

## 論 文

UDC 669.162.211.1 : 620.193.93 : 771.319 : 778.344

## 赤外線カメラによる高炉炉底侵食の測定\*

大 野 二 郎\*\*

Conjecture of Salamander Penetration into the Blast Furnace  
Hearth Refractories Using Infrared Camera

Jiro OHNO

## Synopsis:

The salamander penetration profile may be obtained by means of thermography (measurement of temperature distribution pattern) outside the blast furnace mantle using an infrared camera. There are two points in the study; (1) introduction of wear index  $\xi$ , (2) computer simulation of the process of penetration. In connection with a problem that the measuring condition is not constant during taking thermographs,  $\xi$  was introduced, which was so taken as to avert those changes of the condition in processing a quantitative analysis of obtained thermographs. Computer simulation was carried out on a process of salamander penetration, assuming a model of stress concentration in hearth refractory body. Changing two major parameters within the model, the computation turned out simulated penetration profiles and value of  $\xi$ . The latter was compared with the values of  $\xi$  obtained from measured thermographs. This procedure enables us to determine the above two parameters, and to estimate the salamander penetration profile. A good agreement was obtained between the estimated salamander penetration profiles and results of destructive survey of hearth refractories after operation-down.

(Received Nov. 29, 1971)

## 1. 緒 言

高炉炉底レンガの侵食状態は、炉底構造、レンガ材質、炉底冷却方式、操業条件などによつてさまざまに変化する。最近の高炉関係技術は設備の面でも急速に発達してきているが、炉底侵食に関する問題点が完全に解決されずに新建設を行なう例もまれではない。高炉操業期間は6～7年にもおよぶので、この間炉底侵食がどのように進行しつつあるか測定できれば、その結果を炉底管理の情報として用いたり、構造上の問題点を推定する目的に利用できる。これまで炉底侵食を測定する方法として、熱電対の埋設<sup>1)2)</sup>、R Iの利用<sup>3)4)</sup>などがあり、レンガの侵食速度やプロファイル<sup>5)</sup>を推定している。本報では新たに赤外線カメラを使い、炉底マンテル表面にあらわれる温度パターンを測定し、炉底レンガの侵食状態を推定する方式を検討した。工業プロセスにおける温度パターン計測の有効性はすでに豊田ら<sup>6)</sup>によつて検討されており、鉄鋼プロセスへの適用も試みられている<sup>6)7)</sup>。温度パターン計測はとくに医学や<sup>8)9)</sup>気象の分野で発達が著しく、最近では簡便で高性能な赤外線カメラが次々と開発されて

おり<sup>10)</sup>、温度パターン計測がさらに発展すると思われる。

一般に温度パターンは間接的な情報である場合が多く、データの蓄積と解析技術の確立が不可欠である。炉底侵食推定についても同様である。測定データにはさまざまな外乱が重畳されているが、この中からレンガが侵食に関係ある指標を抽出し、その指標を用いて炉底レンガの侵食状態を推定する方式を検討した。推定の方法は侵食の初期には定常熱伝導モデルが有効であるが、侵食の末期にはかなり複雑な計算が必要になる。温度パターンから内部状態を推定した結果は、高炉操業停止後の解体調査と比較し、よい対応を得ている。

## 2. レンガ侵食の特徴と測定上の問題

ここで取扱う侵食は、炉周方向に生ずる異常侵食である。このような侵食は炉底マンテルに達するほど極端な場合もあり、侵食状態を適確にとらえることは大へん重要である。解体時に調査されたレンガの侵食状態図の例

\* 昭和46年4月本会講演大会にて発表  
昭和46年11月29日受付

\*\* 新日本製鉄(株)基礎研究所

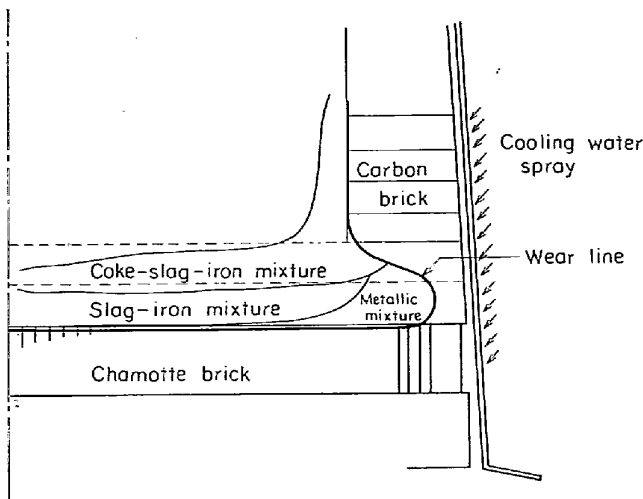


Fig. 1. Typical structure of salamander penetration profile after campaign.

