

© 1983 ISIJ

高炉・炉底部モデルによる耐火物の力学的 挙動の検討

.....
論 文
.....

広中 邦汎*・藤原 昭文*²・藤野 眞之*³

下村 興治*⁴・太田 芳男*⁴

Experimental Study on the Mechanical Behavior of Refractories by a Blast Furnace Hearth Model

Kunihiro HIRONAKA, Akibumi FUJIWARA, Masayuki FUJINO,
Koji SHIMOMURA, and Yoshio OHTA

Synopsis :

To study the fracture mechanism of the refractories of blast furnace by thermal stress, a model furnace of hearth and bottom of Kakogawa No. 2 B. F. was constructed. The model furnace was heated to about 1500°C, twice.

Thermal stress(strain), displacement of refractories and those of shell were measured during the heating test. Crack behaviour of the refractories was detected by A. E. during the heating test and also by visual inspection after the test.

The results are summarized as follows:

1. High stress was observed in refractories and in shell at the first heating test. The stress observed at the second heating test was less than that of the first. Also, displacement of shell and refractories was fairly affected by heat hysteresis. These phenomena may be caused mainly by irreversible shrinkage of joint mortar and carbon stamp.

2. Cracks were detected at side face of carbon blocks, by visual inspection. The result of A. E. signal indicated that these cracks probably occurred at the final stage of heating process of the first heating test.

1. 緒 言

高炉の寿命延長を計るためには、炉底部や湯溜り部における耐火物の局部侵食や、シャフト下部から炉腹部にかけての耐火物の脱落などを防止することが重要である¹⁾。これら耐火物の損傷原因として、溶銑やアルカリなど化学的な侵食作用のほかに、温度変動時に発生する熱応力による損傷も重要視され、近年、耐火物の力学面に関する研究が多く実施されている。たとえば、れんがの熱衝撃割れ特性を定量的に明らかにした熊谷ら²⁾や加藤ら³⁾の数値解析的研究、あるいはシャフト部耐火物の損傷機構に関する飯山ら⁴⁾や熊谷ら⁵⁾の実験的研究などがあげられる。

しかし、これらの研究の多くは主にれんが単体に生ずる内部の引張応力を対象にしたものであり、目地モルタル(以下目地と略す)や、鉄皮なども含めた耐火物構造

体としての圧縮熱応力下での割れの発生機構を対象としたものは見受けられない。とくに、目地やスタンプは、れんがの熱膨張に対する吸収代として、耐火物構造体にとつて重要な影響を及ぼすことが予想され、例えば平櫛らによつて目地材の力学特性、耐火物構造体としての変形特性等に関して一連の研究^{6)~8)}がなされているが、耐火物の割れの論議にまでは到っていないようである。

そこで、構造体としての耐火物の熱応力発生現象を実際に把握し、また熱応力による破壊機構を検討するため、高炉の炉底部を模したモデル実験炉(以下モデル炉と略す)を、築造して、高炉火入れ時を想定した昇温実験を行い、目地、スタンプ、鉄皮などの境界構成物存在下でのカーボンブロックの熱応力、変形挙動、および湯溜り部カーボンブロックに発生する割れ形態と炉底シャモットれんがの割れ形態等を明らかにした。

昭和 57 年 4 月本会講演大会にて発表 昭和 57 年 8 月 2 日受付 (Received Aug. 2, 1982)

* (株)神戸製鋼所構造研究所(現:(株)神戸製鋼所貯槽システム室) (Structural Engineering Laboratory, Now Storage Tank Engineering Dept., Kobe Steel, Ltd.)

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

*³ (株)神戸製鋼所構造研究所 工博 (Structural Engineering Laboratory, Kobe Steel, Ltd., 6-32 Doi-cho Amagasaki 660)

*⁴ (株)神戸製鋼所加古川製鉄所 (Kakogawa Works, Kobe Steel, Ltd.)

2. モデル炉の仕様および実験方法

モデル炉は、Fig. 1 に示すように、加古川第 2 高炉 (1 次) の羽口部より下の炉底構造に類似させて、湯溜り部にカーボンブロックを、炉底部では上部にシャモットれんが、下部にカーボンブロックを配置した。それぞれのれんがの物性値、化学成分を Table 1 に示す。

モデル炉の形状寸法は実炉の約 1/4 であるが、策炉上の制約から、れんが単体の大きさは実炉のその 1/2 程度として、炉体に比べて大きなものを用いた。同様に目地厚みも、カーボンブロック間では実炉の 1/2 の 0.3 mm を、シャモットれんが間では実炉と同一の 2 mm を標準にした。また、シャモットれんが・カーボンブロック間およびカーボンブロック・鉄皮間のスタンプ厚みは

