんがの位置、形状は A''C''F''E''D'' となる。この A''C''F''E''D'' の状態で釣り合う場合の作用荷重を図示すると Fig. 2 の下図となる。

Fig. 2 の A'CFD' と A''C''F''E''D'' の比較から以下の 3 式が成立する。

x 方向の力の釣り合いにより、次式が成立する。

$$\int_0^{L_c} p \sin \theta dx = \int_0^\theta q(R+L) \cos \theta d\theta \dots \dots (1)$$

0 < x < L_c の任意点 G において、周方向の膨張が拘束されることによる周方向の応力とひずみの関係から次式が成立する。

$$\frac{p}{E_c} = \frac{\alpha T(R+L_G)\theta + \theta \left(\alpha \int_0^{L-L_G} T dx - U_{cx} \right) - \delta}{(R+L_G)\theta} \dots \dots (2)$$

式(2)に示す U_{cx} は、スタンプ、鉄皮の変形と、スタンプに発生する圧力 q の関係より次式で与えられる。

$$U_{cx} = \frac{l_s q}{E_s} \left\{ 1 + \frac{E_s}{E_f} \frac{(R+L)^2}{2l_s} \right\} \dots \dots (3)$$

以上の式(1), (2), (3)に温度分布 T を代入すれば、側圧分布 p が得られることになる。なお、式中の記号は、Fig. 2 および Table 1 の定義に従うものとする。また、ここでは θ は微小と仮定した。

ここで、さらに簡単化を計るために、温度分布を次式で近似する。

$$T = T_A - (T_A - T_C)x/L \dots \dots (4)$$

式(4)は、半径 R に比して、れんがの長さ L が短いものとし、さらに昇温が緩やかで、常に定常温度分布を有しながら昇温される場合の、れんがの温度分布を表す。

また、鉄皮の熱抵抗を無視すれば、T_A, T_C は以下の

Table 1. Material properties of cylindrical structure members.

E _c	10 ⁵	kgf/mm ²	ν _c	0.2	—
E _s	1.5		ν _s	0	
E _f	2 × 10 ⁴		ν _f	0.3	
α _c	3.5 × 10 ⁻⁵	1/°C	λ _c	10	kcal/mh°C
α _s	0		λ _s	5	
α _f	1.2 × 10 ⁻⁵		λ _f	50	

Remarks Notation

E : Young's modulus, α : Thermal expansion ratio, ν : Poisson's ratio, λ : Thermal conductivity

Suffix

C : Firebrick, S : Stamp, f : Shell

関係にある。

$$T_C/T_A = \left(\frac{l_s}{\lambda_s} + \frac{1}{h} \right) / \left(\frac{L}{\lambda_c} + \frac{l_s}{\lambda_s} + \frac{1}{h} \right) \dots (5)$$

式(5)の h は鉄皮外面の熱伝達率であり、それ以外の記号は、Table 1 に定義する。

式(4)を用いることによつて、仮定(3)から、側圧分布は次式で与えられることになる。

$$p = p_0(1 - x/L_c) \quad (0 \leq x \leq L_c) \dots \dots (6)$$

式(6)から明らかなように、側圧分布 p を求めることは、たんに、p と L_c のみを求めることに帰着する。

ここで、以下の置き換え記号を用いる。

$$\left. \begin{aligned} X &= L_c/L \\ f &= \frac{E_c}{E_s} \frac{l_s}{R+L} \left\{ 1 + \frac{E_s}{E_f} \frac{(R+L)^2}{2l_s} \right\} \\ g &= L/2R \\ k &= T_C/T_A \end{aligned} \right\} \dots \dots (7)$$

上式に示すように、X はれんが長と部分接触長さの比、f はれんが、スタンプ、鉄皮の剛比パラメータ、g はれんが長・炉径比、k はれんがの稼動面側と鉄皮側の温度比であり、いずれも無次元量で与えた。

