

論 文

UDC 669.162.212 : 536.49

高炉用耐火物の高温における変形および破壊挙動

宮本 学*・尾上 俊雄*・成田 貴一*²Deformation and Failure Behavior of Refractories for
Blast Furnace at Elevated Temperature

Manabu MIYAMOTO, Toshio ONOYE, and Kiichi NARITA

Synopsis:

The complete stress-strain curve for brittle materials cannot be obtained with conventional testing machines because of their low stiffness and difficulties in strain-control. In this paper, the deformation and failure behavior of refractories for blast furnace under strain-controlled uniaxial compression with a stiff testing machine is discussed.

It is found that the refractories retain some strength and have still appreciable elasticity even after the maximum stress is reached. Fireclay brick shows anisotropy with regard to the stress-strain curve. It has a large deformability and superior resistance to the failure by thermal stress in parallel to the direction of press forming. Carbon brick fractures with a small deformation after the maximum stress. At the temperature above 800°C, fireclay brick exhibits visco-elastic behavior, which is substantially explained by the Burgers model.

1. 緒 言

近年における工業用窯炉の大形化と操業条件の苛酷化に対処し、炉体のもつとも適切な構造設計と炉材の合理的選択が必要であるが、そのためには構造体として耐火物の力学的挙動を明確に把握する必要がある。とくに製鉄用高炉においてはその寿命は耐火物の損傷にいちじるしく左右され、その損傷状況と侵食機構を究明するため数多くの高炉について解体調査がおこなわれている。その結果によれば、耐火物の損傷はシャフト下部から炉腹部および炉底部においてとくに顕著である。これら耐火物の損傷はおもにアルカリや亜鉛、溶銑などの化学的侵食^{1)~3)}によると考えられているが、耐火物中にはしばしば大きなき裂や脆化層が観察されており^{4)~9)}、熱応力による損傷¹⁰⁾¹¹⁾を無視することはできない。すなわち耐火物は鉄皮により拘束されているため、昇温時はもちろんのこと、操業中の温度変化により熱膨張にともなう熱応力を受ける。この種の熱応力の発生状況を知るため、炉体を耐火物構造体としての観点から有限要素法による解析¹²⁾¹³⁾がおこなわれているが、高温における耐火物の弾性率、ポアソン比、破壊強度や破壊ひずみなどの力学的

性質が必ずしも明確でなく、定性的な解析にとどまっている。すなわち耐火物の破壊はひずみが拘束された条件のもとでおこっているにもかかわらず、従来用いられている剛性の低い試験機では応力-ひずみ曲線の最大応力以降のひずみと応力の関係が得られておらず、したがって耐火物構造体の熱応力破壊現象を正確に把握することはできない。

そこで本研究では、剛性が高くしかもひずみ制御が可能な試験機を試作し、一軸圧縮試験により高温における高炉用耐火物の変形および破壊挙動について調べ、熱応力破壊現象との対応を明らかにした。

2. 実験方法

供試材は高炉用カーボンレンガ(全気孔率 18%)および粘土質レンガ(みかけ気孔率 12%, Al₂O₃ 44%)であり、カーボンレンガは 500×600×1200 mm の押出成形品、粘土質レンガは 450×230×114 mm のプレス成形品である。試験片はこれらの耐火物からコアドリルにより 50 mmφ×100 mm の円柱状に切り出し、その端面を JIS M 0302 にしたがって平行度 0.1 mm 以下に仕上げた。

昭和 54 年 10 月本会講演大会にて発表 昭和 55 年 3 月 31 日受付 (Received Mar. 31, 1980)

* (株)神戸製鋼所中央研究所 (Central Research Laboratory, Kobe Steel, Ltd., 1-3-18 Wakinohama-cho Chuō-ku Kobe 651)

*² (株)神戸製鋼所中央研究所 工博 (Central Research Laboratory, Kobe Steel, Ltd.)

試験装置は Fig. 1 に示したように炭化けい素発熱体の電気炉を組み込んだ 30 t 電気油圧式サーボ試験機であり、高温部の圧盤用治具としてはち密質炭化けい素を用いた。荷重はロードセルにより、また試料のひずみは圧盤間変位を Al_2O_3 棒を介して示差方式により炉外にとり出し、差動トランスにより検出した。試料のひずみは試料の周囲 3ヶ所の圧盤間変位の平均値として検出し、これを用いてひずみ制御をおこなった。

さらに試験中の試験片の破壊の進行状況を検知するため、下部押棒の金属部に共振周波数 140 kHz のトランスデューサーを押しあて、AE (acoustic emission) の測定を実施した。

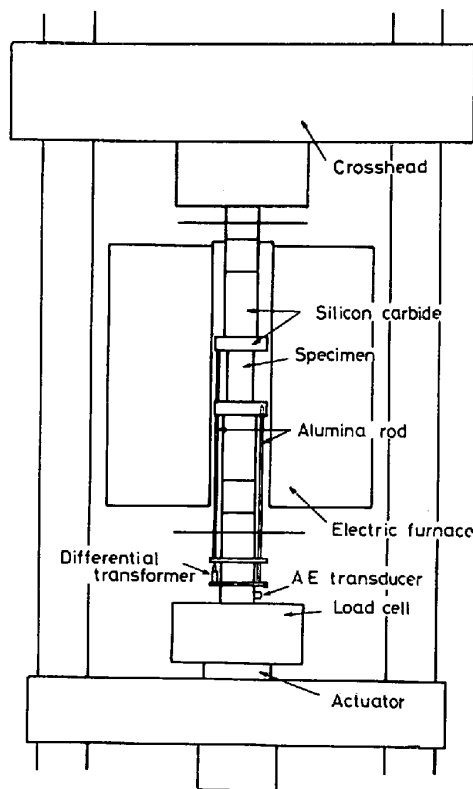


Fig. 1. Testing machine ($K \approx 10^7$ kg/cm).

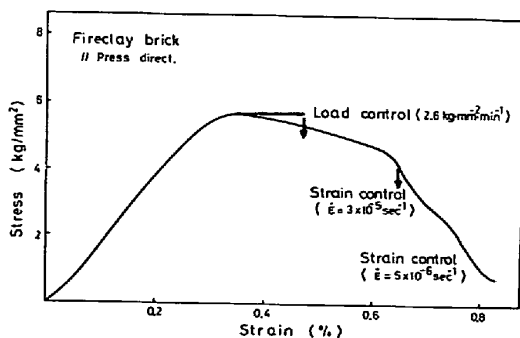


Fig. 2. Effect of the method of loading process control on the stress-strain relationship.

