論文・Paper

片面加熱時の耐火物に発生する熱応力の 有限要素法による解析

(耐火物の熱衝撃による破壊現象の研究, 第3報)

熊谷 正人・内村 良治・川上 辰男*

(川崎製鉄(株)技術研究所)
(* 川崎炉材(株)技術研究所)

著者らは、先にパネルスポーリング試験法を用い、新しく AE 法を導入して、耐火物の熱衝撃破壊挙動や耐熱衝撃性に関する解明を進めてきた。本報では、直方体形状の耐火物を片面から急速に加熱した際、耐火物に発生する熱応力を有限要素法によって計算するとともに、先に AE 法によって得た結果と対比して、耐火物の損傷過程について検討した。

その結果、(1) 3次元有限要素法プログラムを用いることによって、実験とよく一致する結果が得られた。(2) 加熱過程では、温度上昇とともに、発生する熱応力は大きくなるが、相対的な熱応力分布は変化しない。(3) 加熱時にき裂を発生させる熱応力としては、耐火物の中心軸付近の加熱面に垂直な引張り応力のほかに、幅、厚さの方向の引張り応力等が考えられる。(4) 耐火物の幅及び厚さの方向の寸法が大きくなると、発生する熱応力が大きくなるだけでなく、最大引張り応力は加熱面からより深い位置に発生する。(5) 加熱方向に対して垂直な方向から拘束力が働く場合、幅及び厚さ方向では拘束力を熱応力に単純に重ね合わせた結果が得られるが、温度こう配の方向の応力成分は拘束力の影響をほとんど受けない。

(1978 年 10 月 31 日受付)

Finite Element Analysis of Thermal Stresses Produced in Refractory Heated from One End

(Studies on Fracture Behavior of Refractories under
Thermal Shock Conditions, Part 3)

Masato KUMAGAI, Ryoji UCHIMURA and Tatsuo KAWAKAMI*

(Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., Chiba-shi 260)
(* Research Laboratories, Kawasaki Refractories Corp., Ako-shi 678-02)

A three dimensional finite element analysis was used to calculate thermal stresses caused by temperature gradient in refractory heated from one end. Excellent agreement was obtained between calculated and experimental results.

Although thermal stresses produced in refractory increase with increasing temperature, comparative stress distribution remains almost unchanged. That is, the hot face region and the side region are in compression and these are backed by a region in tension around the center axis with a peak at about 50 mm from the hot face. Following tensile stresses are considered to cause cracking.

- (i) Normal stress component perpendicular to the hot face around the center axis at about 50 mm from the hot face.
- (ii) Normal stress component parallel to the hot face around the center axis at about 30 mm from the hot face.

As the specimen dimension increases, thermal stresses increase with the maximum tensile region moving away from the hot face. The magnitude of the normal stress component perpendicular to the hot face is scarcely affected by the restraining stress in the direction parallel to the hot face. On the other hand, normal stress component parallel to the hot face

almost results in the superposition of the thermal stress component and the restraining stress.

[Received October 31, 1978]

Key-words: Finite element analysis, Thermal stress, Refractory, Thermal stress fracture, Panel spalling

1. 緒 言

熱衝撃による耐火物の損傷を実験室的に調べる方法の一つとして、耐火物で構築したパネルを片面から急速に加熱、冷却し、その際の耐火物の損傷状態を調べる方法、すなわち、パネル法¹⁾が良く知られている。このパネル法は、実炉に比較的近い条件を与えうるという観点から、耐火物損傷のシミュレーションとして、また耐熱衝撃性の試験方法として取り上げられ、従来から数多くの実施例がある。著者らは、先にこのパネル法を用い、新しく Acoustic Emission 法 (AE 法) を導入して、熱応力により耐火物の内部に発生するき裂を検出し、耐火物の耐熱衝撃性に関する解明を進めてきた²⁾。ところで、パネル法の耐火物のように、片面を急激に加熱、冷却される耐火物の場合、その損傷に関する理論的な取り扱いはいまだに数が少ない。すなわち、注目される報告としては、Kienow ら^{3)~6)}が片面加熱後の耐火物で、目視できるき裂の発生状況と加熱速度や耐火物物性値との対応を調べ、自らのモデルで加熱面に平行なき裂の位置等を半定量的に説明しているものがあるのみで、他の報告は、単に試験後の耐火物で目視されるき裂の発生状況と加熱、冷却速度との関係を定性的に検討するにとどまっているものが多く、き裂の発生、伝ばを追跡し、損傷過程を解明しようとした試みはあまりない。また、片面加熱時の耐火物に発生する熱応力については、一般的な傾向は知られているものの^{7),8)}詳細に解析した例はほとんどなく、試験片形状や周囲からの拘束力が発生熱応力に及ぼす影響についても未解明の点が多い。