式(6)の応力分布と式(7)の置き替え記号を用いると、p₀ と X は次式で与えられることになる。

$$\frac{p_0}{E_c \alpha T_A} = (1-k)X + g(1-k)X^2 \dots \dots (8)$$

$$1 + (1+k)g - (1-k)X - g(1-k)X^2$$

$$= \frac{\delta}{R\theta\alpha T_A} + \{ (1-k)X + g(1-k)X^2 \} Xfg \dots (9)$$

ここで、X = L_c/L < 1 であり、また、g = L/2R は一般には 1 に比して十分小さいと考えられる。したがつて式(9)の右辺 { } 内の第 2 項は第 1 項に比べて微小である。この第 2 項を無視すれば、式(9)は 2 次方程式となり、求める未知数 L_c は次式で与えられることになる。

$$\begin{aligned} L_c/L &= - \frac{1}{2g(1+f)} \\ &+ \sqrt{ \left\{ \frac{1}{2g(1+f)} \right\}^2 + \frac{1}{(1-k)g(1+f)} } \\ &\times \left\{ 1 + (1+k)g - \frac{\delta}{R\theta\alpha T_A} \right\} \dots \dots (10) \end{aligned}$$

これを式(8)に代入すれば p₀ が得られる。

このように、式(8)と式(9)から p₀ と L_c が得られる。

また鉄皮から受ける半径方向の反力 q は次式となる。

$$q = p_0 L_c / 2(R+L) \dots \dots (11)$$

3.2 p の解析解と FEM 解の比較

ここでは、高炉湯溜り部のカーボンブロックを例にして、Fig. 3 (a) (b) のモデルについて、本解析法と、

FEM による解の比較を行う。なお、FEM による解析の場合の温度分布は、Table 1 に示すとおり物性値を用いるとともに、軸対称性をも考慮したものであり、解析解を求めるための温度分布(式(5))とは若干異なる。また、FEM による場合の応力解析では、ポアソン比の効果も考慮した平面応力状態とした。

稼働面温度 T_A が 0°C から 1500°C まで緩やかに上

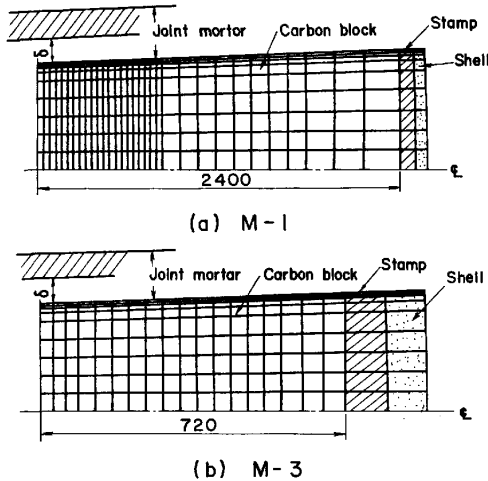


Fig. 3. Models for FEM analysis.

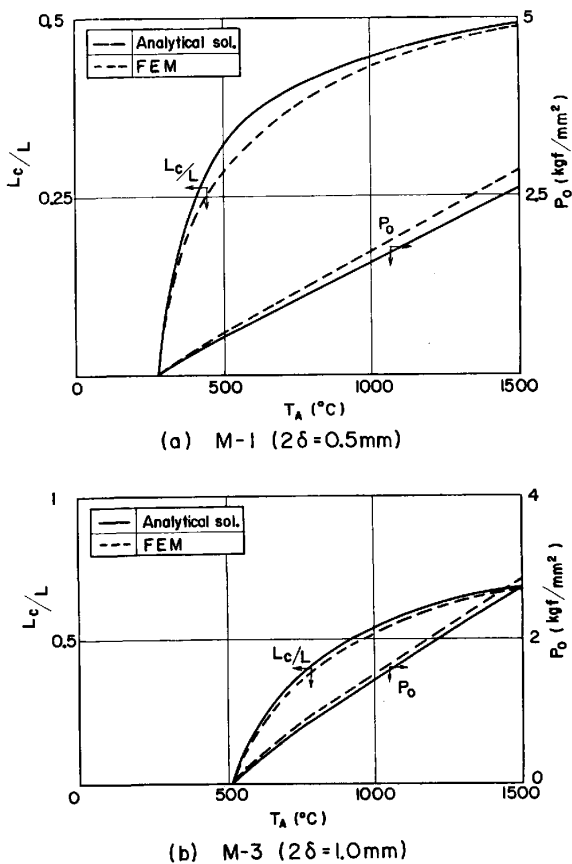


Fig. 4. Comparison of lateral pressure (p_0) and contact region (L_c) of analytical solution with FEM solution.