3. 実験結果

3.1 応力-ひずみ曲線

粘土質れんがを一定の負荷速度 (荷重制御) と一定のひずみ速度 (ひずみ制御) で一軸圧縮試験して得られた応力-ひずみ曲線の 1 例を示すと Fig. 2 のとおりである。荷重制御の場合、応力がれんがの圧縮強度に達した時点で急激な破壊がおり、またひずみ制御の場合でも、ひずみ速度が大きい ($\dot{\epsilon} = 3 \times 10^{-5} \text{s}^{-1}$) と、試験機の応答速度との関係で変形を十分に制御しきれず¹⁴⁾、れんがは破壊に至ることがある。しかしながらひずみ速度が十分小さい ($\dot{\epsilon} = 5 \times 10^{-6} \text{s}^{-1}$) 場合、ほぼ完全な応力-ひずみ曲線が得られる。この場合れんがの受ける応力は圧縮強度に相当する応力で最大を示し、さらに大きな変形によつて応力はしだいに低下し最終的には破壊に至るが、応力が最大に達した時点で上述のような急激な破壊はおこらない。

負荷時の試験片の外観を示すと Photo. 1 のとおりであり、最大応力 (最高強度) を示すひずみ量の約 2 倍に相当する 0.6% の変形 (符号 B) を受けてもき裂は目視できず、また断面観察によつても認められないが、大きな応力低下を示す C 点になるとれんが表面に数 mm のクラックが観察され、さらに大きな変形によつてき裂が負荷方向にしだいに伝播して破壊に至る。

応力がほとんど 0 に低下するまで変形をあたえたのちのれんがの破壊状況を示すと Photo. 2 のとおりである。荷重制御により負荷した場合には最大応力に達するとれんがは (a) のように瞬間的に完全に破壊するが、ひずみ制御によれば (b) および (c) に示したようにいずれのれんがも小さなき裂が生じ、これらが剪断によつて合体して大きくなり破壊に至る状況がわかる。このようにひずみ制御によれば応力-ひずみ曲線の全過程が得られるため、れんがのき裂の発生および成長状況を適確に把握することができる。

なおひずみ制御に準ずる方法として、アクチュエーターの変位速度を一定にしたいわゆるストローク制御をおこなうことがあるが、この場合変位速度を小さくしても押棒および圧盤部の変形の影響があらわれ、完全な応力-ひずみ曲線を得ることはできない。

圧縮試験中にひずみサイクルをあたえたときの応力-ひずみ曲線の 1 例を示すと Fig. 3 のとおりである。最大応力を示すひずみ以上の変形を受けても、れんがはなお弾性的な挙動を示し、受けたひずみに相当する強度を有する。このようにれんがは最大応力を示すひずみ以上の変形を受けても急激に破壊せず、大きな変形能を示す

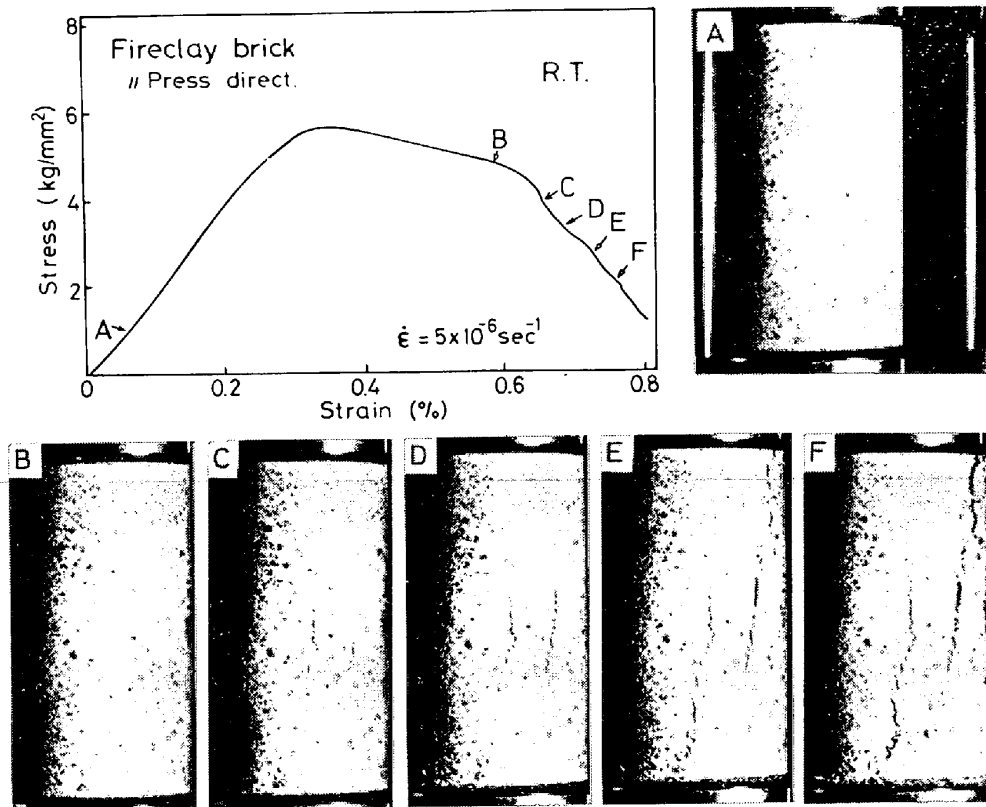
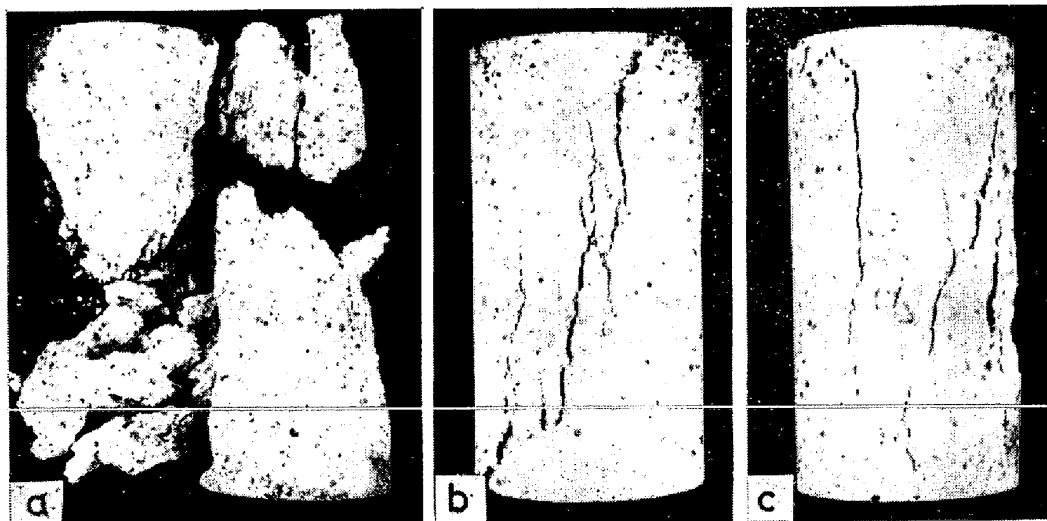