このような状況のもとで、本研究では、金属精錬炉、溶融金属容器、その他の窯炉等の実用耐火物を念頭に置き、片面から急速に加熱した際に耐火物に発生する熱応力を有限要素法によって計算するとともに、先に AE 法を用いて得た結果と対比し、耐火物の熱衝撃による損傷過程を解明しようと試みた。

2. 有限要素法による熱応力の計算

2.1 計算方法⁹⁾

直方体の耐火物の一面を加熱した時、その内部に発生する熱応力を計算する場合には、温度こう配は1次元のと仮定してよいから、熱弾性の問題として解析を行い、熱応力分布を計算することも可能である。しかし、解析的な手法で計算を進める場合、計算結果の信頼性をより高いものとする

ためには、計算に際して耐火物の物性値の温度依存性を考慮することが必要になり、また耐火物の形状や周囲からの拘束力の影響についても検討する必要があるために、この計算は一般に煩雑なものとなり、更に計算の可能な条件も限られたものになりがちである。

このため、本報では、さまざまなケースへの適用が容易で、はん用性の高い有限要素法を用いて熱応力分布の計算を行うことにした。有限要素法による計算では、連続体を有限個の要素に分割し、要素内の変位を要素境界上にある有限個の節点の変位を用いて表し、それぞれの節点での平衡方程式を求めてこれを解く。言い換えれば、各要素のポテンシャルエネルギーの和として連続体全体のポテンシャルエネルギーを求め、これが最小値となるように変位及び応力を求める。ところで、有限要素法による計算で、対象が2次元の場合は3節点三角形要素が、また3次元の場合には4節点4面体要素が最も簡単であり、一般的でもあるが、このような簡単な要素で所定の計算精度を得るためには、要素の数を非常に多くする必要がある。このため、より複雑な要素を使用し、解の精度を改善する場合も多い。著者らは、最初平面ひずみ状態を仮定し、3節点三角形要素による2次元解析を試みたが、要素をかなり細かくしても実験結果¹⁾との対応はそれほどよくならなかったため、直方体要素による3次元解析によって計算を進めた。計算プログラムは米国の NASA で開発された3次元プログラム“NAS-TRAN”を用い、計算は、川崎製鉄千葉製鉄所の UNIVAC 1110 を用いて行った。計算に当たっては、直方体形状の耐火物が長手方向の端面で加熱されるものと仮定し、直方体の対称性を考慮して耐火物を図 1-(a) のように4等分し、そのうちの1個を図 1-(b) のように402個の直方体要素に分割して、その八つの頂点を節点とし

Fig. 1. Finite element grid for three dimensional analysis.

た。また、座標軸は、加熱面に垂直な耐火物の中心軸を x 軸（温度こう配の方向）、加熱面長方形上で長辺方向（幅方向）を y 軸、短辺方向（厚さ方向）を z 軸とした。したがって座標の原点は加熱面と中心軸の交点である。なお、耐火物は均質、等方な線形弾性体であると仮定し、塑性変形等は生じないものとして熱応力解析を進めた。

Fig. 2. Notation for unit cell.

次に計算方法の概要を示す。図2に示した8節点直方体要素内の任意の点における変位 $\{f\}$ は、形状関数 $[N]$ 及び節点変位 $\{\delta\}^e$ を用いて (1) 式のように書ける。

$$\{f\} = [N] \{\delta\}^e \quad (1)$$

ここで、

$$\{f\} = \{u, v, w\}^T$$

u : x 方向変位

v : y 方向変位

w : z 方向変位

$$[N] = [N_1, N_2, \dots, N_8]$$

$$N_i = \frac{1}{8} (1 + \xi \xi_i) (1 + \eta \eta_i) (1 + \zeta \zeta_i) \quad (2)$$