昇するとした場合の解析結果として、 L_c と p_0 の昇温中の変化を示すと、Fig. 4 (a)(b) となる。同図では、解析解の方が、FEM 解よりも、 p_0 を過小評価、 L_c を過大評価する傾向を示している。この差異は、FEM 解析の場合に比べて、本解析では 3.1 節の仮定(3)と温度分布の近似式(4)の仮説が追加されることによつて生じたと考えられる。しかしながら、これらの仮定、仮説によつて生じる誤差は高々 10% と小さいようである。

4. 側面に発生する引張応力 σ_{rm} の解析法

3章で求めた3角形状の側圧 p を受ける場合には、その端部(接触端E点)に引張応力の最大値 σ_{rm} が生じ、これによつてき裂が生じる可能性がある。

この σ_{rm} を求める解析を容易にするために、 σ_{rm} は、Fig. 5 に示すように、れんがのセリを無視した短形板において、3角形状の側圧を受けた場合に生ずる x 方向の引張応力 S_x の最大値 S_{xm} と、セリがある場合に鉄皮から受ける反力 q によつてE点に生じる r 方向の圧縮力 q' との和で得られるものと仮定する。すなわち、次式を仮定することにした。

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{rm} &= S_{xm} - q' \\ q' &= q(R+L)/(R+L_c) = p_0 L_c / 2(R+L_c) \end{aligned} \right\} \dots (12)$$

4.1 短形板の側面に発生する引張応力の解析式

短形板の相対する2辺に、任意の垂直荷重を受ける場合の応力は、応力関数を Fourier 級数展開する方法⁸⁾によつて算定することができる。本解析はこの応力関数法によつて実施した。

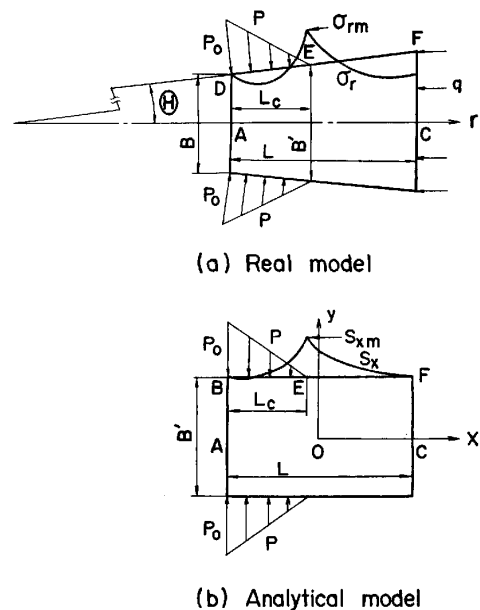


Fig. 5. Transformation of real model into analytical model.

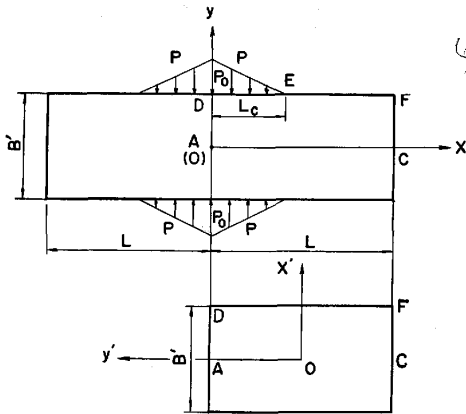


Fig. 6. Definition of coordinates to use stress function.

ただし、ここでは、級数解の収束性をよくするために、Fig. 6 に示すような、れんが2個分を想定した対称問題に変換した x-y 座表系と、れんが1個分を想定した x'-y' 座表系を組み合わせた。これによつて、本報で取り扱う問題の解 (x 方向応力分布 S_x) に対する基本式は次のようになる。

$$S_x = \sigma_x - \sigma_y, \dots\dots\dots (13)$$

ここに、 σ_x は次式で与えられる。

$$\sigma_x = \sum_{n=1}^{\infty} 2f(m, y) A_n \cos mx \dots\dots\dots (14)$$

ただし、

$$\begin{aligned} m &= n\pi/L \\ f(m, y) &= \frac{1}{\sinh mB' + mB'} \left\{ \left(\sinh \frac{mB'}{2} - \frac{mB'}{2} \cosh \frac{mB'}{2} \right) \cosh my \right. \\ &\quad \left. + my \sinh \frac{mB'}{2} \sinh my \right\} \\ A_n &= \frac{2p_0 L}{(n\pi)^2 L_C} \left(1 - \cos \frac{n\pi L_C}{L} \right) \end{aligned} \dots\dots\dots (15)$$