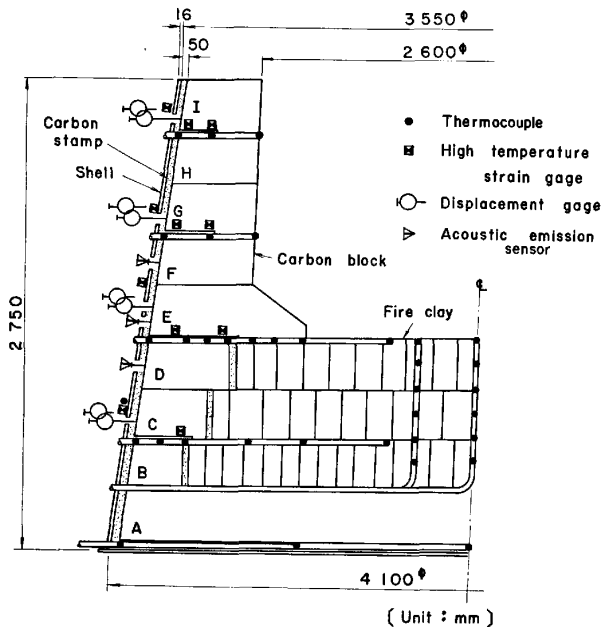


Fig. 1. Construction of the experimental blast furnace hearth and the location of sensors.

Table 1. Properties of refractories in model furnace.

	Carbon block	Fire clay
Porosity (%)	18	12
Specific gravity	1.6	2.3
Thermal expansion (%)		
at 500°C	0.15	0.35
at 1000°C	0.30	0.62
Compressive strength* (kgf/mm ²)		
at R. T.	4.2	5.3
at 500°C	4.5	6.2
at 1000°C	5.0	11.0
Bending strength* (kgf/mm ²)		
at R. T.	1.5	1.2
at 500°C	1.7	1.5
at 1000°C	1.8	2.2
Chemical composition (wt%)	C96	Al ₂ O ₃ 44 SiO ₂ 55 Fe ₂ O ₃ 1

*Specimens were loaded in direction of extrusion.

実炉の 1/2 として、それぞれ 25 mm, 50 mm を標準に施工した。

モデル炉の温度、応力および変位などの測定のために Fig. 1 に示す位置に、各種の計測センサーを設置した。

温度計測に関しては、れんがの稼働面、背面および中央付近の各点、および鉄皮外表面に、R型およびK型熱電対を設置して、その熱起電力値から各点の温度を求めた。

れんがの熱応力測定のために、湯溜り部カーボンブロックの下面に、高温ひずみゲージ (約 600°C まで測定可能) をセラミック溶射法により貼り付けた。同様に鉄皮外表面にも、高温用箔ひずみゲージ (約 350°C まで測定可能) をシリコン樹脂で接着した。なお、高温ひずみゲージは温度上昇に伴って見かけひずみを生ずるため⁹⁾、これを測定値から差し引き補正する必要がある。このため、モデル炉実験前にあらかじめ、各ひずみゲージの温度・ひずみ特性曲線を求めておいた。

れんがおよび鉄皮の半径方向の変位を測定するために、炉外周部にひずみ変換式変位計を各点 2 個ずつ設置した。これにより、同一箇所におけるカーボンブロックと鉄皮の相対変位が求められるようにした。

さらに、れんがの割れ発生を検知するために、D, E, F 段のカーボンブロックに AE (Acoustic Emission) 検出器を、ウェーブガイドを介して取り付けられた。

モデル炉の加熱方法は、3 相電極によるアーク加熱とし、さらに、炉内面全面が均一に昇温するようにコークスなどを炉床面に敷設した。また、カーボンブロックの酸化を防止するために、常時、窒素ガスを炉内に充満させた。

鉄皮の冷却方法は、高炉炉底部と同様に、側壁面で全周を散水し、炉底面でパイプ流水とした。

なお、本試験の前に、れんが、目地およびスタンプの乾燥のために、炉内温度 400°C 程度の予備昇温を行った。

3. 昇降温による炉体の応力および変形

Fig. 2~4 は、炉体各点の温度、変形および応力の各測定値の経時変化を示すものである。

Fig. 2 のように、試験開始から約 1 日経過した時点で、炉内温度が 1500°C 近くまで上昇したが、この初期の昇温曲線は高炉の火入れ直後の温度条件を模擬したものである。すなわち、高炉は通常、火入れの翌日には初出銑されるが、この状態を想定して、モデル炉の稼働面を溶銑温度に相当する 1500°C 程度まで昇温させた。

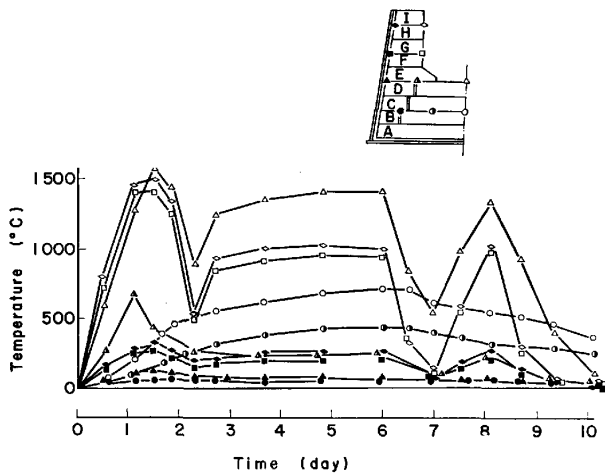


Fig. 2. Temperature transition of refractories.