ξ, η, ζ は要素内の正規化された座標を示し、系全体についてとった座標 (x, y, z) を用いて (3) 式で与えられる。

$$\left. \begin{aligned} \xi &= \frac{x - x_c}{a} \\ \eta &= \frac{y - y_c}{b} \\ \zeta &= \frac{z - z_c}{c} \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

また、添字 i は節点 i の座標成分を示し、 $2a, 2b, 2c$ は直方体要素の3辺の長さである。更に、

$$\{\delta\}^e = \{u_1 v_1 w_1 u_2 v_2 w_2 \dots u_8 v_8 w_8\}^T \quad (4)$$

このように、要素内のすべての点で変位が与えられれば、任意の点におけるひずみは (5) 式で表せる。

$$\{\epsilon\} = [B] \{\delta\}^e \quad (5)$$

ここで、

$$\begin{aligned} \{\epsilon\} &= \{\epsilon_x \ \epsilon_y \ \epsilon_z \ \gamma_{xy} \ \gamma_{yz} \ \gamma_{zx}\}^T \\ &= \left\{ \frac{\partial u}{\partial x}, \frac{\partial v}{\partial y}, \frac{\partial w}{\partial z}, \frac{\partial u}{\partial y} + \frac{\partial v}{\partial x}, \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y}, \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z} \right\}^T \\ [B] &= [B_1 B_2 \dots B_8] \\ [B_i] &= \begin{bmatrix} \frac{\partial N_i}{\partial x} & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\partial N_i}{\partial y} & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\partial N_i}{\partial z} \\ \frac{\partial N_i}{\partial y} & \frac{\partial N_i}{\partial x} & 0 \\ 0 & \frac{\partial N_i}{\partial z} & \frac{\partial N_i}{\partial y} \\ \frac{\partial N_i}{\partial z} & 0 & \frac{\partial N_i}{\partial x} \end{bmatrix} \end{aligned} \quad (6)$$

したがって、(2) 式を (6) 式に代入することによって $[B_i]$ 、すなわち $[B]$ を ξ, η, ζ の関数として表すことができる。ところで、弾性応力-ひずみ関係式は (7) 式のようなになる。

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

ここで、 $\{\sigma\} = \{\sigma_x \ \sigma_y \ \sigma_z \ \tau_{xy} \ \tau_{yz} \ \tau_{zx}\}^T$

であり、等方性材料を仮定していることから $[D]$ は次のようになる。

$$[D] = \frac{E(1-\nu)}{(1+\nu)(1-2\nu)} \begin{bmatrix} 1 & \frac{\nu}{1-\nu} & \frac{\nu}{1-\nu} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \frac{\nu}{1-\nu} & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \frac{\nu}{1-\nu} & 0 & 0 & 0 \\ \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} & 0 & 0 & 1-2\nu & 0 & 0 \\ \text{Sym.} & \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} & 0 & 0 & 1-2\nu & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1-2\nu \end{bmatrix} \quad (8)$$

また、 $\{\epsilon_0\}$ は熱膨張に基因する項であり、

$$\{\epsilon_0\} = [\alpha T \ \alpha T \ \alpha T]^T$$

(5), (7) 式より次式が得られる。

$$\{\sigma\} = [D] [B] \{\delta\}^e - [D] \{\epsilon_0\}$$

ところで、要素に働く境界上の力や要素内の物体力に等価な節点力を $\{F\}^e$ とし、系全体の平衡を考えると、次式が得られる。

$$\{F\}^e = [k]^e \{\delta\}^e - \{F\}_0^e$$

ここで、

$$[k]^e = \sum \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 \int_{-1}^1 [B]^T [D] [B] d\xi d\eta d\zeta$$

$$[F]_{\epsilon_0}^e = \sum_{\epsilon, \gamma, \zeta = -1}^1 \iiint -[B]^T [D] \{ \epsilon_0 \} d\epsilon d\gamma d\zeta$$

ただし、 Σ は要素全体についての和を示す。
ところが、変位境界条件の下では $\{F\}^e$ は 0 であるから、結局 (9) 式を満たすように耐火物が変形することになる。

$$[k]^e \{ \delta \}^e = \{ F \}^e \tag{9}$$

したがって、 $[B]$ 、 $[D]$ が (6)、(8) 式のように与えられれば、(9) 式から節点変位 $\{ \delta \}^e$ が求められ、(5)、(7) 式からそれぞれ要素内の応力及び変位が求められる。

なお、本プログラムでは、解の精度を向上させるために、各節点を構成する要素の応力の平均として各節点の応力を表示するようになっているが、き裂の存在等による応力の緩和については考慮されていない。

Table 1. Typical properties of refractories.