また、 σ_y は次式で与えられる。

$$\begin{aligned} \sigma_y &= \sum_{n'=1}^{\infty} g_1(m', x') (A_{n'} \cos m'x' \\ &\quad + C_{n'} \cos m'x') \cos m'y' \\ &\quad + \sum_{n'=1}^{\infty} g_2(m', x') (A_{n'} \cos m'x' \\ &\quad - C_{n'} \cos m'x') \cos m'y' \dots\dots\dots (16) \end{aligned}$$

ただし、

$$\begin{aligned} m' &= \frac{2n'\pi}{B'} \\ g_1(m', x') &= \frac{1}{\sinh m'L + m'L} \left\{ \left(\sinh \frac{m'L}{2} \right. \right. \end{aligned}$$

$$\left. + \frac{m'L}{2} \cosh \frac{m'L}{2} \right\} \cosh m'x' - m'x' \sinh \frac{m'L}{2} \sinh m'x' \dots\dots\dots (17)$$

$$\begin{aligned} g_2(m', x') &= \frac{1}{\sinh m'L - m'L} \left\{ \left(\cosh \frac{m'L}{2} \right. \right. \\ &\quad \left. + \frac{m'L}{2} \sinh \frac{m'L}{2} \right\} \sinh m'x' \\ &\quad - m'x' \cosh \frac{m'L}{2} \cosh m'x' \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} A_{n'} &= \frac{4}{B'} \int_0^{B'/2} S_0 \cos \frac{2n'\pi y'}{B'} dy' \\ C_{n'} &= \frac{4}{B'} \int_0^{B'/2} S_1 \cos \frac{2n'\pi y'}{B'} dy' \end{aligned} \dots\dots\dots (18)$$

なお、式(18)中の S_0 は、 $x=0$ における式(14)の σ_x 、 S_1 は、 $x=L$ における式(14)の σ_x である。また、 $A_{n'}$ 、 $C_{n'}$ は各 n' に対して、数値積分を行うことによつて得られる。

このようにして得られる S_x の最大値はE点で生じる。この最大値を S_{xm} とし、 L/B' をパラメータとして S_{xm}/p_0 と L_C/L の関係を示すと Fig. 7 のようになる。なお、 L_C/L が極端に大きいか、あるいは小さい場合は、式(16)に示す σ_y' の収束性が悪くなる。例えば、 L_C/L が極端に小さい場合は、 S_{xm} は小さめの値、 L_C/L が極端に大きい場合は、 S_{xm} は大きめの値を与えることになる。しかしながら、Fig. 7 で示したような、 $1 \leq L/B' \leq 5$ の範囲で、かつ $0.2 \leq L_C/L \leq 0.8$ の範囲では十分精度のよい値が得られた。なお、 L/B' が大きくなると、この精度のよい L_C/L の範囲は拡大される傾向にある。

4.2 σ_{rm} の解析解と FEM 解の比較

ここでは、Fig. 3 (a)(b) のモデルについて、式(12)で与えられる σ_{rm} と、既報⁵⁾で示した FEM 解析と同様の計算条件を用いた解析による σ_{rm} を比較すると、Fig. 8 (a), (b) のようになる。このときの温度、応

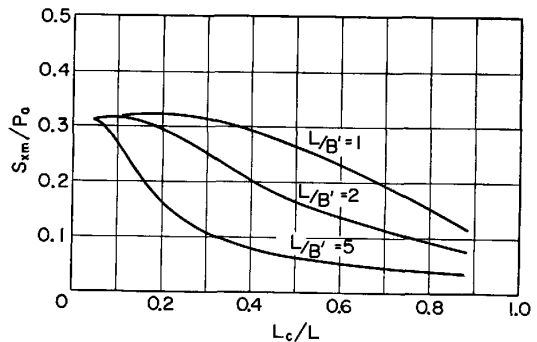


Fig. 7. Relation between maximum tensile stress (S_{xm}) and contact region (L_C) of rectangular plate.

