

© 1986 ISIJ

冷間模擬実験によるれんがのき裂発生条件
の検討

論文

藤原 昭 文*

A Study of Crack Initiation of Refractories by Cold Model Test

Akibumi FUJIWARA

Synopsis:

A cold model test was made to simulate a crack behavior of cylindrical refractory structure. In the test, high-alumina (Al_2O_3 90%) rectangular prism bricks were used. Strain was induced by mechanical loading. Strain state was simulated to that of bricks in a cylindrical furnace in which thermal expansion of refractories are constrained by shell.

Y-directional strain state which was given to the bricks partially and varied linearly (maximum value; ϵ_{yo}) corresponded to circumferential strain state of bricks of the furnace, and y-directional partial loading resulted in the tensile strain in x-direction (maximum value; ϵ_{xm}) which corresponded to radial strain of bricks of the furnace.

Also, three point bending test of square section bar and compressive test of cylinder were carried out to get tensile critical strain (ϵ_b') and compressive one (ϵ_b^c).

Results are summarized as follows:

1. Cracks may be caused by ϵ_{yo} and ϵ_{xm} .
2. Critical strain to cause cracks in cold model test, has good correlation with ϵ_b' or ϵ_b^c .

1. 結 言

高炉、転炉等に代表されるように、製鉄プロセスにおいては、内張に耐火れんがを用いた軸対称容器が多数用いられている。これらの容器類（以後れんが積み構造体と呼ぶ）の寿命は、多くの場合、れんがの損傷によつて決定される。また、れんがの損傷原因として、熱応力によるき裂も大きいものとなっている。

れんがの熱応力による損傷については、例えば、熊谷ら¹⁾、加藤ら²⁾のように主として急速加熱冷却を受けるれんが単体内の温度勾配によつて生ずる引張応力に注目する場合と、GREAVES³⁾、DAVIES⁴⁾らのように熱膨張が鉄皮によつて拘束されることによつて生じる巨視的な圧縮応力に注目する場合がある。

後者の場合、前述の GREAVES³⁾、DAVIES⁴⁾らのように、定性的なき裂の検討例は多いようであるが、成瀬ら⁵⁾、筆者ら⁶⁾⁷⁾、仲井ら⁸⁾を除いては、定量的なき裂を検討した例は極めて少ないようである。また、常温の挙動、あるいはコンクリート等を含めても、多孔質脆性材料のブロック構造体の圧縮下でのき裂挙動に関する報告は、仲井ら⁸⁾、HATZINIKOLAS⁹⁾の例を見受ける程度であ

る。これらの報告によるき裂発生条件は、極めて限られた適用範囲にとどまるようである。

本報告は、前報¹⁰⁾で示した熱膨張拘束下の軸対称れんが積み構造体の応力解析式を活用して、半径方向温度勾配は大きい、温度分布は線形に近い場合のれんがのき裂形態と、き裂発生条件を実験的に明らかにすることを目的としたものである。この実験は、本来ならば熱間で実施すべきところであるが、各種計測精度、材料データ精度確保に主眼をおき、冷間で実施した。この場合、熱間での耐火物の力学挙動を冷間で再現できる実験（以後、冷間拘束実験と呼ぶ）を行う必要がある。この目的に沿った実験方法を考案し、得られた実験データよりき裂形態と、き裂発生条件を明らかにし、さらにその知見をもとに、実炉設計のあり方について考察した。

2. 熱膨張拘束下のれんが積み構造体の
力学状態

2.1 力学状態とき裂

外側を鉄皮で被われた軸対称れんが積み構造体は、稼動開始とともに昇温され、稼動面側から膨張する。この際温度が高く、したがって熱膨張の大きな稼動面側で

昭和 60 年 10 月 本会講演大会にて発表 昭和 60 年 12 月 20 日 受付 (Received Dec. 20, 1985)

* (株)神戸製鋼所機械研究所 (Mechanical Engineering Research Laboratory, Kobe Steel, Ltd., 1-3-18 Wakinohama-cho Chuo-ku Kobe 651)

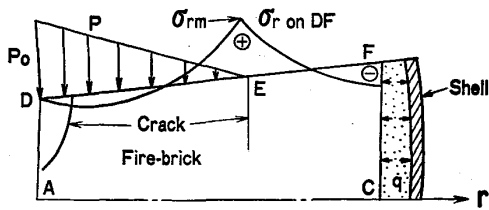


Fig. 1. Stress state and typical crack patterns in cylindrical structure of fire bricks.

は、大きな圧縮ひずみを受ける。一方温度が低い鉄皮側では、れんがの膨張量が、鉄皮のそれを下まわり、目地が開くと考えられる。この応力状態を線形弾性体と、れんが1個の対象性を仮定したモデルで示すと Fig. 1 となる。

この状態においては、同図に示すように、2種類のき裂形態が生じる。一つは、ピンチング、または、スラビング¹¹⁾と呼ばれる稼動面近傍の剝離現象である。もう一つは、筆者らが先に報告⁷⁾したように、稼動面から遠い位置で、かつ、隣接れんがとの接触端 (E点) に生ずる引張応力 σ_{rm} によるき裂である。

既法¹⁰⁾では、弾性問題として上述の力学状態の近似簡易解析法を示した。その中では、上述のき裂評価パラメータとして、Fig. 1 中の P_0 (稼動面側最大拘束応力) と σ_{rm} (接触端引張応力の最大値) を仮定している。しかしながら、それらの妥当性、定量性は明らかにしていない。そこで、ここではこれらのことを実験的に明らかにすることを試みる。