Photo. 1. Crack growth in fireclay brick under uniaxial compression ($\times \frac{1}{3}$).



(a) Stress-controlled, $\dot{\sigma} = 2.6 \text{ kg} \cdot \text{mm}^{-2} \cdot \text{min}^{-1}$, fireclay brick (//)
 (b) Strain-controlled, $\dot{\epsilon} = 5 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$, fireclay brick (//)
 (c) Strain-controlled, $\dot{\epsilon} = 5 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$, fireclay brick (\perp)

Photo. 2. Modes of failure of bricks under uniaxial compression at room temperature ($\times \frac{1}{2}$).

場合がある。

3.2 変形および破壊特性

3.2.1 粘土質れんが

種々の温度において $\dot{\epsilon} = 5 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$ のひずみ速度で制御した場合の粘土質れんがの応力-ひずみ曲線を示す

と Fig.4 のとおりである。れんがが成形時のプレス方向と試料軸が一致するように採取した試料については、 800°C までは温度上昇にともないその強度はわずかに大きくなっているが応力-ひずみ曲線の形態に大きな変化はなく、いずれの温度においても最大応力を受けたの

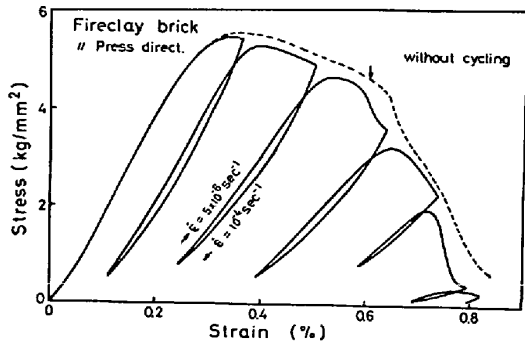


Fig. 3. Stress-strain curve with strain cycling.

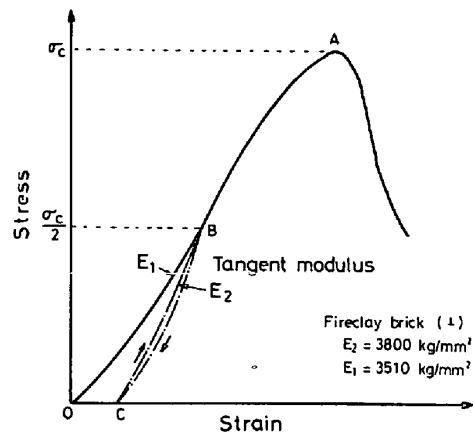


Fig. 5. Definition of elastic modulus.

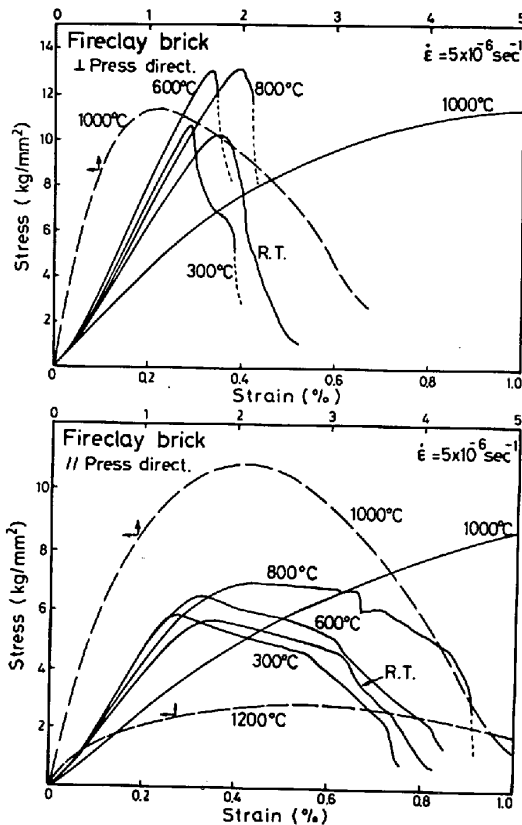


Fig. 4 Stress-strain curves for fireclay brick at elevated temperatures.

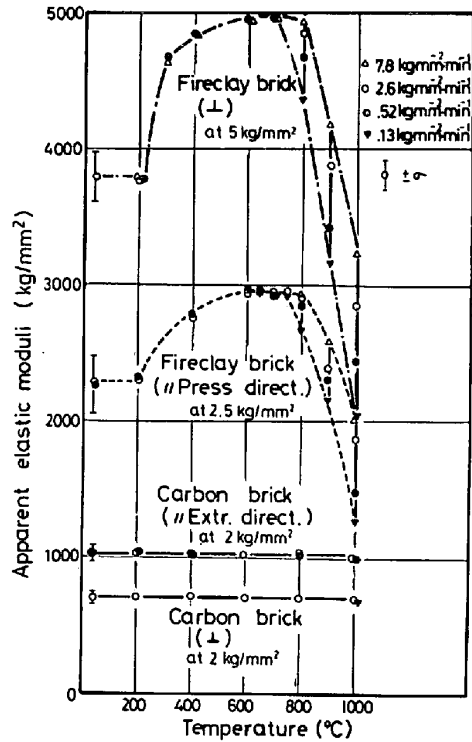


Fig. 6. Apparent elastic moduli of blast furnace refractories.