Property	Sample	
	M	D
Porosity (%)	13.30	15.00
Specific gravity	3.01	2.96
Compressive strength (kg・cm ⁻²)	545.00	263.00
Modulus of rupture, S (kg・cm ⁻²)	R. T.	215.00
	800°C	160.00
	1100°C	57.00
Modulus of elasticity, E (10 ⁴ kg・cm ⁻²)		121.00
		75.00
Chemical composition (wt%)	MgO	94.00
	CaO	0.80
	SiO ₂	2.60

* SiO₂+Al₂O₃+Fe₂O₃

2.2 計算条件及び計算項目

計算は表 1 に示した品質を有する M、D の 2 種類の耐火物について行った。M はマグネシア質耐火物であり、海水マグネシアクリンカーを適当に粒度配合、混練した後、成形、焼成して得られたものである。D はドロマイト質耐火物であり、海水マグネシアクリンカーと合成ドロマイトクリンカーを所定の割合で配合、混練した後、成形、焼成して得られたものである。

試験片の形状としては、加熱面に平行な断面 (yz 面) の寸法を M について 5 通り、D について 3 通りに変えて、準備した (表 2)。M の場合は並形に近い形状 (a) を基準に、yz 面の面積がその 1/2 で形状が正方形のもの (c) 及び長方形のもの (b)、(d)、更に yz 面の大きなもの (e)、を選んだ。D の場合、yz 面はいずれも長方形であるが、並形に近いもの (f) 及び yz 面の大きなもの (g)、(h) を選んだ。

試験片に与える温度こう配については、次のようにして実測した。今回の実験を通じて試験片長手方向 (x 軸方向) の端面を加熱面とし、x 方向の中心軸上で加熱面

Table 2. Specimen dimension.

M		D	
Specimen	Dimension (mm)	Specimen	Dimension (mm)
(a)	60×120×230	(f)	60×120×230
(b)	30×120×230	(g)	150×100×230
(c)	60× 60×230	(h)	150×200×230
(d)	15×240×230		
(e)	150×150×230

Fig. 3. Temperature gradient in specimen for thermal stress analysis.
M: Magnesia
D: Magnesia-dolomite

から 10、20、30、50、100、200 mm の位置に素線太さ 0.6 mm ϕ のクロメル-アルメル熱電対を埋め込む。この試験片の長手方向の周囲に、試験片内に一方向熱流が得られるように同種の耐火物を配した後、加熱面を 13.3 °C/min (M の場合)、10°C/min (D の場合) の一定速度で電気炉により加熱し、試験片の表面温度が試料 M では約 200°, 300°, 600°, 800°C、D では約 300°, 500°, 700°C の各温度に到達したときの各位置の温度を測定して、温度こう配を求めた (図 3)。

計算に必要とされる耐火物の物性値のうち、熱膨張係数、弾性率はいずれも温度の関数であるから、M、D 両試料について実測で求めた (図 4、5)。なお、ここでいう弾性率は、超音波の伝ば速度から求めた動弾性率である。Poisson 比については 0.2 とし、温度に依存しないものと仮定した。試験片に加える拘束力としては、同種

Fig. 4. Variation of modulus of elasticity with temperature for magnesia (M), magnesia-dolomite (D) refractories.

Fig. 5. Thermal expansion curves for magnesia (M), magnesia-dolomite (D) refractories.

Fig. 6. Restraining stress in y and z direction used in calculation.