2.2 き裂発生に関する評価パラメータの算出

3章の冷間拘束実験で測定対象となる力学量はひずみである。したがって、本報では、ひずみを評価パラメータとする。また、実験で測定しうるのの一部のデータであり、評価パラメータのすべては得られない。そこで未知の評価パラメータは解析で求めることにし、解析を行いやすいように、本実験では直方体のれんがを用い、かつ Fig. 1 (b) の鉄皮反力 q のない状態で評価パラメータを算出する。

まず、れんが1個を矩形とみなして座標系と寸法を Fig. 2 のように定義する。同図を参考にして、き裂発生と対応づける以下の評価パラメータを設定する。

$$\bar{\epsilon}_y = \int_0^{B/2} \epsilon_y(x=-L/2) dy \Big/ \frac{B}{2} \dots\dots\dots (1)$$

$$\epsilon_{y0} = \epsilon_y(x=-L/2, y=B/2) \dots\dots\dots (2)$$

$$\epsilon_{xm} = \epsilon_x(x=-L/2+L_c, y=B/2) \dots\dots\dots (3)$$

ここで、 $\bar{\epsilon}_y$ は、最大拘束部の拘束ひずみ (ϵ_y) の平均値であり、稼動面温度を T_a 、れんがの熱膨張率を α 、れんが幅を B 、目地等による周方向の熱膨張吸収代を $\bar{\delta}$

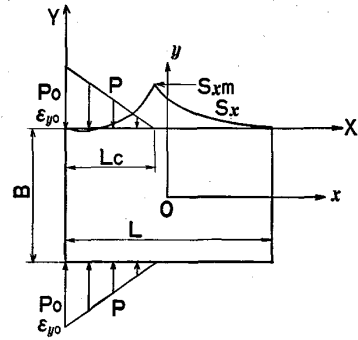


Fig. 2. Definition of coordinates for stress analysis.

とすれば、実炉では次式の値に相当する。

$$\bar{\epsilon}_y = \alpha \cdot T_a - \bar{\delta} / B \dots\dots\dots (4)$$

また、 ϵ_{y0} は最大拘束部、接触部側 ($y = \pm B/2$) の値であり、拘束ひずみの最大値である。 ϵ_{xm} は最大引張応力作用部位のひずみである。

これらの ϵ_{y0} 、 ϵ_{xm} は既報¹⁰⁾の P_0 、 S_{xm} に相当する。上述の評価パラメータに対し、本報では、 ϵ_{y0} と ϵ_{xm} を解析で求めることにし、それを求めるのに必要な $\bar{\epsilon}_y$ と L_c を実測で求めることにした。その解析には、弾性体を仮定し、既報¹⁰⁾と同じ荷重境界の応力関数法を用いた。

なお、本来この種の問題は、負荷部に変位境界を与えるべきものであるが、解析結果によれば、負荷部の y 方向変位は直線分布とみなし得た。したがって、ここでは両者を等価とみなした。また、既報¹⁰⁾では、この応力関数法は、 L/B が小さく、かつ L_c/L が小さい場合には、 $\epsilon_{xm}/\epsilon_{y0}$ (既報¹⁰⁾の S_{xm}/P_0) の精度に問題があることを述べた。そこで、FEM (有限要素法) 解析も並行して行い、その精度を比較したところ、 $L_c/L \geq 0.05$ の範囲では、 ϵ_{xm}/ϵ_y 、 $\epsilon_{y0}/\bar{\epsilon}_y$ とともに FEM との差異は 5% 程度と小さいので、ここでは、応力関数法の解を用いることにした。

以上の手順で得た結果として、実験で用いる $L/B = 1.0, 1.5, 2.0$ の各条件における、 $\epsilon_{xm}/\bar{\epsilon}_y$ 、 $\epsilon_{y0}/\bar{\epsilon}_y$ と L_c/L の関係を示すと Fig. 3 となる。同図より、 $\epsilon_{y0}/\bar{\epsilon}_y$ 、 $\epsilon_{xm}/\bar{\epsilon}_y$ のいずれもが、 L/B 、 L_c/L に大きく依存することがわかる。また、同図(b)には、後述の $L/B = 1.0$ の場合の実測値 ($\epsilon'_y/\bar{\epsilon}_y$) も併記してある。なお、既報¹⁰⁾の前半では、 $\epsilon_{y0}/\bar{\epsilon}_y$ を近似的に 1 とみなしているが、その仮定は、高炉のれんがのように L/B が大きい場合に成立するものであり、キルンれんがのように、 L/B が小さい場合には、この近似は成立しない。

次に、後述の実験結果で示すように、接触端き裂が多数生じる可能性を検討する。Fig. 4 は、 $y = \pm B/2$ における x 方向の応力 S_x 分布を示したものである。同図