ちもただちに破壊に至らずに 0.6% 以上の変形能を示す。いつばう成形時のプレス方向に直角な方向の試料については、800°C まではプレス方向にくらべて高い強度を示すが、最大応力を受けたのちはわずかな変形により破壊に至り、0.3~0.5%の変形能を示すにすぎない。このように 800°C までは粘土質れんがの変形および破壊挙動には成形方向によるいちじるしい異方性が見られるが、これは成形にともなう特有な組織、すなわち、プレス成形では一般に粒子がプレス方向に対して直角方向に並びやすく、ラミネーションを呈しやすい¹⁵⁾ことに起因していると考えられる。1000°C を越えるとこの異方性

が失われるとともに変形能がいちじるしく大きくなる。

いつばうれんがの高温における弾性率は応力解析をおこなう上で重要な値であるが、その測定には方法が簡単なことから一般に超音波法が用いられ、動弾性率として求められている¹⁶⁾¹⁷⁾。しかしながら動弾性率は応力-ひずみ曲線から求めた静弾性率とは必ずしも一致しない¹⁸⁾。また弾性率は応力レベルおよび負荷時と除荷時によつても異なる¹⁹⁾ため、より実用的な弾性率が必要となる。耐火物のような多孔質体の応力-ひずみ曲線は、Fig. 5 に示すように弾性限内のくり返し負荷において、1 回目の負荷時 (0 → B → C) と 2 回目の負荷時 (C →

B→C) で異なつた弾性率を示すが、3回目以降では2回目と同一軌跡をたどる。これは1回目の負荷によつてれんが内部の気孔あるいは空隙がある程度までつぶれるためと考えられる。そこで本実験においては弾性率として、同一軌跡をとる2回目の負荷時について、れんがの室温における圧縮強度の約1/2に相当する応力レベルの接線係数 (tangent modulus) を採用した。耐火物が炉の火入れ時の昇温過程で破壊するとすれば、1回目の負荷時の弾性率が重要であるが、構造体としての安全性を考慮するとより大きな値をもつ2回目の負荷時の弾性率を用いた方が適切である。また操業中の温度変化ともなうくり返し応力を受ける場合にもこの弾性率が適用できる。なお粘土質れんがの場合、2回目の負荷時の弾性率は1回目より10%程度大きくなる。

粘土質れんがの弾性率の温度依存性を示すと Fig. 6 のとおりであり、いずれの方向についても200~300°Cにおいて急激に大きくなり、その後700°Cくらいまで温度とともに増大するが、800°Cを越えると負荷速度に依存するようになり応力-ひずみ曲線の勾配から求めたみかけの弾性率は負荷速度が小さい程小さくなる。前者の現象は粘土質れんがの主鉱物相であるクリストバライトの変態²⁰⁾に関連するものと考えられる。後者の現象については、荷重を一定に保つと Fig. 7 に示したように

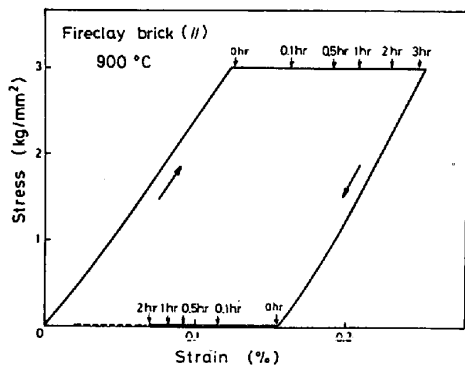


Fig. 7. Visco-elastic behavior of fireclay brick.

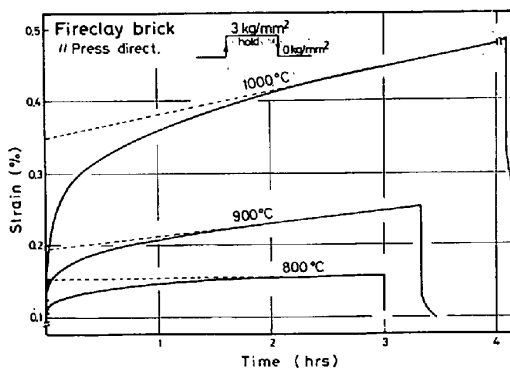


Fig. 8. Creep curves for fireclay brick.

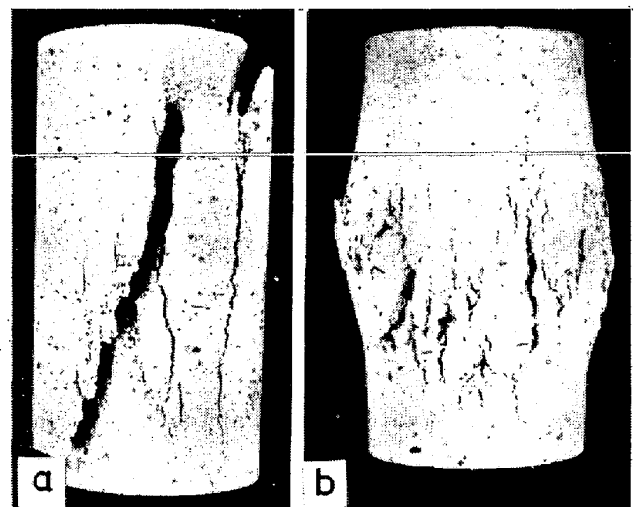
時間とともにひずみが増大し、除荷すると元にもどるといふいわゆる粘弾性挙動を示すためと考えられる。荷重を3 kg/mm²に保持したときのひずみと時間の関係を示すと Fig. 8 のとおりであり、高温になるほどクリープ量は大きい。

高温における粘土質れんがの破壊状況を示すと Photo. 3 のとおりであり、800°Cでも室温における破壊状況と大差はない。しかし1000°Cでは粘弾性の影響で、荷重方向に無数の微小き裂が生じるが特定のき裂が優先的に成長する傾向は認められず、横方向に大きなふくれをともなつて大きな変形能を示すことがわかる。さらに粘土質れんがの圧縮試験後の破面を走査型電子顕微鏡により観察したところ Photo. 4 に示したように、れんがは室温および600°Cでは平滑で脆性的な破面を呈しているが、1000°Cではれんがの粒子が軟化し、あめ状に引きちぎられた様子がうかがえる。このような粒子界面部の軟化性状がこの温度での大きな変形能を生みだしており、また軟化にもなう粒子結合面積の増大が高強度を示す原因になつていていると考えられる。

このように粘土質れんがの高温における力学的性質は弾性率のほか時間の因子の入つた粘性係数を考慮する必要がある。

3.2.2 カーボンれんが

室温および1000°Cにおける応力-ひずみ曲線を示すと Fig. 9 のとおりである。強度は1000°Cでわずかに高くなるがいずれも最大応力に達したのちわずかの変形により破壊する。またれんがの成形による異方性が



(a) 800°C, $\dot{\epsilon} = 5 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$
(b) 1000°C, $\dot{\epsilon} = 5 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$

Photo. 3. Modes of failure of fireclay brick (//) under uniaxial compression at elevated temperatures ($\times \frac{1}{2}$).