を Fig. 1 に示す。このような侵食が生ずる原因はいろいろ考えられるが、まだはつきりしない点が多い。しかし、これまでの熱電対や R I の測定例から、まず炉底面のカーボンレンガが消滅し、ついで炉周方向の侵食がかなり急激に起こり、侵食の進行に伴い安定な保護層が形成され、炉底侵食は休止期に入り、吹止めまでその状態が続くと推定されている。このような侵食形態に対しては、従来PASCHKISらが用いている侵食モデルは<sup>11)12)13)14)</sup>利用できない。

炉底侵食は実験室で再現させることはむずかしく、直接現場に出かけて測定しなければならない。最近では操作が簡便な赤外線カメラが利用でき、測定が容易になった。また炉底デッキを測定が容易になるように改良したり、炉底散水が簡単に止まるように設備を考慮するといった配慮は、測定時間の短縮、データ信頼性の向上に不可欠である。温度パターンはマンテル表面上に正確に位置づけなければならないが、この目的のために、赤外線像に対応した可視像を撮影し、位置決めを行なった。

### 3. 炉底の熱的な状態

炉底にはさまざまな位置に熱電対が埋設され、残存レンガが厚みの推定や、レンガの局所的な脱落などによる異常現象をキャッチする目的に利用されている。炉底の大まかな温度分布については実測と計算と比較的よく一致させることができる。この際に

- (i) 溶銑、レンガの熱伝導率が不明である
- (ii) 溶銑の熱伝達機構がはつきりわかっていない
- (iii) 炉底冷却の境界条件を決めることがむずかしいなどを考慮しなければならない。ここで取扱っている炉底レンガ積みの構造は Fig. 1 のように、シャモットの

上にカーボンが積んである。シャモットの熱伝導率はカーボン、溶銑に比べてかなり小さいこと、またレンガが極端に変質せず、その値が比較的安定しているために、上記 (i)(ii) の問題は大幅に緩和される。たとえば、炉底中心部のカーボン・シャモット境界温度の推定誤差は(1)式のようになる。

$$\left(\frac{\delta u_B}{u_B}\right) \approx \left(\frac{\lambda_c}{\lambda}\right) \left(\frac{\delta \lambda}{\lambda}\right) \dots\dots\dots (1)$$

$u_B$  は推定温度、 $\delta u_B$  は推定誤差、 $\lambda$  はカーボンレンガ、溶銑の熱伝導率、 $\lambda_c$  はシャモットレンガの熱伝導率である。(1)式で  $(\lambda_c/\lambda) \approx 0.1$  程度であるから、 $u_B$  推定誤差は (i)(ii) の原因による誤差より 1 けた小さくなるのがわかる。このことは逆に、カーボンレンガの損耗などの異常は温度計にあまり感じないことにもなってしまう。(iii)については付録の(A-9)式に示したように、実測結果から等価的な熱伝達率  $\Delta Sh$  を求める方法が現実的であろう。炉底中心部に設置された温度計指示値と計算値の対応例を示す。

A高炉	実測	720°C	計算	690~720°C
B高炉	実測	460°C	計算	440~460°C

炉周方向にも温度計が設置されているが、Fig. 1 に示したような侵食状態、とくにそのプロファイルを推定することはむずかしい。たとえば Fig. 2 (a) のようなさまざまな侵食状態に対応したカーボンレンガ側面 X-X' 上にあらわれる温度分布を計算で求めると同図 (b) のようになる。この例から、侵食が極端に進んでいる(4)の場合、定常状態では鉄皮からの冷却が過剰になり、埋設温度計指示は逆に低下してしまう。この過程を模式的に Fig. 3 に表わしてあるが、この逆転現象と思われる例が観測されている。

これに対し、炉底散水を止めた後に炉底マンテル表面に現れる温度パターンは、侵食のプロファイルとよい関

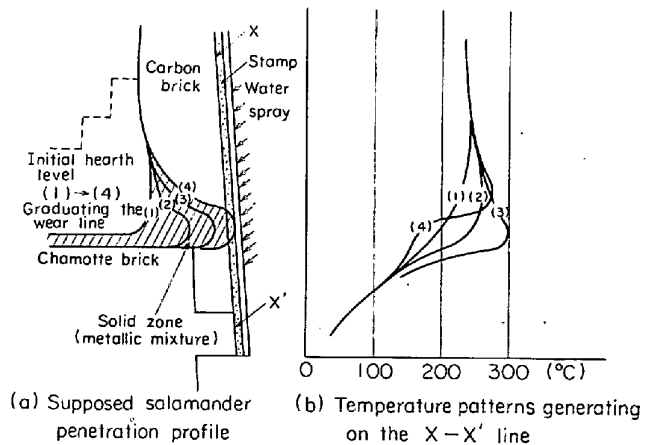


Fig. 2. Temperature patterns corresponding to different wear lines (calculation).