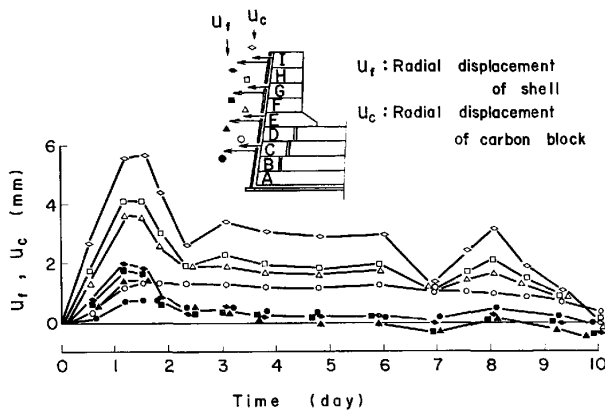


Fig. 3. Transition of radial displacement of shell and carbon blocks.

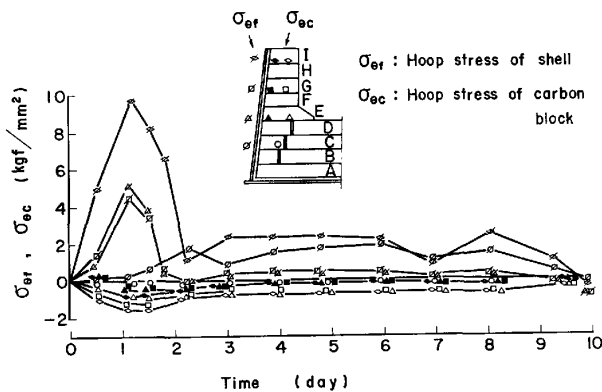
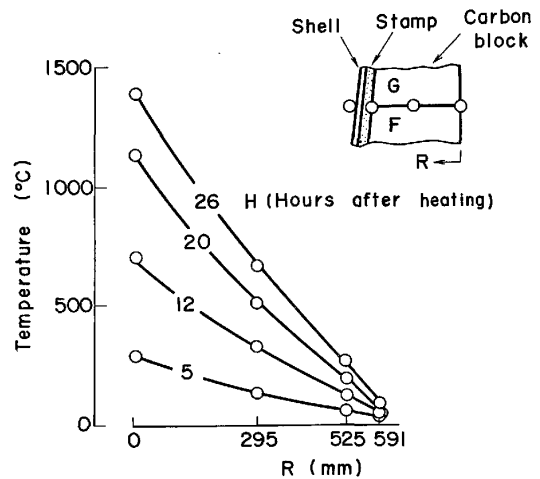
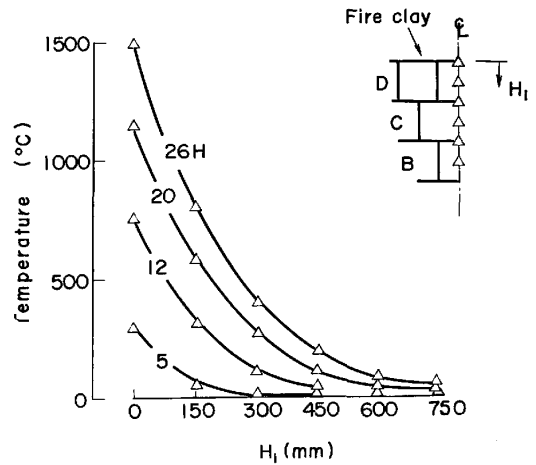


Fig. 4. Transition of hoop stress of shell and carbon blocks.

Fig. 5 は昇温初期の段階において、(a) 湯溜り部および炉底部カーボンブロックの半径方向、(b) 炉底中心線上シャモットレンガの高さ方向、それぞれの温度分布を示すものである。稼働面温度は両者ともほぼ同程度に上昇したが、シャモット部は熱伝導率が低いため、指数関数に近い温度分布を示した。これに対して、湯溜り部



(a) Carbon blocks at ring wall



(b) Fire clays at bottom

Fig. 5. Temperature distribution after heating.

カーボンブロックでは昇温時にもかかわらず、その温度分布はほぼ線形であり、定常状態のそれに近いことがわかる。

初期昇温で炉内が最高温度に達したのち、降温および昇温を繰り返して、急激な温度変動がレンガや鉄皮の応力、変形に及ぼす影響を調べた。

Fig. 3 に、カーボンブロックと鉄皮の半径方向変位を示す。各段のカーボンブロックの変位は、Fig. 2 に示す同段の稼働面側での温度変動と良好な対応を示すが、昇降温の繰り返しによつて変位の変動幅が減少する傾向にあることがわかる。また、カーボンブロックと鉄皮の変位差についても同様の傾向が見受けられる。この両者の変位差から求めたスタンプの収縮率 η の経時変化例を Fig. 6(a) に示す。なお、同図に示すように、炉体冷却後もスタンプでは、 $\eta=2\%$ 程度の圧縮変形が残留した。Fig. 6(b) に、温度分布から逆算して求めたスタンプのみかけの熱伝導率 λ の経時変化を示し、さら