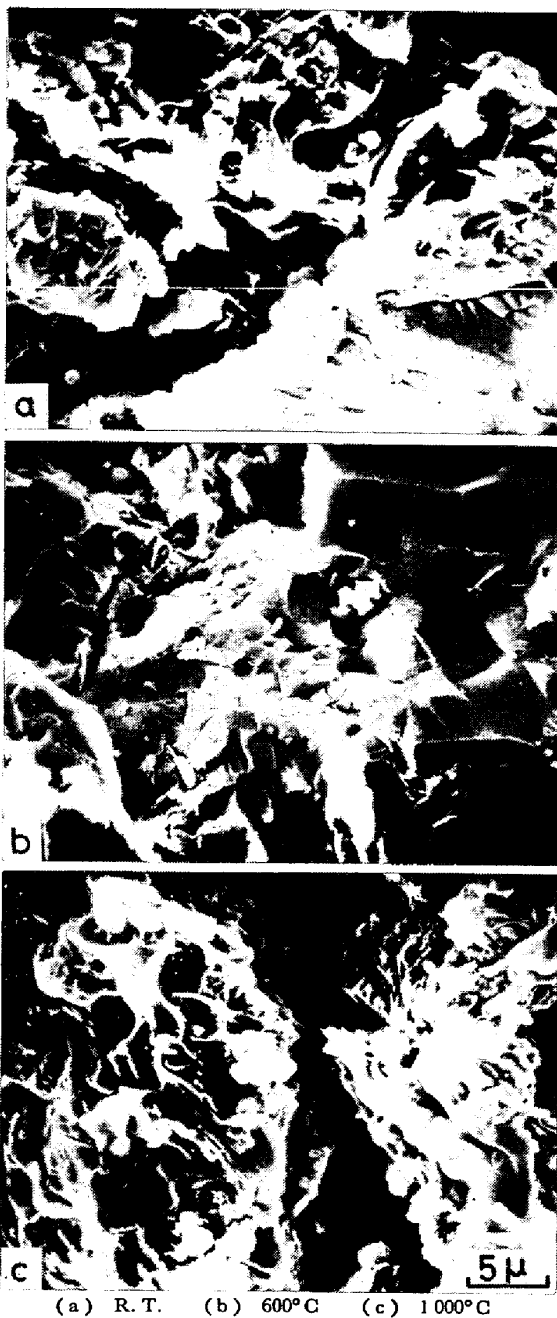


Photo. 4. Scanning electron micrograph of the fracture surface of fireclay brick.

認められ、押し出し方向の強度および弾性率がやや高い。

弾性率の温度依存性は Fig. 6 に示したようにほとんど認められず、また粘弾性挙動もみられない。破壊状況を示すと Photo. 5 のとおりであり、室温および 1000°C いずれにおいてもバインダー部にき裂が走り脆性的な破壊を呈する。

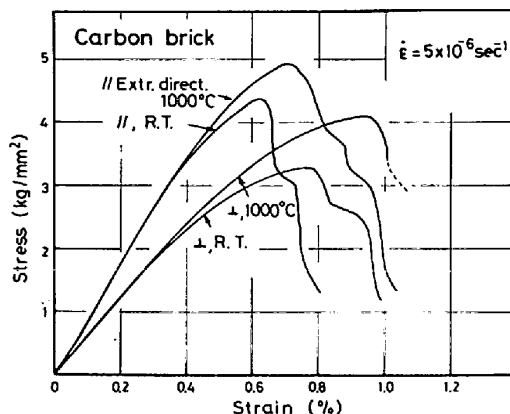
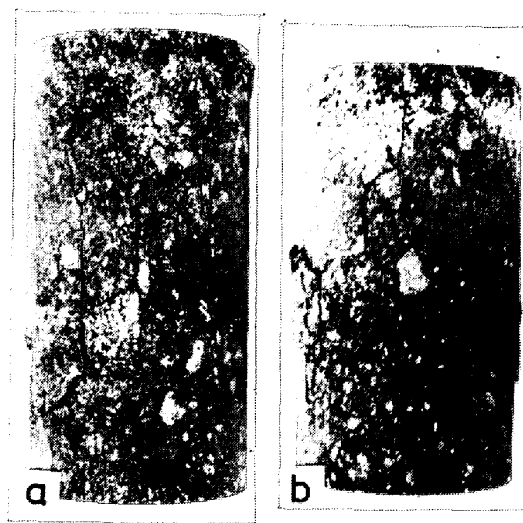


Fig. 9. Stress-strain curves for carbon brick.



(a) R. T., $\dot{\epsilon} = 5 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$
 (b) 1000°C, $\dot{\epsilon} = 5 \times 10^{-6} \text{ s}^{-1}$

Photo. 5. Modes of failure of carbon brick (//) under uniaxial compression ($\times \frac{1}{2}$).