の耐火物で構成したパネルの片面を上記の加熱速度で加熱し、その時に発生する y, z 方向の応力を実測して、これを参考に図 6 に示したように加熱面から低温側の端面にかけて単調な形でかかるものを仮定した。

以上のような条件を与えて、試験片内の各位置で発生する熱応力を計算で求めた。試験片に対する拘束がない場合は、表 2 の試験片形状、図 3 の温度分布の各々について計算を行い、 y, z 方向からの拘束が存在する場合は、図 3 の温度分布のうち②の条件についてのみ計算を行った。

3. 計算結果及び考察

マグネシア質、ドロマイト質耐火物の両者について熱応力の絶対値は異なるが、分布状態は同じであるので、特別の場合を除いてマグネシア質の試料についてだけ述べる。

3.1 周囲からの拘束力がない場合の熱応力分布

3.1.1 加熱に伴う変化

周囲からの拘束力が働いていない場合について、加熱過程で耐火物内に発生する熱応力の分布を図 7~10 に示した。ここでは、並形に近い試験片形状 (a) の結果のみを示した。今回の計算結果によれば、加熱面に属する直方体頂点部を除いてせん断応力成分は小さいため、以下ではこれを無視し、 x, y, z 方向の垂直応力 $\sigma_x, \sigma_y, \sigma_z$ のみを示す。更に、 $|\sigma_y| \geq |\sigma_z|$ であるため、通常は σ_z については触れず、 xy 面内における応力だけを取り上げ、引張り応力を正、圧縮応力を負として表している。図 7, 8 から、温度が上昇しても x, y 両方向で熱応力分

Fig. 7. Thermal stresses produced in refractory during heating from one end.

Fig. 8. Thermal stresses produced in refractory during heating from one end.

布の相対的な傾向は変化しないが、圧縮、引張り応力とも絶対値が大きくなっていくことが分る。図7からみると、中心軸上の σ_x は加熱面近傍 (0~10 mm) では圧縮応力となっているが、加熱面から 10 mm 以上内部へ入ると引張り応力となる。加熱面から 50 mm 付近で引張り応力は最大となり、更に内部では引張り応力の絶対値が徐々に小さくなっていく。そして、最大引張り応力の発生位置は温度が上昇しても変化しない。中心軸上の σ_y の変化 (図8) は、中心軸上の σ_x の変化 (図7) と同じ傾向を示し、加熱面近傍では圧縮応力、内部では引張り応力となっているが、最大引張り応力が発生する位置 (加熱面から 40 mm) より内部では急速に小さくなり、100 mm 位置で 0 に近くなる。最大引張り応力 $\sigma_{x\max}$, $\sigma_{y\max}$ の絶対値と発生位置を比較すると、 $\sigma_{x\max} > \sigma_{y\max}$ であり、 $\sigma_{x\max}$ が $\sigma_{y\max}$ より加熱面から深い位置に発生する。加熱面近傍の圧縮応力は $|\sigma_y| > |\sigma_x|$ である。なお、本結果では、加熱面近傍で σ_x が圧縮応力となっているが、境界条件から考えて加熱面上では $\sigma_x = 0$ となるはずであり、加熱面近傍の σ_x の絶対値には問題が残されている。中心軸を含む xy 面で σ_x の変化をみると、中心軸付近では引張り応力であるが、側面に近い位置では圧縮応力となっている (図9)。また、この面内で σ_y の変化をみると、中心軸付近では、引張り応力であるが、側面に近い位置では 0 に近づく (図10)。このような熱応力分布を概括的に示したのが図11である。以上の結果によれば、急速加熱によるマグネシア質耐火物 M の損傷は次のように考えられる。すなわち、温度上昇につれて、まず加熱面から 50 mm 深さの位置

Fig. 9. Thermal stresses produced in refractory during heating from one end.

Fig. 10. Thermal stresses produced in refractory during heating from one end.

に x 方向の引張り応力により加熱面に平行なき裂が発生し、更に加熱すると、加熱面から 30~40 mm の領域で y 方向の引張り応力により加熱面に垂直なき裂が発生する。また、加熱面近傍では大きな圧縮応力が発生して

Fig. 11. Schematic representation of thermal stresses produced in refractory during heating from one end.