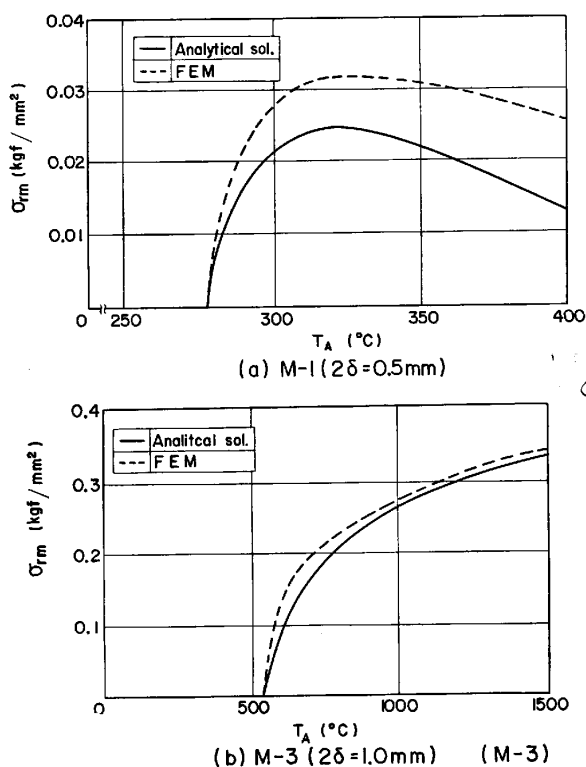


Fig. 8. Comparison of maximum tensile stress (σ_{rm}) of analytical solution with FEM solution.

力解析条件は、3・2節と同様である。

Fig. 8 (a) は、両者の不一致が顕著な場合の例であり、Fig. 8 (b) は、両者に良好な一致が認められる場合の例である。特に、Fig. 8 (a) に示すような差異が生じた原因は次のようになる。

Fig. 4 にみられるように、解析解は p_0 を過小評価し、 L_c を過大評価する傾向にある。本節での解析が線形弾性体の解析であることから、 p_0 の過小評価は S_{xm} の過小評価に直結する。さらに、Fig. 7 から明らかのように、 L_c の過大評価も S_{xm} を過小評価する原因となる。したがって、本解析解は、全般的に、 S_{xm} を過小評価する結果に結びついていることになる。

Fig. 8(a) で σ_{rm} が最大値を示す温度 ($T_A=320^\circ\text{C}$) に対応する L_c/L は Fig. 4 (a) で与えられる。その L_c/L は約 0.13~0.14 と非常に小さい。そのため 4・1節で示したように、 L_c/L が小さいがために生じた S_{xm} の過小評価現象が、 σ_{rm} を小さ目に算定する原因に重畳される。このような原因のために、Fig. 8(a) の場合は、解析解と FEM 解の σ_{rm} に比較的大きな差異を生じる結果になったものと考えられる。

しかし、このように比較的大きな誤差が生じる条件は、Fig. 4 (a) および Fig. 8 (a) に示すように、 L_c/L が極めて小さく、 p_0 、 σ_{rm} も非常に小さいときである。このような低応力の場合は、設計上では検討対象外とな

Table 2. Proportions of models for the analysis.

Model No.	R(mm)	L(mm)	l_s (mm)	t(mm)	θ (rad.)
M-1	6000	2400	100	70	$\pi/90$
M-2	7000	1150	100	70	$\pi/90$
M-3	7200	720	100	90	$\pi/90$

Remarks

R : Inner radius, L : Length of firebrick, l_s : Thickness of stamp, t : Thickness of shell, θ : Half angle of firebrick