4. 考 察

4.1 試験機の剛性

耐火物の圧縮試験をおこなう場合、荷重制御によれば応力は単調に増加し、応力が耐火物の圧縮強度を越えた時点で瞬時に破壊する。そこで耐火物の完全な応力-ひずみ曲線を得るためには前述したようにひずみ制御をおこなう必要がある。しかしながらひずみ制御の場合にも以下に示す理由から、剛性の低い試験機では完全な応力-ひずみ曲線を得ることができない^{(14)(19)~(21)(24)}。試験機の剛性とひずみ制御で得られる荷重-変位曲線との関係を示すと Fig 10 のとおりである。試験片を剛性 K_1^* の試験機で変形させる場合、最大応力を示す A 点においてさらに Δx の変形をさせるには、面積 ABCD に相当す

* $K_1 = dF/dx$ であらわされ負荷時は正、除荷時は負となる。

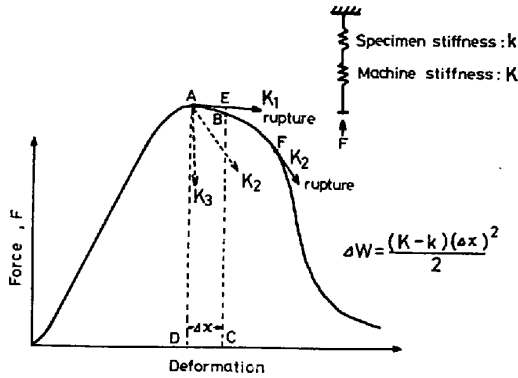


Fig. 10. Effect of the testing machine stiffness on the recorded force-deformation behavior of a brittle material.

るエネルギーを加えれば十分である。しかしながら試験機からは面積 AEB に相当するエネルギーが放出されるため、面積 ACD に相当する過剰のエネルギーが試験片にかかることになり、急激な破壊につながる。この場合試験片の剛性は荷重-変位曲線の傾きに相当し、これを k とすると、過剰のエネルギー ΔW は(1)式で表される。 K_1

$$\Delta W = \frac{(K_1 - k)(\Delta x)^2}{2} \dots \dots \dots (1)$$

より大きい剛性 K_2 をもつた試験機を用いると、 K_2 と k が一致する F 点までは試験片の変形を制御できるが、F 点をこえた変形に対しては同様に過剰のエネルギーによって試験片は破壊する。これに対し試験片の剛性よりも大きな剛性 K_3 をもつ試験機を用いてひずみ制御をおこなえば、試験片本来の特性である完全な応力-ひずみ曲線を得ることができる。

試験機の剛性を高くする方法としては、支柱を太くするなど試験機本体の剛性を高くする²⁴⁾以外に油圧サーボシステムを用いる方法¹⁴⁾²³⁾がある。電気油圧式サーボ試験機ではひじように短時間(数 ms のオーダー)¹⁴⁾の応答速度でひずみを制御できるので、ひずみ速度が小さい場合には十分変形に追従し、見かけ上試験機の剛性を高めることができる。なお荷重-変位曲線の勾配から本実験条件下における試験機の剛性を求めると約 10^7 kg/cm になる。

4.2 粘弾性モデル

前述のように粘土質れんがは高温において粘弾性挙動を示す。粘弾性モデルとしては Fig. 11 に示すように粘性をあらわすダッシュポットと弾性をあらわすスプリングが直列に入った Maxwell モデル、並列に入った Kelvin モデル、これらを合成した Burgers モデルが提案されており、岩石の粘弾性挙動についてはこれらのモデルによる解析が試みられている²⁵⁾。それぞれのモデル

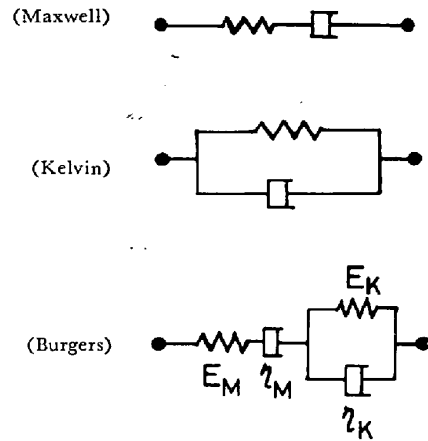


Fig. 11. Visco-elastic model.

についての応力 (kg/mm²) σ とひずみ ϵ の間には(2)~(5)式の関係が成立する。

Maxwell model :

$$\frac{\partial \epsilon}{\partial t} = \frac{1}{E} \cdot \frac{\partial \sigma}{\partial t} + \frac{1}{\eta} \sigma \dots \dots \dots (2)$$

Kelvin model :

$$\sigma = E \cdot \epsilon + \eta \frac{\partial \epsilon}{\partial t} \dots \dots \dots (3)$$

Burgers model :

$$\frac{\partial^2 \sigma}{\partial t^2} + \left(\frac{E_M}{\eta_M} + \frac{E_M}{\eta_K} + \frac{E_K}{\eta_K} \right) \frac{\partial \sigma}{\partial t} + \frac{E_M E_K}{\eta_M \eta_K} \sigma = E_M \frac{\partial^2 \epsilon}{\partial t^2} + \frac{E_M E_K}{\eta_K} \frac{\partial \epsilon}{\partial t} \dots \dots \dots (4)$$

ここで $\sigma = \sigma_0$ (一定) のとき

$$\epsilon = \sigma_0 \left(\frac{1}{E_M} + \frac{t}{\eta_M} \right) + \frac{\sigma_0}{E_K} \left[1 - \exp \left(- \frac{E_K}{\eta_K} t \right) \right] \dots \dots \dots (5)$$

ここで E_M および η_M は Maxwell 要素の弾性率 (kg/mm²) および粘性係数 (kgs/mm²)、 E_K および η_K は Kelvin 要素の弾性率および粘性係数である。 σ 一定の場合、これらのモデルにもとづくクリープ曲線を示すと Fig. 12 のとおりである。Fig. 8 に示した粘土質れんがのクリープ曲線は Burgers モデルのクリープ曲線の形態に類似していることから、(5)式を用いて解析した結果を示すと Table 1 のとおりである。弾性率 E 、粘性係数 η とともに温度が高くなるとともに小さくなる傾向を示している。これらの係数は応力レベルによつて異なると考えられるが、いずれにしても粘土質れんがの高温における粘弾性挙動は Burgers モデルによつて説明できる。粘性係数 η_K および η_M の温度依存性から Arrhenius の式にもとづいて 1 次および 2 次クリープの活性化エネルギーを求めると、それぞれ 22 および 37 kcal/mol であ

Table 1. Rheological constants of fireclay brick at elevated temperature.