おり、高温域では、見掛け上耐火物の圧縮強度を越えている。しかし、前述のようにここでの熱応力計算プログラムではき裂による緩和の影響を考慮していないためいったんき裂が発生したのちの熱応力分布を正確に表現しているとはいえない。したがって、引張り応力に基づく初期のき裂発生で圧縮応力がある程度緩和されている可能性もあり、圧縮応力によるき裂の発生についてはより詳細な検討が必要である。

3.1.2 耐火物形状の影響

yz 面形状の異なる試験片に発生する熱応力を比較して図 12, 13 に示す。 y, z 方向の寸法が大きくなると、耐火物内に発生する熱応力は大きくなるだけでなく、最大引張り応力 $\sigma_{x\max}, \sigma_{y\max}, \sigma_{z\max}$ はともに加熱面から深い位置に生ずるようになる。例えば、中心軸上の σ_y は形状 (c) では加熱面から 40 mm の位置で最大となるが、形状 (e) では 70 mm の位置で最大となる。また、 yz 面の面積が等しくなる条件で比較すると、 yz 面形状が正方形に近づくにつれて、発生する熱応力はいずれの方向とも小さくなる傾向にあり、最大引張り応力の発生する位置は加熱面に近づき、内部へ入ると急速に小さくなる。したがって、 yz 断面の面積が一定の耐火物を考える限り、断面形状が正方形に近くなるほど熱衝撃による損傷を受けにくくなると考えられる。

3.2 拘束力の影響

Fig. 12. Effects of specimen size on thermal stresses produced in refractory during heating from one end.

Fig. 13. Effects of specimen size on thermal stresses produced in refractory during heating from one end.

拘束力の有無による耐火物内の応力分布の変化を比較して図 14, 15 に示す。 y, z 方向から拘束力を加えた場合の σ_y, σ_z は、拘束力のない場合の熱応力に拘束力を単純に重ね合わせた形となっている (図 14)。また、 σ_x の大きさは最大で 2~3% 変化するだけで、拘束力の影響をほとんど受けていない (図 15)。以上のことから、

Fig. 14. Effects of restraining stress on thermal stresses produced in refractory during heating from one end.

Fig. 15. Effects of restraining stress on thermal stresses produced in refractory during heating from one end.

同じ温度で入ることが推察される。ただ、ここでの計算はあくまでき裂の発生について予見しうるだけで、発生したき裂の伝ば挙動は拘束力の有無によって異なる可能性はある。また、拘束力によって、 y, z 方向の引張り応力によるき裂の発生は抑えられるが、加熱面近傍では圧縮応力が極めて大きくなる。

3.3 計算精度についての検討

(1) 本報では2種の耐火物とも均質で等方的な線形弾性体と仮定したが、ここで取り扱う温度範囲では、曲げ試験時の応力-ひずみ曲線がほぼ直線的であること^{10), 11)}、弾性率の方向依存性が小さいこと、及び弾性率の温度変化がヒュームマグネシアセラミックスの場合¹²⁾とほぼ同じであることなどから判断してこの仮定は妥当であると考えられる。

(2) 本報での計算結果の精度について検討するためには、計算と同じ条件下で耐火物内に発生する応力を測定するのが直接的である。熱応力の測定方法としては、ひずみ計、ぜい性塗料等を用いてひずみを直接測定する方法及び光弾性実験のようにひずみによって変化する物理現象を利用する方法などが考えられる¹³⁾。しかし、耐火物の場合光弾性実験には困難が予想され、更に高温度を対象としていること及び耐火物内部の応力も測定することなどのためひずみの直接測定は適切でないと考えられる。このため、本報では、計算と同じ条件下の実験で、耐火物内に発生する主なき裂について、その発生時期及び発生位置等を計算結果と比較する方法によって計算精度のチェックを行った。すなわち、パネルスポーリング試験¹⁾によれば、温度上昇に伴って、まず加熱面に平行なき裂が発生し、更に加熱すると加熱面及び y 軸に垂直なき裂が最初のき裂の加熱面側に入ることが確認された。これは、熱応力解析から予想される損傷過程と一致する。

加熱過程で最初に発生する大きなき裂に着目して、その温度での熱応力の計算結果とき裂位置等に関する実験結果を比較すると表3ようになる。この表で、計算による最大引張り応力がMの曲げ強度より大きくなっているが、次の二つの理由からこの二つの絶対値の比較には問題が残っている。

(1) AE測定によれば、このき裂が急激に進展する前から微小き裂等の発生が認められる。したがって、熱応力がある程度緩和されている可能性もある。

(2) Mの強度としては、曲げ強度より引張り強度が適切であろうが、現在のところ信頼しうるデータがない。

以上の点を除けば表3でみ限り実験結果と計算結果はよく一致している。Dについても同様に実験結果と計算結果の対応はよい。このことから計算結果は十分信頼しうるものであり、有限要素法による熱応力の計算は

加熱過程で最初に発生すると考えられる加熱面に平行なき裂は、拘束の有無にかかわらずほとんど同じ位置及び

Table 3. Comparison of the calculated results with the experimental results.