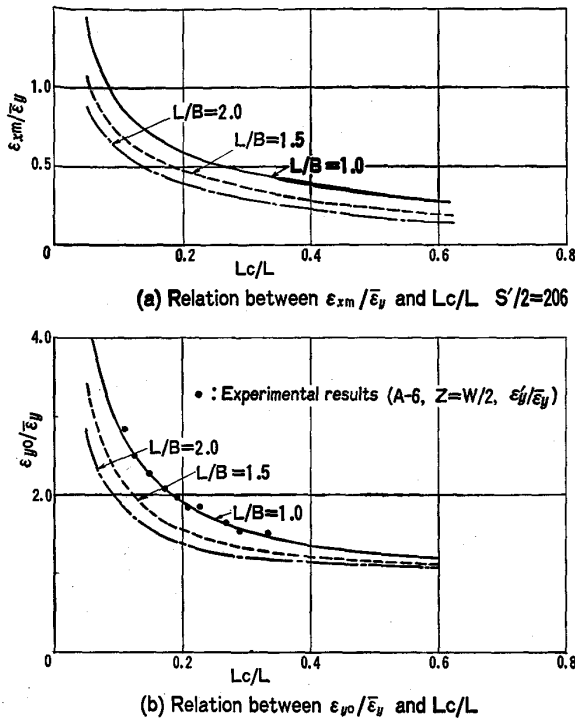


Fig. 3. Calculated relation between strain and contact length.

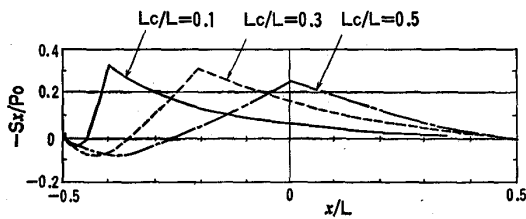


Fig. 4. Stress distribution along contact face.

からわかるように、 $X \leq L_c/2$ では、 S_x はおおむね負と考えられる。すなわち、 $X \leq L_c/2$ は既にき裂があつたとしても、この部位には圧縮応力しか生じていない。したがって、 $X \leq L_c/2$ に存在するき裂は、 $X \geq L_c/2$ の応力分布に影響を与えず、 $X = L_c$ 近傍の応力の緩和に寄与しない。

以上の事象より、複数のき裂が生じて、それぞれ独立に評価しうる条件は、次式となる。

$$X_{i+1}/2X_i \geq 1 \quad \dots\dots\dots (5)$$

ただし、 i は稼働面想定 $X=0$ からのき裂発生順位であり、 $X=0$ に最も近いき裂の i を 1 とし、 X が大きくなりながら次々にき裂が発生すると考えている。

3. 冷間における模擬実験

本研究では、上述 Fig. 1 に示す熱間での力学状態を冷間実験で再現するために、供試体を鋼製治具に挿入し、その治具全体に 4 点曲げ変形を与え、その曲率変化

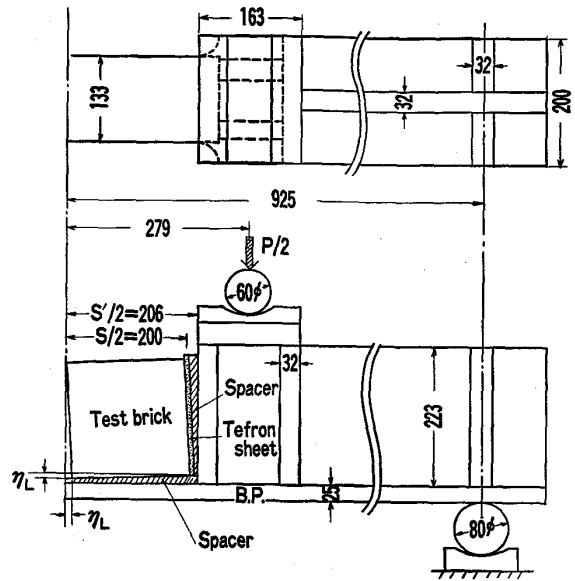


Fig. 5. Test apparatus and setting of test bricks.

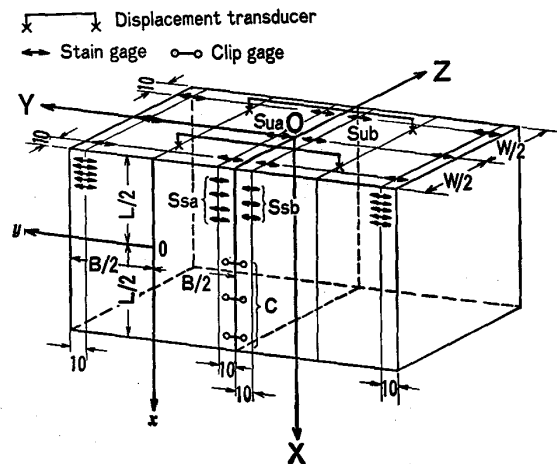


Fig. 6. Example of measurement and definition of coordinates for experiments.

によつて、れんがに上述の力学状態を与えることにした。この実験を冷間拘束実験と呼ぶ。治具の概略形状を Fig. 5 に示す。同図中の Test brick が供試れんがであり、本試験では、供試体を、鋼製スパーサと、テフロンシート (1 mm 厚) とともに挿入する。Fig. 6 には、実験で用いる全体座標系 (X - Y) と、れんが 1 個の解析に用いる局部座標系 (x - y)、および実験に用いた計測の概要を示す。それを要約すれば次のようになる。

(a) 上面 ($X=0$ 面)

- 隣接 2 れんがの各 Y 方向中央間の距離の変化を変位変換器 (Displacement transducer) で測定。

- 接線近傍 ($y = \pm B/2 \mp 10$ mm) における Y 方向ひずみをひずみゲージ (S_{ua} , S_{ub}) で測定。

(b) 側面 ($Z = \pm W/2$ 面)

• 上部では、接線近傍 ($y = \pm B/2 \pm 10 \text{ mm}$) において y 方向ひずみをひずみゲージ (S_{sa}, S_{sb}) で測定.