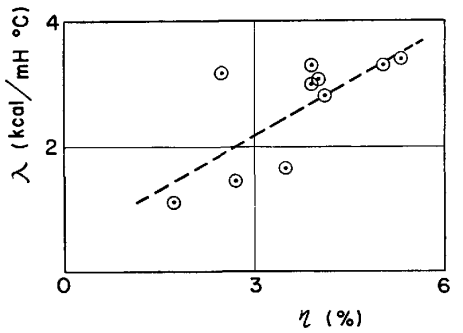
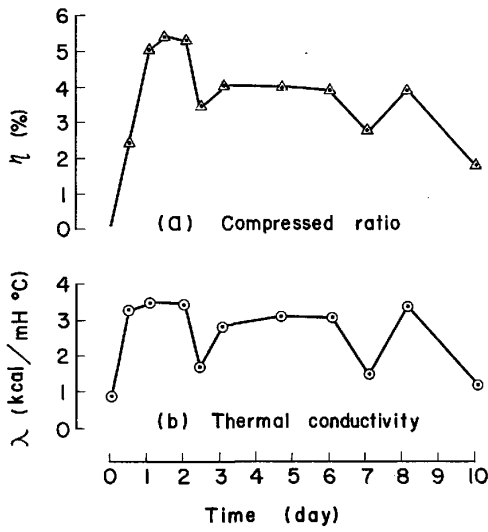


Fig. 6. Transition of the compressed ratio η of stamp.

に Fig. 6(c) に η と λ の関係を示す。同図では、ばらつきが認められるが、 λ は η が大きくなるにつれ増加する傾向にある。

Fig. 4 に、カーボンブロックおよび鉄皮のそれぞれの円周方向応力 $\sigma_{\theta c}$, $\sigma_{\theta f}$ の経時変化を示す。同図からは $\sigma_{\theta f}$ は引張、 $\sigma_{\theta c}$ は特に稼働面側で大きな圧縮であることがわかる。また、同図における温度変動と応力変動の関係は、前述の温度変動と変位変動の関係と同様な履歴依存性を示し、Fig. 3 と Fig. 4 の良好な対応が認められる。

また、Fig. 2 より、E 段より上部の炉体温度は、10 日後には常温に戻っている。同日、同位置における鉄皮は、半径方向に初期の状態よりも収縮していることが Fig. 3 よりわかる。この現象は、スタンプ施工時の初期圧力が、スタンプ等の不可逆変形に伴って解放されたことによるものと思われる。

次に、実験終了後の解体調査の結果では、隣接カーボンブロック間、鉄皮・スタンプ間、スタンプ・カーボンブロック間にすき間が確認された。それらの値は、G 段

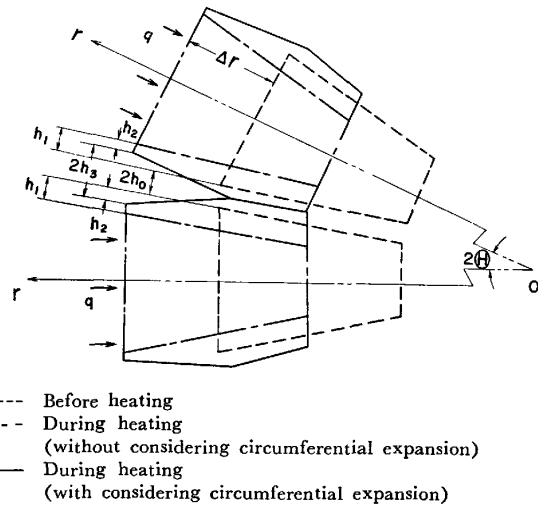


Fig. 7. Distortion and movement of carbon blocks.

の隣接カーボンブロック間では、稼働面側で最大 1.0 mm、鉄皮側で最大 0.4 mm であつた。スタンプ・鉄皮間では最大 1.6 mm、スタンプ・カーボンブロック間では最大 0.4 mm であつた。ただし、隣接カーボンブロック間の目地は消失している部分が多かつた。

ここで、Fig. 7 を用いて昇温時のカーボンブロックの変形および移動に伴うすき間の挙動を考察する。昇温前のカーボンブロックの状態を Fig. 7 の破線とする。昇温時には、カーボンブロックの熱膨張の一部は目地によつて吸収されるが、目地の限界吸収量を越えた場合には、隣接カーボンブロックが互いに押し合う。この際の反力とカーボンブロックのせりによつて、カーボンブロックは鉄皮側に押される。その状態は Fig. 7 の実線で示される。