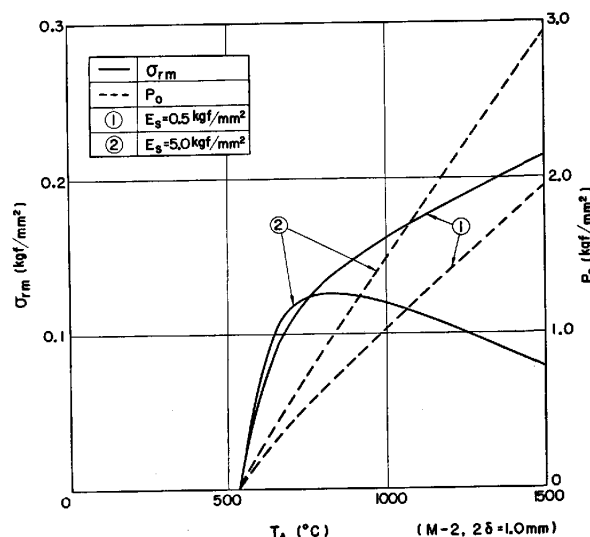


Fig. 9. Effect of Young's modulus (E_s) of stamp on the stress (σ_{rm} , p_0) of firebrick.

る。したがって、Fig. 8 (b) 程度の精度が期待できる本解析法は十分実用的であると考えられる。

5. 発生応力に関するパラメータ解析

れんが物性、寸法、目地厚等の設計パラメータと発生応力 (p_0 , σ_{rm}) の関係を、本解析法によって検討した結果をまとめる。解析に用いた形状は、Table 2 に示すように、高炉湯溜り部を対象とした。なお、Table 2 中の M-1, M-3 は、Fig. 3 (a)(b) と同じ形状である。また、物性値は、特に明示しないかぎり Table 1 を用いるものとし、Table 1 と異なつた値を使用する場合のみを記すものとした。また、昇温条件は稼働面温度 T_A が 1500°C まで緩やかに上昇するものとした。

5.1 スタンプのヤング率の影響

スタンプのヤング率 E_s が 0.5 kgf/mm^2 の場合と、 5.0 kgf/mm^2 の場合の p_0 と σ_{rm} を比較すれば、Fig. 9 となる。同図より、 E_s を高めれば、熱膨張吸収代の減少のため、 p_0 は上昇するが、逆に σ_{rm} は減少することがわかる。

5.2 目地限界変位の影響

目地の限界変位 2δ を変化させた場合の p_0 および σ_{rm} の変化を Fig. 10 に示す。この Fig. 10 の場合も Fig.

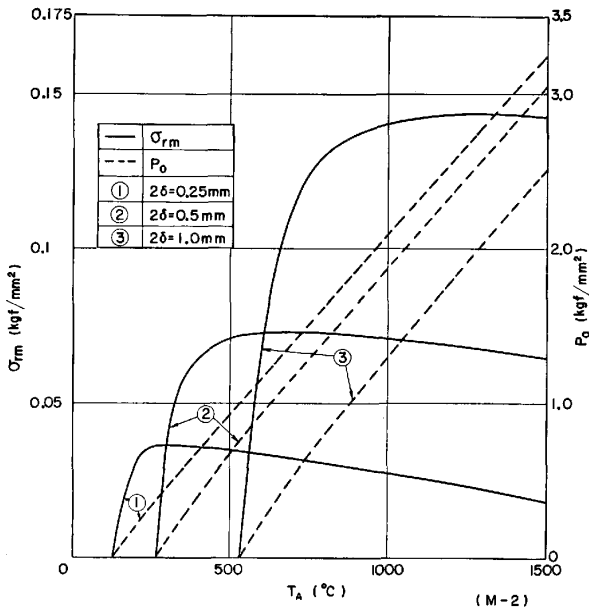


Fig. 10. Effect of gap clearance (2δ) of joint-mortar on the stress (σ_{rm} , p_0) of firebrick.