	σ_C kg/mm ²	σ_0 kg/mm ²	E_M kg/mm ²	η_M kg·s/mm ²	E_K kg/mm ²	η_K kg·s/mm ²	t_K s	t_M s
800°C	6.9	3	3 100	2.6×10^8	6 400	6.4×10^6	1 000	8.4×10^4
900°C	10.1	3	2 700	5.7×10^7	3 700	2.5×10^6	680	2.1×10^4
1 000°C	10.8	3	2 000	3.2×10^7	1 600	1.4×10^6	880	1.6×10^4
1 100°C	6.1	3	1 400	6.5×10^6	460	6.5×10^5	1 400	4.8×10^3

Notes: σ_C : Compressive strength, σ_0 : Applied stress, $t_K = \frac{\eta_K}{E_K}$, $t_M = \frac{\eta_M}{E_M}$
 Brick was compressed in parallel to the direction of press forming.

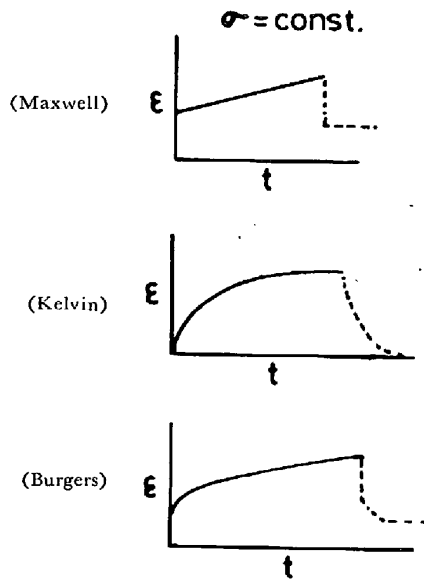


Fig. 12. Schematic creep curves for various models.

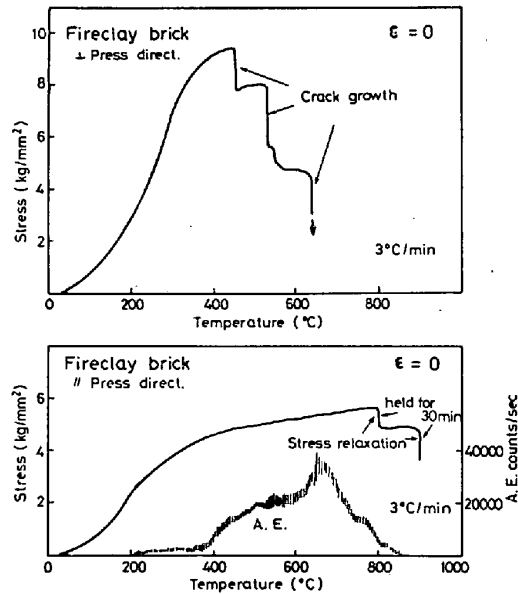


Fig. 14. Thermal stress generated in the restrained refractories.

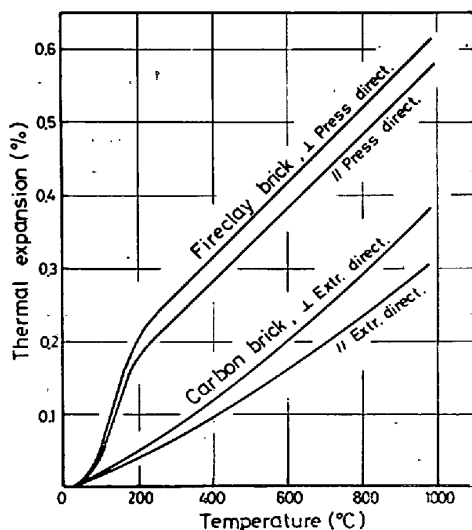


Fig. 13. Thermal expansion of blast furnace refractories.

4.3 熱応力破壊

高炉炉壁部あるいは炉底部の耐火物はなんらかの形で拘束されており、昇温中あるいは温度変化にともない熱応力が発生する。この熱応力は耐火物材質、形状、施工方法あるいは操業条件によっても異なるが局部的に大きな引張りあるいは圧縮応力となり、耐火物のき裂発生あるいは破壊に至ることがあると考えられる。もつとも単純な例として、れんが単体の一軸方向のひずみ拘束を考えると、昇温時に発生する熱応力および破壊挙動は、種々の温度における一軸圧縮時の応力-ひずみ曲線と線膨張率から予測できるはずである。たとえば粘土質れんがについて前述の応力-ひずみ曲線および Fig. 13 に示した線膨張率によれば、プレス方向に対し直角方向では約 600°C までの加熱で膨張量が破壊ひずみを越えるため破壊に至るのに対し、プレス方向では変形能が大きいため破壊に至らないと考えられる。

実際にひずみを拘束して 3°C/min にて昇温した時に発生する熱応力を測定した結果を示すと Fig. 14 のと

り、Beyer ら²⁶⁾ が 1225°C ~ 1275°C において 2, 3 の粘土質れんがの 2 次クリープについて得た値 33~47 kcal/mol とよく一致している。

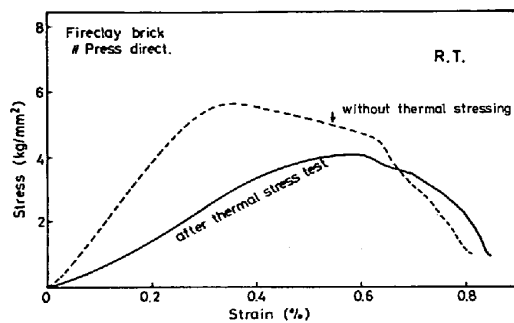


Fig. 15. Stress-strain curve for fireclay brick after thermal stress test.