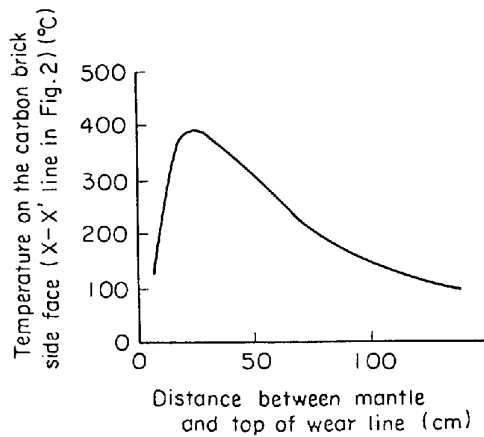


Fig. 3. Temperature indication of mounted thermocouple corresponding to penetration graduation.

係があることは容易に推定される。また侵食が激しければ激しいほど温度パターンに見い出される異常も強調されるであろう。侵食状態が温度パターンに与える影響は、温度パターンの実測結果、炉底解体時の侵食状況調査、およびシミュレーションによる解析結果から次のような理由によるものと結論づけられる。

侵食がマンテル近くに来ておよぶと冷却効果が著しくなり、損耗レンガと置換した溶銑は瞬時に凝固し、侵食の進行を止める。したがって侵食部分はレンガの侵食線 (wear line) と銑鉄が液相から固相に移る凝固線 (solidifying line) があり、この間は銑鉄、グラファイトなどで構成される凝固層 (solid zone) になっている。凝固層は必ずしもはつきりと指摘できない場合が多い。凝固層は一般に周囲レンガより熱伝導率が高く、この結果マンテル表面の温度パターンにホットゾーンが形成される。凝固線は、マンテル表面を水冷した状態で 1150°C 等温ラインと一致した形になると考えられるが、マンテルの冷却用散水を止めた場合にも鉄皮昇温はたかだか 150°C 程度であり、この場合に 1150°C ラインはほとんど変化しないことが計算で確かめられる。この結果侵食が大きく進行している部分でも定常状態ではマンテル表面温度の上昇はあまり大きくない。なお、赤外線カメラの温度分野能は 0.1°C にまで及ぶため、マンテル表面温度パターンの測定上は問題はない。

4. 温度パターンの整理 (侵食指標  $\xi$  の導入)

操業下では炉底マンテルは散水されており、この状態では炉内情報は得られないが、散水を止めると炉内状況に対応したさまざまな温度パターンが測定される。測定例を Photo. 1~5 に示す。高炉の寿命は約 7 年でこの

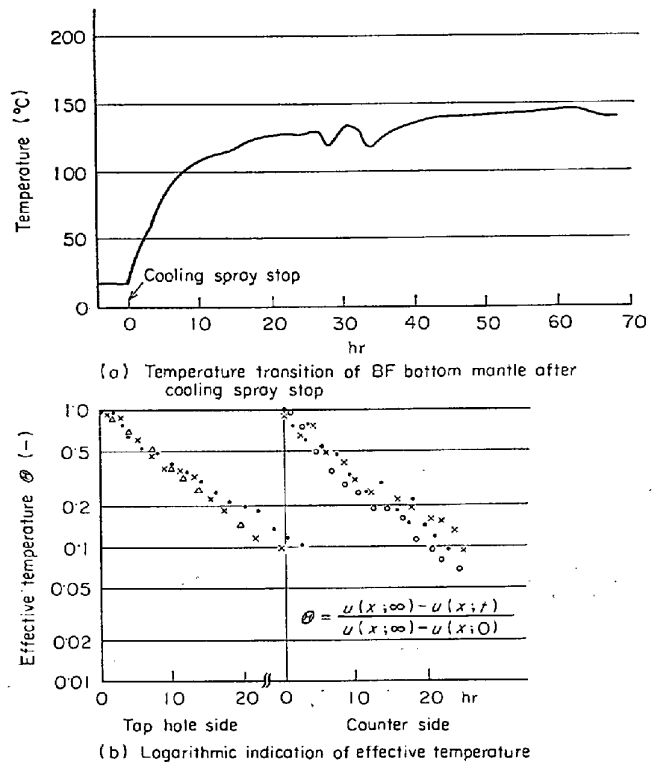


Fig. 4. Temperature of mantle surface after cooling spray stop.