鉄皮側カーボンブロック間隔 $2h_3$ は、カーボンブロックの鉄皮側への移動による間隔増大 $2h_1$ 、熱膨張による間隔減少 $2h_2$ 、および初期の間隔 (目地厚) $2h_0$ により次式で与えられる。

$$2h_3 = 2h_0 + 2h_1 + 2h_2 \dots\dots\dots (1)$$

式(1)の $2h_0$ は設計寸法で 0.3 mm であり、 $2h_1$, $2h_2$ はそれぞれ次式で与えられる。

$$2h_1 = \Delta r \cdot \sin\theta \dots\dots\dots (2)$$

$$2h_2 = \Delta T \cdot \alpha \cdot B \dots\dots\dots (3)$$

ただし、 Δr , θ および B は Fig. 7 に示す形状諸元であり、 α , ΔT はそれぞれカーボンブロックの熱膨張率、鉄皮側の温度上昇量である。

G 段でのこれらの値を式(1)~(3)に代入すれば、カーボンブロック間隔 $2h_3$ は 0.89 mm となる。この値は初期値 $2h_0 = 0.3$ mm の 3 倍にもなる。このような変形抵抗を目地部が持つとは考えられず、したがつてカーボ

ンブロック鉄皮側では昇温中からすき間が生じていたと考えられる。

なお、鉄皮・スタンプ間、スタンプ・カーボンブロック間、および隣接カーボンブロック間の稼働面側にもすき間が生じていたことは前述のとおりであるが、スタンプと稼働面側目地部は昇温中は圧縮状態にある。したがって、これらの部位におけるすき間は冷却過程で生じたものと思われる。また、隣接カーボンブロック間のすき間は、実験終了後は、鉄皮側よりも稼働面側の方が大きかった。この原因は、後述するカーボンブロック稼働面側の圧縮クリープ変形に起因すると思われる。

このように、耐火物構造体では昇温および降温によって、目地あるいはスタンプにすき間が生ずるため、圧縮力のみを伝達する構造体となっていることがわかる。さらにスタンプ等の不可逆変形のため、この圧縮力も、火入れ直後に相当する最初の昇温時のものが最も大きいことが明らかになった。

4. れんがの割れ

昇温実験終了後、モデル炉を解体し、炉体の損傷状態

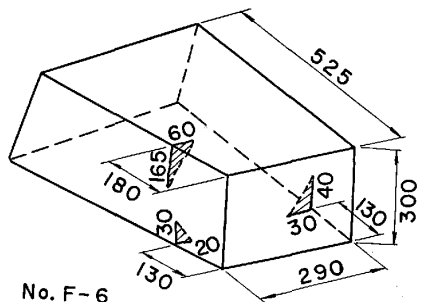
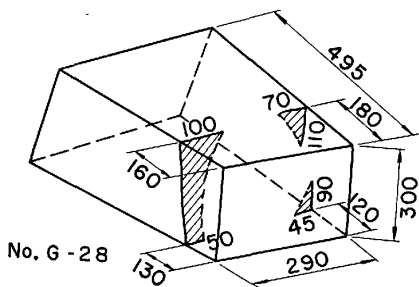
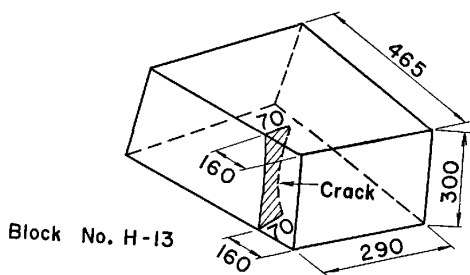


Fig. 8. Typical cracks in carbon blocks.

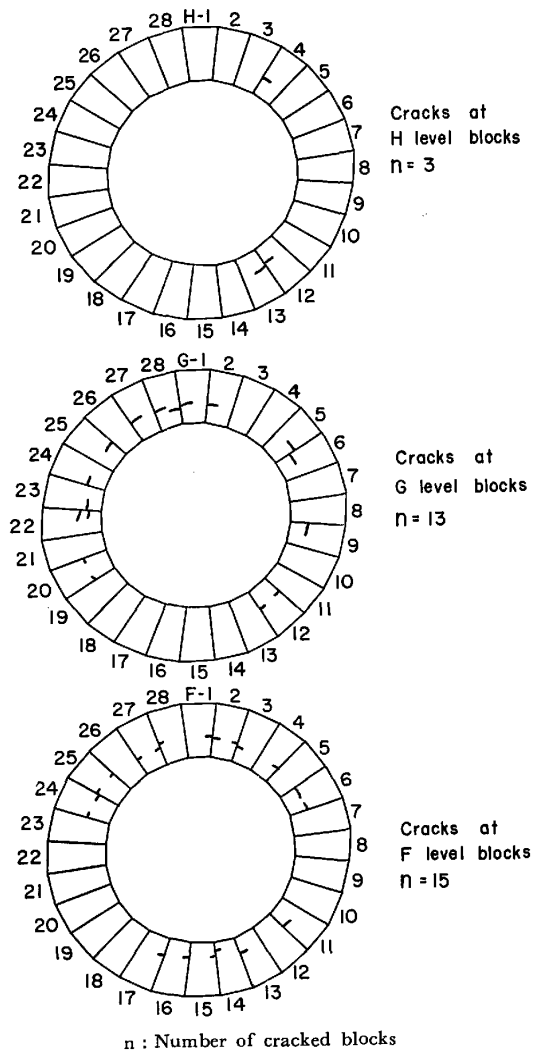


Fig. 9. Crack distribution at ring wall.