おりである。粘土質れんがのプレス方向に直角方向では $500^{\circ}\text{C}\sim 600^{\circ}\text{C}$ にかけて大きなき裂の成長のために大きな応力低下がおり、 630°C で完全な破壊を示したが、プレス方向では破壊に至らず、上述の推定を裏づけている。なおプレス方向については 800° および 900°C で 30 min 間保持したために粘弾性による応力緩和が生じているが、同時に測定した AE においても 800°C 以上ではその信号はほとんど検知されておらず、この温度域で破壊はほとんど進行していないと考えられる。また熱応力試験後のこのれんがの室温下における圧縮試験結果を示すと Fig. 15 のとおりであり、その最大強度と破線で示した熱応力試験前の応力-ひずみ曲線とを比較すると、このれんがは約 0.6% の変形量に相当する熱応力を受けていたと推定される。これは 900°C までの熱膨張量 0.55% とよく対応している。粘土質れんがの場合、 800°C 以上で粘弾性が現われるため、ひずみ速度すなわち温度変化速度を考慮しなければならないが、とくに 900°C 以上になると変形能が大きくなることもあり、熱応力による破壊は進行しにくいと考えられる。

カーボンれんがの場合には Fig. 9 および 13 に示したように粘土質れんがにくらべて破壊ひずみが大きく、線膨張率が小さいため、熱応力破壊に対して有利であり、一軸圧縮でみるかぎり、拘束を受けても 1000°C 以下では破壊に至らない。

このように耐火物本来の特性である完全な応力-ひずみ曲線が得られれば、熱応力によるその破壊挙動を推測することができる。なお引張応力あるいは多軸応力下の熱応力破壊および目地による熱応力の吸収については今後の重要な検討課題の一つである。

5. 結 言

従来、耐火物の応力-ひずみ曲線については、最大応力(最高強度)までの情報しか得られていなかったが、剛性試験を適用することにより、一軸圧縮試験ではあるが高

炉用耐火物の完全な応力-ひずみ曲線を得ることができ、変形と破壊挙動について今まで知られていなかった多くの知見が得られた。その結果を要約するとつぎのとおりである。

(1) 電気油圧式サーボ試験機を用いて、ひずみ速度 $\dot{\epsilon}=5\times 10^{-6}\text{s}^{-1}$ のもとで圧縮試験をおこなうことにより、高炉用粘土質れんがおよびカーボンれんがの完全な応力-ひずみ曲線を得ることができた。

(2) 耐火物は最大応力を示すひずみ以上の変形を受けても、急激に破壊せず、なお弾性的な挙動を示し、受けたひずみに相当する強度を有する。

(3) 粘土質れんがおよびカーボンれんがは応力-ひずみ曲線において、いずれも成形による異方性を示す。粘土質れんがについては、成形時のプレス方向の強度はそれに直角な方向の強度に比較して低いが、変形能が大きいため、れんがはこの方向にすぐれた熱応力破壊抵抗をもつ。カーボンれんがでは押し出し方向の強度および弾性率がやや高い。

(4) 粘土質れんがは 800°C 以上で粘弾性挙動を示し、これは Burgers モデルによつて説明できる。 1000°C 以上ではひじょうに大きな変形能を有し、その破壊形態も異なる。

(5) 各温度における応力-ひずみ曲線と線膨張率から、れんが単体が拘束された時に発生する熱応力およびその破壊挙動を推定できる。

本研究を遂行するにあたり、終始有益な御指導、御鞭撻を賜つた(株)神戸製鋼所顧問西原正夫博士に心から感謝申し上げます。また試験装置の試作にあたって御協力いただいた(株)島津製作所中川博氏に感謝の意を表します。

文 献

- 1) 落合常巳, 藤原 茂, 平櫛敬資, 谷山光哉: 製鉄研究, 283 (1975), p. 4
- 2) 成田貴一, 尾上俊雄, 佐藤義智, 宮本 学: 鉄と鋼, 63 (1977), S41
- 3) 林 武志, 渋野正雄, 藤原禎一, 沢木長恵: 鉄と鋼, 62 (1976), S451
- 4) A. I. BORODULIN, V. A. SATSKII, B. F. MARDER, V. V. TARANOVSKII, and V. A. SHATLOV: Steel in USSR, (1972), p. 956
- 5) E. J. SPIRKO: Ironmaking Proceedings, 35 (1976), p. 318
- 6) 島田信郎, 小山保二郎, 小林基伸, 伊沢哲夫, 池田晴一, 竹元克寛: 鉄と鋼, 63 (1977), S500
- 7) 落合常巳, 池田順一, 藤原 茂, 田村信一, 今若寛: 鉄と鋼, 65 (1979), S541
- 8) 八谷 普, 上原輝久, 佐藤健一, 尾上俊雄, 佐藤

- 義智: 鉄と鋼, 65 (1979), S 604
- 9) 斎藤三男, 新谷宏隆, 岸高 寿, 大石 泉, 吉本
正明: 鉄と鋼, 65 (1979), S 539
- 10) 加藤一郎, 森田喜保, 樋上文範: 鉄と鋼, 64
(1978), S 559
- 11) 熊谷正人, 内村良治, 川上辰男: 窯業協会誌, 87
(1979), p. 259
- 12) 加藤一郎, 森田喜保, 河嶋寿一: 鉄と鋼, 64
(1978), S 65
- 13) 平谷達雄: セラミックス, 11 (1976), p. 1004
- 14) F. RUMMEL and C. FAIRHURST: Rock Mech.,
2 (1970), p. 189
- 15) 素木洋一: セラミックス製造プロセスⅡ, (1978),
p. 83 [技報堂]
- 16) T. A. WILLMORE, R. S. DEGENKOLB, R. H.
HERRON, and A. W. ALLEN: J. Amer.
Ceram. Soc., 37 (1954), p. 445
- 17) L. R. LAKIN and C. S. WEST: Trans. Brit.
Ceram. Soc., 56 (1957), p. 8
- 18) 佐藤千之助, 宮園昭八郎: 日本機械学会誌, 69
(1966), p. 1146
- 19) I. HAWKES and M. MELLOR: Eng. Geol., 4
(1970), p. 177
- 20) M. D. BEALS and S. ZERFOSS: J. Amer.
Ceram. Soc., 27 (1944), p. 285
- 21) W. R. WAWERSIK and C. FAIRHURST: Int. J.
Rock Mech. Min. Sci., 7 (1970), p. 561
- 22) H. G. DENKHAUS: Rock Mech., Suppl. 2 (1973),
p. 33
- 23) J. A. HUDSON, S. L. CROUCH and C.
FAIRHURST: Eng. Geol., 6 (1972), p. 155
- 24) P. W. TURNER and P. R. BARNARD:
Engineer, 214 (1962), p. 146
- 25) 平松良雄, 西原正夫: 日本鉱業会誌, 73 (1957),
p. 493
- 26) R. E. BEYER, R. D. EK, J. L. SCOTT, G. A.
ZEUGNER, and O. J. WHITTEMORE, Jr.: Amer.
Ceram. Soc. Bull., 55 (1976), p. 1049