• 下部では、隣接れんが間の開口量の変化をクリップゲージ (C) で測定.

なお、この他に底板下面のひずみ、および荷重点、最大たわみ点の変位量等も測定した。また、試験機は 300 t 万能引張圧縮試験機であり、上述諸量を、0.5 t, 1.0 t, 2 t, あと 2~5 t ごとに、荷重を保持した状態で測定すると同時に、き裂の有無も目視によつて調べた。

なお、解析で示したように、 L_c/L および、 L/B は、 ϵ_{xm}/ϵ_y および ϵ_{y0}/ϵ_y に影響を与えることが知られているので、冷間拘束実験では、これら $L_c/L, L/B$ の二つのパラメーターを変えうるように、 L (れんが長), B (れんが幅), η_L を選定し、Table 1 の系列で実験を行った。 η_L は Fig. 5 に示すように、スペーサの上部と下部の厚さの差である。この η_L の変化によつて L_c/L を変化させる。なお、Fig. 5 は $L/B=1$ の場合の試験体組立て例であり、試験体挿入スペース S の間には2個のれんがが入る。 $L/B=1.5, 2.0$ の場合には、 S の

Table 1. Test series and combination of spacer.

Test No.	L (mm)	W (mm)	B (mm)	No. s of brick 1 test	η_L (mm)
A-1	200	133	200	2	0
A-2	"	"	"	2	0
A-3	"	"	"	2	0
A-4	"	"	"	2	0.5
A-5	"	"	"	2	1.0
A-6	"	"	"	2	1.5
B-1	"	"	133	3	1.0
B-2	"	"	"	3	1.5
B-3	"	"	"	3	2.0
C-1	"	"	100	4	0.5
C-2	"	"	"	4	2.0
C-3	"	"	"	4	2.0

Table 2. Material properties.

(a) Compression

σ_b^c	σ_e^c	ϵ_b^c	ϵ_e^c	E	ν
kgf/mm ² 10.4	kgf/mm ² 10.2	% 0.44	% 0.40	kgf/mm ² 2 550	0.11

(b) Bending

Test piece Properties	20□×80 l	30□×120 l	40□×160 l	50□×200 l
σ_b^t kgf/mm ²	2.24	2.00	1.90	1.83
ϵ_b^t %	0.088	0.078	0.075	0.072

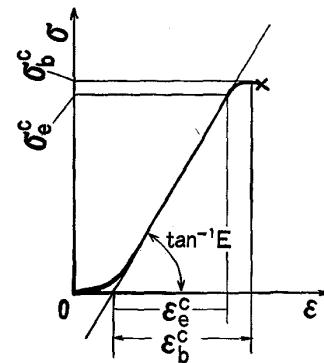


Fig. 7. Schematic stress strain curve under compression.

間にそれぞれ、3体、4体を挿入し、1回の実験に用いる。

また、使用した材料は、ペレットキルンに使用される Al_2O_3 90% の高アルミナれんがであり、その機械的性質を Table 2 に示す。この材料は、同表に示されるように、耐火れんがとしては、極めて高弾性、高強度を示し、脆性的性質が顕著な部類に入る。なお、同表に示される弾性率 (E), 圧縮限界ひずみ (ϵ_b^c) 等の定義は、Fig. 7 にしたがうものとする。なお、同図は、 $45\phi \times 100l$ の圧縮試験によるものであり、ひずみは圧盤間変位より求める。ただし、初期の低剛性部は、治具と試験片の不均一接触によると考え、Fig. 7 に示すように、直線部分から外挿してひずみの原点を定める。

また、引張強度 (σ_b^t) は通常用いられる程度の寸法範囲から $20\text{□} \times 80l \sim 50\text{□} \times 200l$ までの4種の相似試験片を用い、スパンを全長の $3/4$ とした3点曲げ試験の破壊時の引張側最外縁応力によつて定義した。また、ここでは完全弾性体を仮定し、引張限界ひずみ ϵ_b^t を次式によつて定義した。

$$\epsilon_b^t = \sigma_b^t / E \dots\dots\dots (6)$$

Table 2 では、 σ_b^t, ϵ_b^t に若干の寸法依存性がうかがえる。また、同表中のポアソン比 ν は、圧縮試験時の低ひずみレベル ($\epsilon \leq 0.2\epsilon_b^c$) で定義している。

4. 実験結果

4.1 ひずみ、接触長等の負荷中の挙動

まず第一に、接触長 (L_c) を Fig. 8 に、また、 ϵ_{y0}/ϵ_y に近い値を示すはずの ϵ'_y/ϵ_y の負荷中の変化例を Fig. 3 (b) に示す。

ただし、ここでは、Fig. 6 を参照して、 $L_c, \bar{\epsilon}_y, \epsilon'_y$ を次のように定義した。

$L_c: Z = \pm W/2$ の各面において、 x 方向上部と y 方向ひずみゲージ (S_{sa}, S_{sb}) から、ひずみが 0 となる位

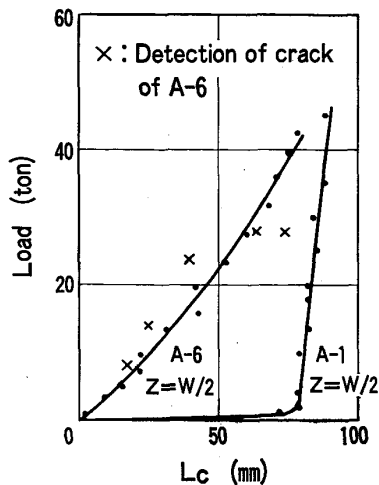


Fig. 8. Variation of contact length during loading.