を調査した。その際に、湯溜り部カーボンブロック、炉底シャモットれんがのいずれにも割れが発見された。

4.1 湯溜り部カーボンブロックの割れ

湯溜り部 F, G, H 段のカーボンブロックには、Fig. 8 に示すような割れが多数認められた。各段の割れ発生状況を Fig. 9 に示す。Fig. 9 に示すように F, G 段では約半数のカーボンブロックに割れが見受けられた。これらの割れの特徴をまとめると次のようになる。

- (1) 割れはカーボンブロックの稼働面側から約 150 mm の位置において、稼働面とほぼ平行に入っていた。
- (2) 割れはすべてカーボンブロック表面から発生し、切断後の目視検査では内部割れは認められなかった。
- (3) Fig. 10 に示すように、割れ発生点近傍より稼働面側で、最大 1.1 mm の圧縮残留変形が周方向に生じていた。この変形量は、約 0.4% の圧縮ひずみに相当する。

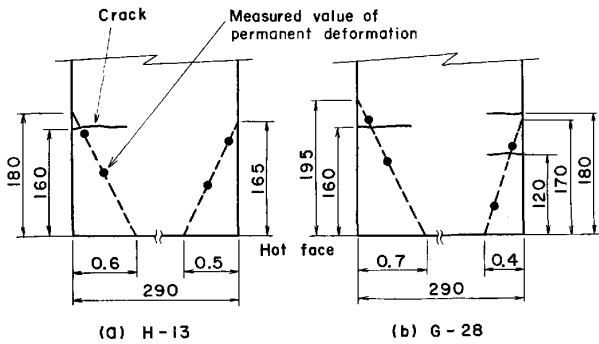


Fig. 10. Relation between location of cracks and residual deformation in carbon blocks.



Photo. 1. Crack by compression.

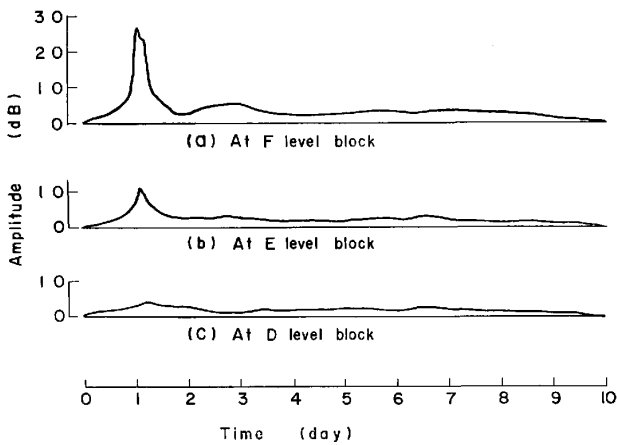


Fig. 11. Variation of amplitude of acoustic emission wave in carbon blocks.

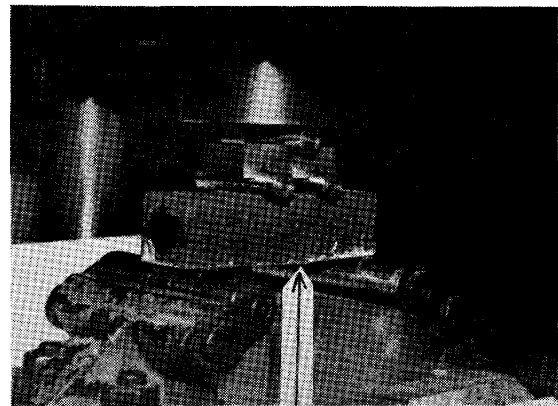
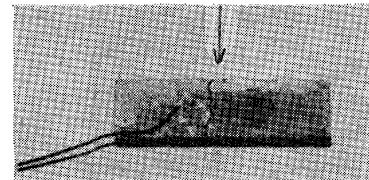


Photo. 2. Rupture test by bending.



(4) Fig. 11 に示す AE 波測定記録より、割れの発生時期は、昇温開始後約 24 h と考えられる。

ここで、この湯溜り部カーボンブロックの割れについて検討する。応力、変形測定あるいは(3)の残留変形からは、カーボンブロックの熱膨張が鉄皮によつて拘束され、カーボンブロックには周方向の圧縮応力が作用していることがわかる。