9の場合と同様に、熱膨張吸収代の少ない(2δ の小さい)場合に p_0 は上昇するが逆に σ_{rm} は減少する傾向となる。

5.1節, 5.2節のように熱膨張吸収代の減少によつて σ_{rm} が減少する理由は、次のように説明できる。

仮りに L_c が同じならば、本解析法は弾性問題に限定しているので、式(12)の S_{xm} は、 p_0 の増大に伴つて大きくなる。したがつて、 p_0 の増大は、 σ_{rm} を増大させる原因となる。しかしながら、 p_0 の増大は、鉄皮反力 q の増大によつて、 L_c/L をも増大させる原因となる。

L_c/L の増大は、Fig. 7に示されるように S_{xm} の減少をもたらす。さらに、式(12)にあるように、 q の増大も σ_{rm} の減少をもたらす。このようなことから、熱膨張吸収代を減少させれば、 σ_{rm} の減少につながり、 σ_{rm} のみに着目すれば、熱膨張吸収代を小さくすることが効果的な築炉法に結びつく。

5.3 れんがヤング率の影響

れんがのヤング率 E_c をパラメータとして、 σ_{rm} と p_0 を比較した例をFig. 11に示す。この場合、 E_c を低下させれば、 p_0 、 σ_{rm} のいずれもが減少する。また、 E_c は p_0 よりも、 σ_{rm} に、より大きな影響を与えるようである。

5.4 れんが長さの影響

表2中のM-1, M-2, M-3の大きな相異点は、そのれんが長さ L にあると考えられる。この3者での σ_{rm} と p_0 を比較すると、Fig. 12となる。同図では、 L の最も短いM-3が p_0 、 σ_{rm} ともに最も大きくなる。

L が大きいほど、温度勾配が緩やかになり L_c が増大

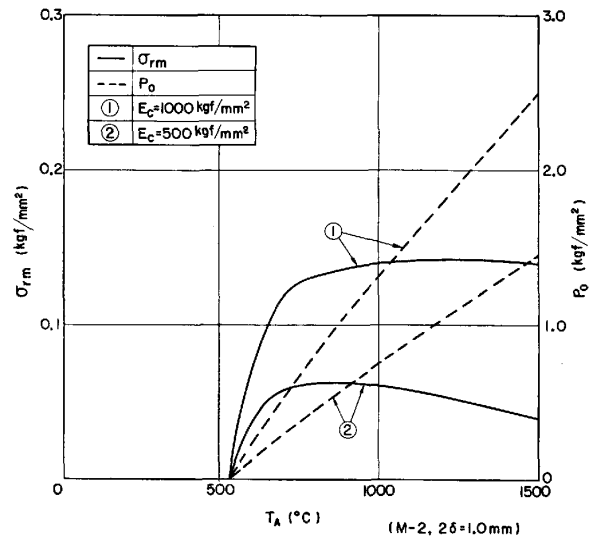


Fig. 11. Effect of Young's modulus (E_c) on the stress (σ_{rm} , p_0) of firebrick.

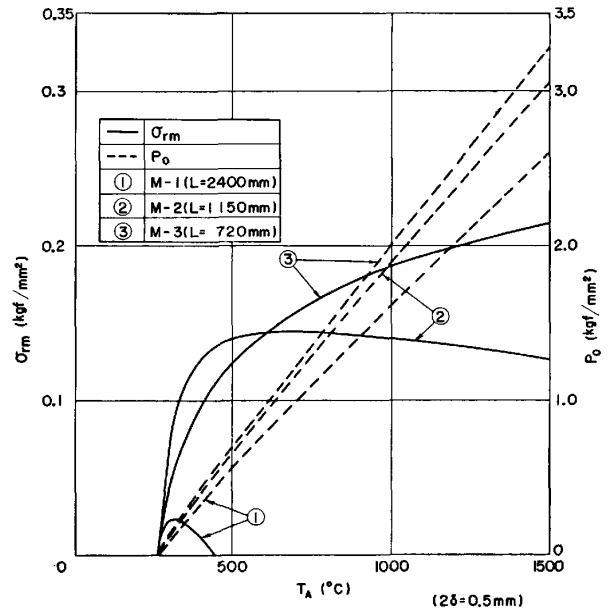


Fig. 12. Effect of length (L) on the stress (σ_{rm} , p_0) of firebrick.