置 $X=L_{cu}$ を内外挿する. 一方では, 下部側のクリップゲージの開口量から, 開口量が 0 となる位置 $X=L_{cl}$ を外挿する. L_c は L_{cu} と L_{cl} の平均値

$$L_c = (L_{cu} + L_{cl}) / 2 \quad \dots\dots\dots (7)$$

とする.

$\epsilon'_y : \epsilon'_y$ は, 上面の y 方向ひずみゲージ S_{Ua}, S_{Ub} のそれぞれの出力, $\epsilon'_{Ua}, \epsilon'_{Ub}$ の平均値

$$\epsilon'_y = (\epsilon'_{Ua} + \epsilon'_{Ub}) / 2 \quad \dots\dots\dots (8)$$

とする.

$\bar{\epsilon}_y$: 上面に取り付けた変位計の出力を計測長さで除した値とする.

本来ならば, 試験は, $Z=0$ 面に関して対称となるはずであるが, 現実には, 対称とならない. したがって, ここでは $Z>0$ 側と, $Z<0$ 側の両面をそれぞれ別のデータとして考えることにする. また, 一つの接触線を挟む, 二つのれんがの $B/2$ の領域ずつを対称とみなすことにする.

以上の操作を行つた結果の例が Fig. 8 および Fig. 3 (b) である. Fig. 8 では, $\eta_L=0$ であつた No. A-1 は, 負荷直後より, L_c がほぼ一定となることがわかり, $\eta_L=1.5$ mm であつた No. A-6 は, 負荷とともに L_c が変化していくことが明瞭に示されている. また, この途中においてき裂も発生していることから, 実試験のような簡便な方法によつて, 異なつた位置に, き裂を発生しうることがわかる.

また, Fig. 3 (b) では, 解析値 ($\epsilon_{y0}/\bar{\epsilon}_y$) と実験値 ($\epsilon'_y/\bar{\epsilon}_y$) が近い値を示しており, したがって, 本解析法によつて高ひずみ部の挙動を評価できることがわかる.

さらに, 実験中のすきまゲージによる測定では, $Y=\pm 200$ の近傍を除いて, 供試れんがは, 底板より浮き上がっていることが確認された. したがって, 前述の解析

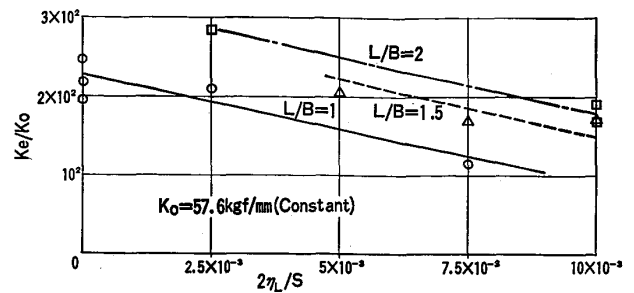


Fig. 9. Relation between nondimensional stiffness and nondimensional lower clearance.

の前提の鉄皮反力の無視の条件が, $Y=\pm 200$ mm 近傍を除いて満たされていることがわかる.

第 2 に, 剛性の観点から実験結果を調べる. キルン, 鍋類では, 自重, 内容物を支持するため, 炉殻が偏平化する. この偏平化も耐火物に損傷を与える原因となるようである¹²⁾. この際, れんがの存在が, 偏平化にどのような寄与をするかについては, 溝口ら¹³⁾の計算例もあるが, 築炉の差異までは検討されていない. そこで, 荷重と最大たわみの関係の直接部の傾斜を剛性 K_e とし, 治具のみのそれを K_0 とし, この K_0 で無次元化して, 各試験シリーズの結果を示せば, Fig. 9 となる. 同図では, 下部すきま η_L の大きいものほど剛性が低下することが示されるとともに, 同じ下部すきまでも L/B の大きい (小幅化された) 方が剛性が大きくなることが明瞭に示されている.

4.2 き裂形態

最終的に得られたき裂形態の例を Fig. 10 に示す. 同図に示されるように, き裂は接触面から生じる. な

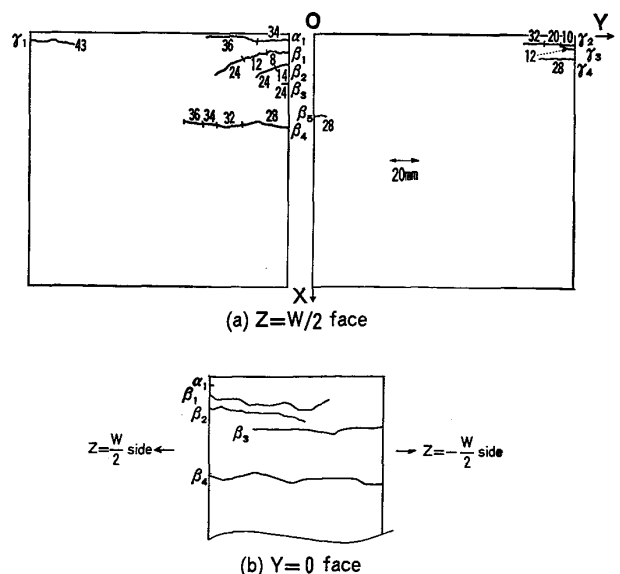


Fig. 10. Example of crack profile (Test No. A-6).