Calculation		Experimental	
Direction where maximum tensile stress exists	Normal to hot face	Crack propagating direction	Parallel to hot face
Location where maximum tensile stress exists		Crack propagating location	
a) Distance from hot face (mm)	M: 40~50 MD-1: 50	a) Distance from hot face (mm)	M: 50 MD-1: 60
b) Location on the plane parallel to hot face	On center axis	b) Location on the the plane parallel to hot face	Around center axis
Tensile stress required for crack initiation (kg/cm ²)	M: 250 MD-1: 130	Modulus of rupture (kg/cm ²)	M: 215 MD-1: 119

耐火物の熱衝撃による損傷を解明していく上で、非常に有効なことが分る。

4. 結 論

直方体形状の耐火物を片面から加熱した際耐火物内に発生する熱応力を3次元有限要素法によって計算し、加熱過程での熱応力分布の変化、試験片形状及び周囲からの拘束力の影響について検討し、次の点を明らかにした。

(1) 3次元有限要素法プログラムを用いることによって、実験とよく一致する結果が得られた。

(2) 加熱過程では、温度上昇とともに発生する熱応力は引張り、圧縮方向とも大きくなるが、相対的な熱応力分布は変化せず、したがって、最大引張り応力が発生する位置も変化しない。

(3) 加熱時にき裂を発生させる熱応力としては、耐火物の中心軸付近の加熱面に垂直な引張り応力のほかに、より加熱面側における幅、厚さ方向の引張り応力及び加熱面近傍における幅、厚さ方向の圧縮応力がある。ただ、圧縮応力の寄与の程度については不明であり、詳細な検討が必要である。

(4) 耐火物の幅及び厚さ方向の寸法が大きくなると、発生する熱応力は引張り、圧縮応力とも大きくなるだけでなく、最大引張り応力は加熱面からより深い位置に発生するようになる。また、加熱面に平行な断面の面積が一定の耐火物を考える限り、断面形状が正方形に近づくにつれて、発生熱応力はいずれの方向とも小さくなる傾向にある。

(5) 加熱方向に対して垂直な方向から拘束力が働く

場合、幅及び厚さ方向では拘束力を熱応力に単純に重ね合わせた結果が得られるのに対して、長さ方向（温度こう配の方向）の応力成分は拘束力の影響をほとんど受けない。

謝 辞 本研究を遂行するに当たり、プログラムの選択及び実際の計算に際し御協力いただいた川崎製鉄（株）千葉製鉄所システム部の鈴木 達、関 直康の両氏に深く感謝致します。

文 献

- 1) ASTM 規定, 例えば, 耐火物手帳, 耐火物技術協会編 (1976) p. 417-24.
- 2) 熊谷正人, 内村良治, 川上辰男, 窯協, **87**, 259-67 (1979); *ibid.*, **87**, 307-17 (1979).
- 3) S. Kienow, *Ber. Deut. Keram. Ges.*, **47**, 426-30 (1970).
- 4) S. Kienow und Traustel, *Tonind. Ztg.*, **97.**, 178-86 (1973).
- 5) S. Kienow und Traustel, *Keram. Zeit.*, **26**, 585-90 (1974).
- 6) U. Fiedler, P. Jeschke und S. Kienow, *Tonind. Ztg.*, **100**, 181-89 (1976).
- 7) F.T. Polin and G.C. Padgett, *Science of Ceramics*, **7**, 251-66 (1973).
- 8) M.J. Greaves, *Iron and Steel Eng.*, [9] 187-92 (1966).
- 9) O.C. Zienkiewicz 著, 吉識, 山田監訳, “基礎工学におけるマトリックス有限要素法” 培風館 (1973).
- 10) 川上, 内村, 熊谷, 耐火物, **30**, 374-82 (1978).
- 11) 川上, 内村, 熊谷, 耐火物, **30**, 569-573 (1978).
- 12) N. Soga and O.L. Anderson, *J. Am. Ceram. Soc.*, **49**, 355-59 (1966).
- 13) 中原一郎, “材料力学, 下” 養賢堂.