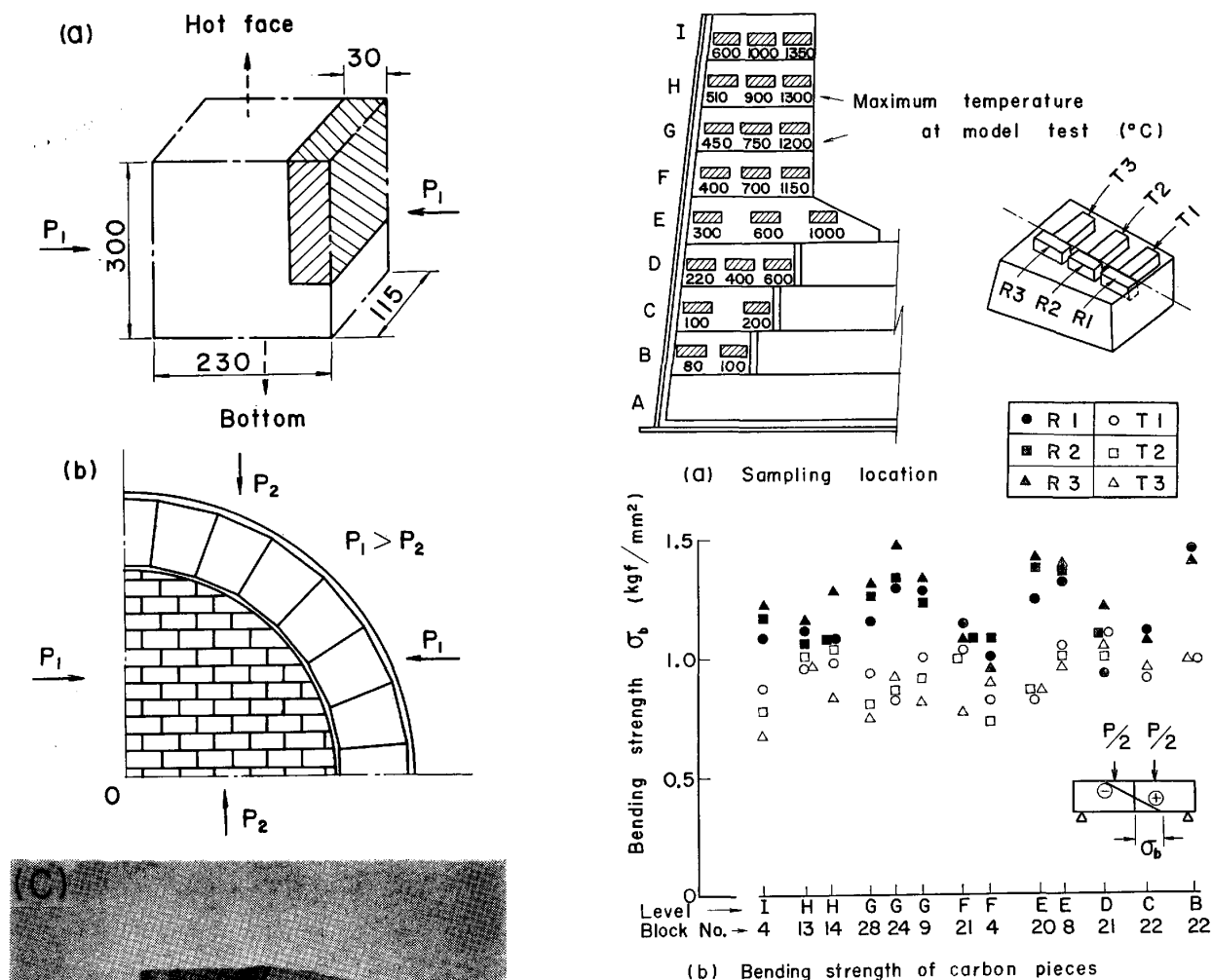
多孔質脆性材料の圧縮荷重下の割れは、高炉耐火物に関する宮本ら¹⁰⁾の実験、あるいはコンクリートに関する WITTMAN¹¹⁾ のモデル解析に示されるように、マイクロラックが負荷方向に成長、合体を続けることによつて生ずる形態、あるいは、Photo. 1 に示すような、巨視的なせん断破壊状の形態になるのが一般的と考えられる。なお、耐火物のような脆性材料における割れは、GRIFFITH の破壊条件¹²⁾ で示されているように、ミクロ的には分離破壊によつて生じ、せん断破壊は生じないものとされている。したがつて、みかけ上すべり線方向に生じた割れをせん断破壊と呼ぶことに問題があると考えて、ここではせん断破壊状と呼ぶこととした。

本モデル炉実験のカーボンブロックの割れは、周方向に鋭い単一平面を形成している点において、上述の圧縮下の割れとは異なり、Photo. 2 における曲げ試験、あるいは、割裂試験等で得られるような、引張応力作用下での割れ形態に近いと考えられる。

また、本実験におけるカーボンブロックの割れ発生位置(稼動面から約 150 mm の側面)に引張応力が発生する機構についてはすでに著者らが応力解析¹³⁾によつて示した。

4.2 炉底シャモットれんがの割れ

Fig. 1 に示す D 段のシャモットれんがの稼動面(上面)側では、Photo. 3 に示すような割れが発生していた。この割れは、目地数が少なく、したがつて熱膨張吸収代が少ないれんがが長手方向からの圧縮によつて生じたせん断破壊状の割れであり、Photo. 1 に近い形態と考えられる。



(b) Bending strength of carbon pieces
 Fig. 12. Bending strength of carbon pieces which were sampled from testing model furnace after heating.