お、図中の数字は、き裂発見時と成長時の荷重である。ここでは、き裂発見時をき裂発生時とみなし、これらのき裂を以下の三つに分類する。

①治具側接触面より生ずるき裂：Fig. 10 の $\gamma_1, \gamma_2, \gamma_3, \gamma_4$ に相当

②れんが同志の接触面の接触端に生ずるき裂：Fig. 10 の $\beta_1, \beta_2, \beta_3, \beta_4, \beta_5$ に相当

③比較的高荷重時に、れんが同志の接触面の、接触域内に生ずるき裂：Fig. 10 の α_1 に相当

①は、同図に示されるように、低荷重時にも、高荷重時にも生じる。本試験では、れんがとれんがの接触面よりも、れんがと治具の接触面の方が、接触面積が狭いという欠点があるようであり、この①のき裂を生じやすい。

しかしながら、本実験では、治具とれんがの間 ($Y = \pm 200 \text{ mm}$ 位置) には、スペーサとテフロンシートを挿入しているため、この間の接触長は定量化しにくい。また、ひずみゲージは、き裂発生とともに測定不能となるため、 y 方向ひずみ ϵ_y も定量化しにくい。そこで、本実験では、このき裂は考えないことにする。また、本実験では、このき裂が成長し、系が不安定となり、実験の続行が不可能となる場合もあつた。このような場合は、系が不安定となる直前の段階を最終状態として、データをまとめることにした。

②は、既報⁷⁾で示した接触端引張応力によるき裂と考えられる。Fig. 10 に示すように、最大拘束部の近傍にも遠方にも生ずる。このき裂を接触端き裂と呼ぶことにする。③は、比較的高荷重時に、上面近傍 ($X \leq 10 \text{ mm}$ 以内) に生ずるものであり、その位置は、接触端とは明らかにことなるものである。ここでは、このき裂を接触域内き裂と呼ぶことにする。

以上②③についてまとめると、上面近傍に生ずるき裂には、接触端き裂と、接触域内き裂の二つがある。したがって、ピンチング、あるいはスラビングは、本報による分類では、接触端き裂と、接触域内き裂の2種類あることになる。また、上面から離れた位置 ($X > 10 \text{ mm}$) のき裂は、すべて、接触端き裂と解釈できる。さらに、このき裂は、一つのれんがに多数生じることもある。

以上のき裂分類にしたがって、全試験シリーズによって得られたき裂の有無と、き裂の数をまとめると Table 3 となる。なお、同表では、 $Z = W/2, Z = -W/2$ の両面で、それぞれ別データとして処理している。実験終了後、両面に貫通していたき裂もあるので、同表では、貫通き裂、表面き裂、それぞれ別に表示している。

4.3 き裂発生条件

き裂の発生条件は、き裂発生部位の応力、あるいはひ

ずみに依存すると考えられる。ここではひずみをき裂発生条件に選ぶとすれば、接触端き裂は ϵ_{xm} 、また、 y 方向一軸圧縮に近い接触域内き裂は ϵ_{y0} によつてその発生条件が定義されることが予測される。これら $\epsilon_{xm}, \epsilon_{y0}$ は前述の解析で示されるように、 $L/B, L_c/L$ 等に依存する量であり、また、実験では得られていないので、前述の解析によつて定める。また、実炉において最も得やすい熱膨張拘束量のパラメーターは式(4)で示す $\bar{\epsilon}_y$ であり、しかも $\bar{\epsilon}_y$ は本実験から直接得られる。そこで、ここでは、き裂の発生条件として、接触端き裂、接触域内き裂のいずれについても、 $\bar{\epsilon}_y$ も考慮対象とする。

まず、接触端き裂について、Table 3 の結果を、縦軸を $\bar{\epsilon}_y$ 、横軸を L_c/L (き裂を生じたものは、 $X = L_c$ と仮定する) で表示すれば、Fig. 11 となる。同図中白ぬきの印は、き裂を生じなかつたか、あるいは上面近傍にき裂を生じて、最終状態の $L_c/2 \sim L_c$ 間に生じなかつたものの最終状態を示す。き裂を生じたものは、き裂を生じた時点の状態を黒ぬりの印で示す。また、実験終了後、 $Z = W/2$ 面と $Z = -W/2$ 面にき裂が貫通していることが確認されたものは直線で結んでいる。同図では、 L_c/L が大きくなるにつれて、き裂を生じる $\bar{\epsilon}_y$ が大きくなり、 L_c/L が大きくなるにつれて、 L/B の大きい(小幅の)方が、き裂が生じる $\bar{\epsilon}_y$ が大きくなるということが明瞭に示されている。これらのことは、 $\bar{\epsilon}_y = C'$ (一定) という条件が、本報の主目的であるき裂発生条件とならないことを物語っている。

そこで、上述 Fig. 11 に対して、次式をき裂発生条

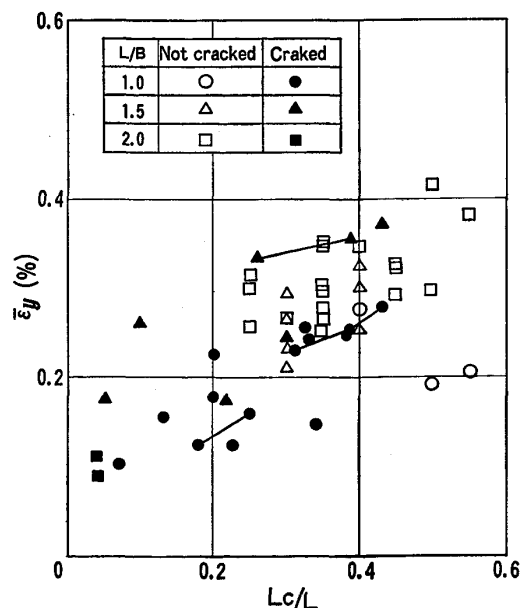


Fig. 11. Cracks occurred at the boundary between contact region and non-contact region.