する。このため、実質的には、れんが剛性に比べた鉄皮剛性が低下することになり、鉄皮の変形拘束が低下して p_0 は減少する。また L/B' が大きいほど、Fig. 7で示されるように S_{xm} は小さくなる。また、 L_c が大きいほど、 q も大きくなる。このようなことから、式(12)で表される σ_{rm} は、 L が大きいほど小さく考えられる。

5.5 れんが熱伝導率の影響

れんがの熱伝導率 λ_c を10 kcal/mh°C, 20 kcal/mh°Cとした場合の p_0 、 σ_{rm} をFig. 13に示す。同図からは、 λ_c が高いと p_0 、 σ_{rm} のいずれもが低下することがわかる。この理由は、 λ_c が高い方が温度勾配がゆる

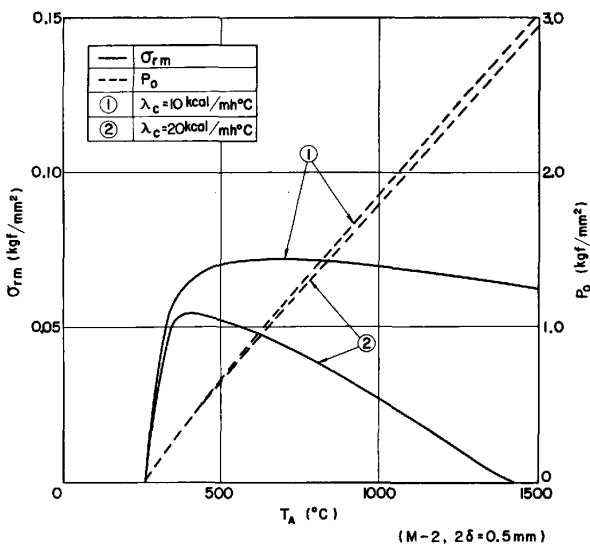


Fig. 13. Effect of thermal conductivity (λ_c) on the stress (σ_{rm} , p_0) of firebrick.

やかになり、 L_c が増大し、結果的に、長いれんがを用いた場合と同様の効果が生ずることに起因すると考えられる。

6. 結 言

本研究では、目地部を、限界変位 2δ 以降では剛性を ∞ としたギャッピングモデル⁵⁾を基にして、軸対称れんが積構造体の応力を、解析的に求める式を導出した。その式を用いて、高炉湯溜り部を対象として、発生応力に対する各種因子の影響度を調査した。

それらの結果をまとめると次のようになる。

(1) 側圧分布 p については、本解析解は FEM による解とおおむね良好に一致する。ただし、本解析解は、側圧 p の稼動面側での値 p_0 を若干低め、接触範囲 L_c

を若干大きめに評価している。

(2) p によつて側面に生じる半径方向の引張応力 σ_{rm} については、本解析解は、FEM による解に比して低めの値を与える。ただし、この誤差は実用的な範囲では、さしたる問題とはなり得ないと考えられる。

(3) 発生応力 p_0 , σ_{rm} に対する各種因子の影響度を調べた結果、 p_0 および σ_{rm} の両方とも減少する方法としては、れんがのヤング率を減少させること、れんが長さを長くすること、熱伝導率の高い材料を用いることが有効と考えられる。

なお、本報後半では級数和によつて解を得るため、機械計算を用いることになる。しかしながら、前半を含めて本報で示したすべての計算プロセスをプログラム化しても、高々 250 ステップ程度である。また入力データも、カード 5 枚程度になり、FEM に比して極めて簡便な解法である。

文 献

- 1) 平櫛敬資, 大川 清, 樋渡幸夫, 萩原 武, 松本義文, 藤原 茂: 製鉄研究 (1975) 283, p. 110
- 2) 平櫛敬資, 堀尾竹弘, 大川 清: 耐火物, 31 (1979), p. 388
- 3) 平櫛敬資, 樋渡幸夫, 大川 清: 耐火物, 30 (1978), p. 111
- 4) 広中邦汎, 藤原昭文, 藤野眞之, 太田芳男, 下村興治: 鉄と鋼, 69 (1983) 9, p. 1121
- 5) 藤原昭文, 広中邦汎, 藤野眞之: 鉄と鋼, 68 (1982) 15, p. 2116
- 6) 例えば, 耐火物と築炉工学 (耐火物技術協会編) 後編 (1976), p. 444 [耐火物技術協会]
- 7) 加藤一郎, 森田喜保, 樋上文範: 鉄と鋼, 68 (1982) 1, p. 105
- 8) 寺沢一雄, 松浦義一: 材料力学下巻, (1967) p. 66 [海文堂]