5. 実験後のカーボンブロックの強度

解体後は、温度および応力履歴がカーボンブロックに与える影響を調べるために、曲げ試験を常温で実施し、引張強度 σ_b を求めた。

Fig. 12(a) は、各段のカーボンブロックからの試験片採取位置、方向と、その試験片中央部がモデル炉実験で受けた最高温度を示す。また試験片寸法は、約 40 mm (高さ) × 40 mm (幅) × 150 mm (長さ) とした。試験方法は 4 点曲げとし、それによつて得られた引張強度 σ_b を Fig. 12(b) に示す。いずれの段についても、同一採取場所における比較では、半径方向の $\sigma_b(\sigma_b^R)$ が周方向の $\sigma_b(\sigma_b^\theta)$ よりも高い傾向にある。この原因は、カーボンブロックを押し出し成形する際に付加された、初期異方性¹⁰⁾によると考えられる。

また、B、C、D 段では、試験片の半径方向採取位置の差による σ_b の差が認められないが、E 段よりも上部に



(a) Size
 (b) Arrangement
 (c) Crack of hatched region
 Photo. 3. Cracks of fire clay bricks.

については、 σ_{θ}^R は稼働面側の方が鉄皮側より高く、 σ_{θ}^B は鉄皮側の方が稼働面側より高いという傾向が認められる。

この現象は、稼働面側が鉄皮側に比して温度が高かったこと、および周方向圧縮力が大きかったことに起因するものと思われる。

6. 結 言

高炉の炉底部構造を模擬したモデル炉によつて、高炉の火入れ時を想定した昇温実験、および昇降温繰り返し実験を行つて、つぎの結論を得た。

(1) カーボンブロック、鉄皮の熱応力および熱変形は、最初の昇温時に大きな値を示し、その後の温度変動時におけるこれら諸量の変化は小さかつた。したがつて高炉炉底部の耐火物の熱応力についても、火入れ後の昇温過程の評価が重要と考えられる。

(2) 実験中のスタンプの変形挙動には不可逆性が観察された。また実験終了後の解体調査から、スタンプ・鉄皮間、スタンプ・カーボンブロック間および隣接カーボンブロック間にすき間が観察された。また、カーボンブロックは昇温中に半径方向鉄皮側に移動する。この移動によつて、昇温中にもかかわらず、隣接カーボンブロック間の鉄皮側にすき間が生じる可能性があることを理論的に示した。

(3) 炉底シャモットレンがの稼働面側では、圧縮により生じたと思われる、せん断破壊状の割れが観察された。

(4) 湯溜り部カーボンブロックの側面では、稼働面から約 150 mm の位置に、稼働面と平行な割れが認められた。この割れは、AE 波測定結果より、昇温末期に生じたことが推定された。また、温度測定結果によれば、この時の温度分布は定常状態のそれに近いものであつた。

(5) 湯溜り部カーボンブロックの割れは、丸棒あるいは直方体試験片に圧縮応力を作用させたときに現れるそれとは異なり、矩形断面梁の曲げ試験等において、引張縁から生じるような、鋭い平坦な平面を形成している。したがつて、モデル炉のカーボンブロックは、側面に生じた引張応力に支配されたものと思われる。

(6) 実験終了後の湯溜り部カーボンブロックから採取した試験片による曲げ強度試験では、周方向引張強度は稼働面側の方が鉄皮側より高く、半径方向引張強度は鉄皮側の方が稼働面側より高いという傾向を示した。

おわりに、本モデル炉実験に多大な協力をいただいた神戸製鋼所高知工場吉村厳氏、岡本達夫氏をはじめ関係諸氏に深く感謝いたします。

文 献

- 1) 加瀬正司: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 200
- 2) 熊谷正人, 内村良治, 川上辰男: 窯業協会誌, 87 (1981) 7, p. 356
- 3) 加藤一郎, 森田喜保, 樋上文範: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 105
- 4) 飯山真人, 小山保二郎, 島田信郎, 板岡 隆: 鉄と鋼, 65 (1979), S 113
- 5) 熊谷正人, 内村良治, 吉川文明, 河合隆成: 鉄と鋼, 67 (1981), S 61
- 6) 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
- 7) 平櫛敬資, 樋渡幸夫, 大川 清: 耐火物, 30 (1978), p. 111
- 8) 平櫛敬資, 堀尾竹弘, 大川 清: 耐火物, 31 (1979), p. 388
- 9) 竹中幸彦, 江川幸一: 非破壊検査, 19 (1975) 10 p. 509
- 10) 宮本 学, 尾上俊雄, 成田貴一: 鉄と鋼, 67 (1981), p. 313
- 11) F. H. WITTMAN: Advances in Fracture Research 1981 (ICF 5) Vol. 4, p. 1467
- 12) A. A. GRIFFITH: Proc. 1st Intern. Congr. Appl. Mech. (1924), p. 55
- 13) 藤原昭文, 広中邦汎, 藤野眞之: 鉄と鋼, 68 (1982), p. 2116