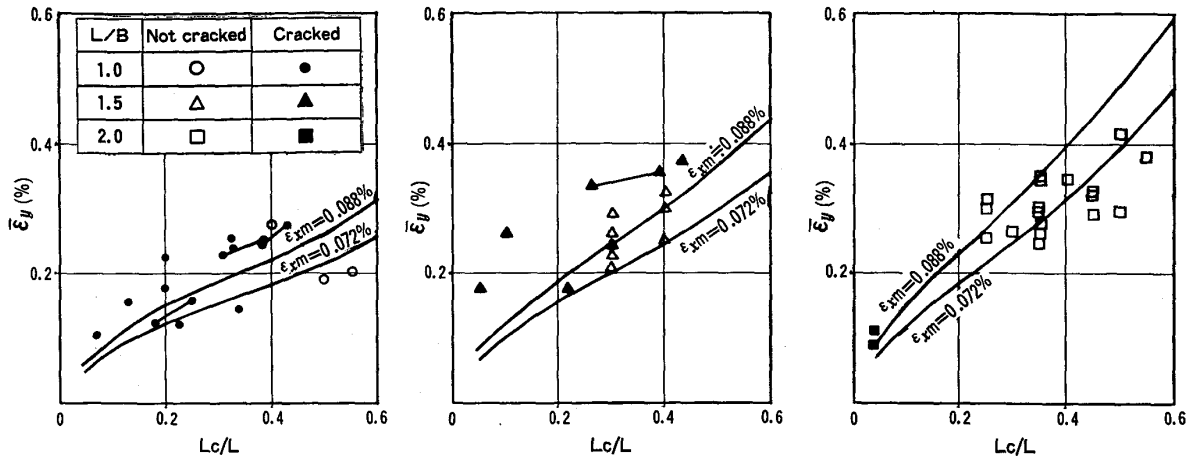


Fig. 12. Comparison of crack initiation criteria.

件とした場合に、実験値との比較を示せば Fig. 12 となる。

$$\epsilon_{xm} = C'' \dots \dots \dots (9)$$

同図では、Table 2 の曲げ試験から得た引張限界ひずみの上下限である $C''=0.088\%$ 、 $C''=0.072\%$ の両方を、接触端き裂の発生条件と仮定し、A, B, C各実験シリーズ別に表示している。それによれば、 $C''=0.088\%$ の方が、 $C''=0.072\%$ よりも、近いようであるが、おおむね、曲げ試験片から定義した引張限界ひずみが、接触端き裂の発生条件として考えられることがわかる。

また、既報⁷⁾によれば、き裂発生条件は、割裂引張強度の約 1/2、したがって曲げ試験による引張強度の 1/4 ~ 1/3 程度であった。したがって本報におけるき裂発生条件との差は極めて大きいといえる。この差異は、れんがの接触面の状態と関係する可能性がある。

すなわち、本報の冷間拘束実験に用いたれんがは表面が研磨されており、一様な接触状態が得られたと考えている。一方、既報⁷⁾の場合は、れんがの間の目地が、不均一に残存固化しており、れんがの接触状態は極めて不均一であったことが類推された。き裂発生条件の差異の有力原因の一つとして、以上の接触状態の差を考えている。

次に、Fig. 10 のように多数のき裂を生ずる場合、式 (5) の条件を満たしているか否かの検討を行う。Fig. 8

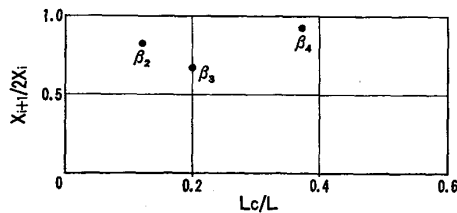


Fig. 13. Nondimensional distance of adjacent cracks (Test No. A-6).

のき裂位置から X_{i+1}/X_i を定義して図示すれば、Fig.

Table 3. Test results about cracks.

Test No.	Face	Cracks at contact boundary		Cracks in contact area (Surface crack)
		Through crack	Surface crack	
A-1	Z = -W/2	0	0	0
	Z = +W/2	0	0	0
A-2	Z = -W/2	1	0	3
	Z = +W/2	1	0	1
A-3	Z = -W/2	0	1	1
	Z = +W/2	0	1	0
A-4	Z = -W/2	0	1	1
	Z = +W/2	0	0	2
A-5	Z = -W/2	1	0	0
	Z = +W/2	1	0	0
A-6	Z = -W/2	1	1	0
	Z = +W/2	1	4	1
A total		(6) 3	8	9
B-1	Z = -W/2	0	1	1
	Z = +W/2	0	0	0
B-2	Z = -W/2	1	0	0
	Z = +W/2	1	2	1
B-3	Z = -W/2	0	1	0
	Z = +W/2	0	1	1
B total		(2) 1	5	3
C-1	Z = -W/2	0	0	0
	Z = +W/2	0	0	0
C-2	Z = -W/2	0	0	0
	Z = +W/2	0	2	1
C-3	Z = -W/2	0	0	1
	Z = +W/2	0	0	1
C total		0	2	3
A, B, C total		(8) 4	15	15

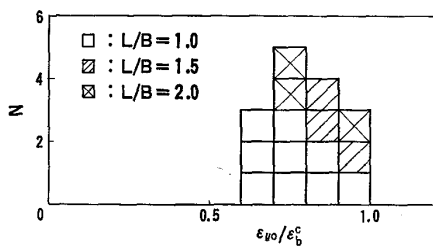


Fig. 14. Distribution of crack initiation strain.

13 となる。同図によれば、いずれのき裂も式(5)の条件は満たしてはいないが、条件は式(5)にかなり近い。このことから、式(5)の条件に近づくことによつて ϵ_{xm} が大きな値になりうる条件が整い、その結果、接触端き裂が生じたと考えられる。

以上に示したことから、接触端き裂の発生条件として、式(9)が有力であることがわかり、この C'' としては、曲げ試験から定義した引張限界ひずみを採用すればよいことがわかる。

次に、接触域内き裂について検討する。Fig. 14 は、Table 3 の 15 本の接触域内き裂に対し、き裂発生時の ϵ_{y0} (Fig. 3 より換算) の分布を、Table 2 の ϵ_s^0 (圧縮限界ひずみ) で無次元化して示したものである。同図において、き裂発生範囲は、 $0.6 \leq \epsilon_{y0}/\epsilon_s^0 \leq 1.0$ となり、接触域内き裂の発生評価パラメーターとして、 ϵ_{y0} が適切であることがわかる。

5. 実炉における設計への応用

実炉におけるれんが積みでは、拘束力が強すぎると判断される場合は、れんがを小幅化し、目地数の増大による熱膨張吸収代の増大が計られる。しかしながら傾動される炉においては、れんが構造の安定確保の点から、拘束力を緩めることには、大きな危険が伴う。

ここで得られた結果によれば、小幅化の効果は、拘束力の減少を伴わなくとも、 ϵ_{y0}/ϵ_y , ϵ_{xm}/ϵ_y の低下によつて、き裂発生条件を緩和できる。したがつて、小幅化時に、目地厚を減じ、拘束力を保持しながらき裂を生じにくくすることが可能であると考えられる。また、傾動等によつて偏平化をうける炉においては、剛性の点からも小幅化は有利な方向となる。

6. 結 論

高アルミナれんがを用い、熱間での耐火物の力学挙動を模擬し、冷間での拘束試験を行い、次の結論が得られた。

- (1) き裂は、接触面側から発生する。
- (2) き裂は、接触端き裂と、接触域内き裂の二つがある。
- (3) 接触域内き裂は、稼動面想定最大拘束部の近傍に限られる。接触端き裂は、最大拘束部の近傍にも遠方にも生じる。したがつて、ピンチング、あるいはスラビングには、接触端き裂によるものと、接触域内き裂によるものがあることになる。
- (4) き裂発生の目安は、接触域内き裂に対しては、 ϵ_{y0} (最大拘束部の y 方向ひずみ) であり、接触端き裂に対しては、 ϵ_{xm} (接触端の x 方向ひずみ) である。

また、 ϵ_{y0} はおおむね円柱の圧縮限界ひずみ ϵ_s^0 であり、 ϵ_{xm} は、曲げ試験による引張限界ひずみといえる。

以上のことは、既報の解析で仮定したように、拘束力と接触端引張応力の両方が、き裂と関係することを示す。また、本実験で示されたように、き裂の発生には、れんがの形状が影響する。このことは既報¹⁰⁾および本報の解析で予測されることであり、したがつて、応力、ひずみ解析が極めて有効であることを示すと考えられる。

最後に、本研究に際し、数々の助言をいただいた、(株)神鋼技術試験センターの工学博士藤野真之室長に深く感謝申し上げます。

文 献

- 1) 熊谷正人, 内村良治, 江見俊彦: 耐火物, 32 (1980), p. 539
- 2) 加藤一郎, 森田喜保, 樋上文範: 耐火物, 32 (1980), p. 661
- 3) M. J. GREAVES: Iron Steel Eng. (1966) Sep., p. 187
- 4) W. DAVIES: The Refractory Journal (1970) June, p. 8
- 5) 成瀬庸一, 田中利治, 江口博之: 耐火物, 31 (1979), p. 28
- 6) 広中邦汎, 藤原昭文, 藤野真之, 太田芳男, 下村興治: 鉄と鋼, 69 (1983), p. 1121
- 7) 藤原昭文, 広中邦汎, 藤野真之: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 2116
- 8) 仲井正人, 池田順一, 藤原 茂, 村井良行, 菊地 隆, 立川佳久, 疋田圭一: 耐火物, 37 (1985), p. 515
- 9) M. HATZINIKOLAS, J. LONGWORTH and J. WARWARUK: ACI Journal (1980) July-August, p. 258
- 10) 藤原昭文, 藤野真之: 鉄と鋼, 70 (1984), p. 208
- 11) J. LAMING: The Refractory Journal (1972) March, p. 6
- 12) 原 亀吉, 楠瀬 洋, 徳永 和志: 耐火物, 36 (1984), p. 362
- 13) 溝口孝喜, 星野一男, 白川 馨, 谷川義信, 大谷 範一: 機論A編, 46 (1980), 403, p. 345