間侵食が進行している。したがって測定も長期にわたって続行しなければならないが、現場の測定では測定条件を一定に整えることはほとんど不可能である。このために、測定条件によらず温度パターンが比較できる評価基準が必要になる。炉底マンテル温度は散水を止めた直後から Fig. 4 (a) のような昇温曲線を示す。昇温曲線は Fig. 4 (b) に示すように、比較的奇麗な対数曲線になっている。炉底管理上、炉底温度をあまり変化させることは好ましくないため、温度パターンの測定は冷却水を止めた直後から開始しなければならないために壁温は短時間に急速に変化してゆく。Fig. 4 の例で 10°C / min 程度の変化が起こる。この間に温度パターンが変化しては好ましくない。また季節により気温や冷却水温が変わったり、高炉内部の溶銑温度も数 10°C 変化する。これらの外乱に影響されない比較指標として (2) 式で定義された侵食指標「 $\xi$ 」を導入する。

$$\xi(y) \equiv \frac{u(0, y; t) - \theta_0}{u(0, y_0; t) - \theta_0} \dots \dots \dots (2)$$

上式で  $u(x, y; t)$  は Fig. 2 の炉内レンガ部の温度を示し、 $x=0$  はマンテル表面を意味している。したがって  $u(0, y; t)$  は炉周方向での特定位置の高さ方向について任意の点  $(0, y)$  における時刻  $t$  のマンテル表面温度である。 $\theta_0$  は気温で冷却水温とほぼ等しい。 $\xi$  は位置のみ

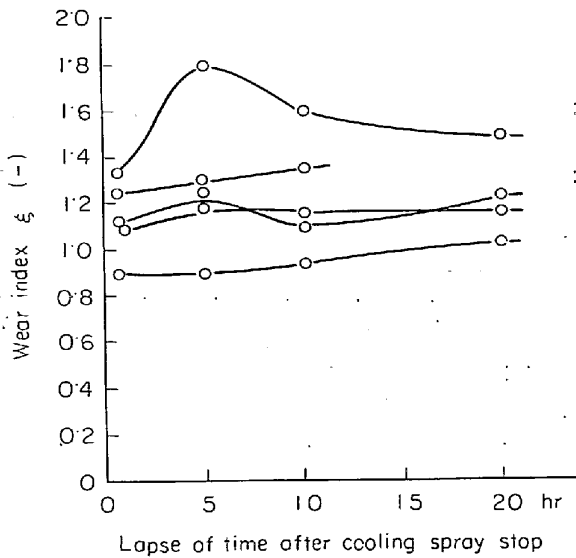
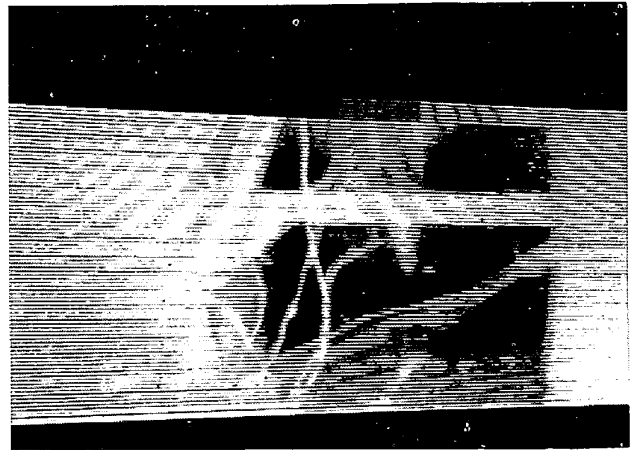


Fig. 5. Temperature dependency of wear index  $\xi$ .

の関数で時間項が無視されている。Fig. 5はマンテル表面に取付けてある熱電対指示から $\xi$ を求め、その時間的な経過をプロットした。同図から、 $\xi$ は時間によらずほぼ一定値をとっている。この理由については付録1に示すように非定常伝熱方程式から近似的に確かめられる。この中で無限級数の和を初項のみで近似しているが、この近似が許されるにはマンテル表面の冷却水停止後の昇温曲線が対数曲線になっている必要がある。Fig. 4 (b)は炉底各所の表面温度の昇温曲線をまとめてあるが、ほぼ直線で近似でき、比較的良好な対数曲線であることが確認できた。(2)式の分母にはレンガの厚みが既知の部分に対応したマンテル表面温度をとる。これまでの解体例からは、出鉄口レベルから炉底面付近までの炉壁はほとんど損耗をうけずに吹止めまで残存している。すなわち炉壁レンガに関してはこの部分は火入れから吹止めまで一定状態と考えてよい。これに対応してマンテル表面温度も出鉄口レベルでは高さ方向でほとんど変化しなくなる。したがって $\xi$ の分母にこの部分の温度をとるならば、 $\xi$ はレンガの状態が変化しない部分との比較値になり、さまざまな外乱の影響が除かれたことになる。

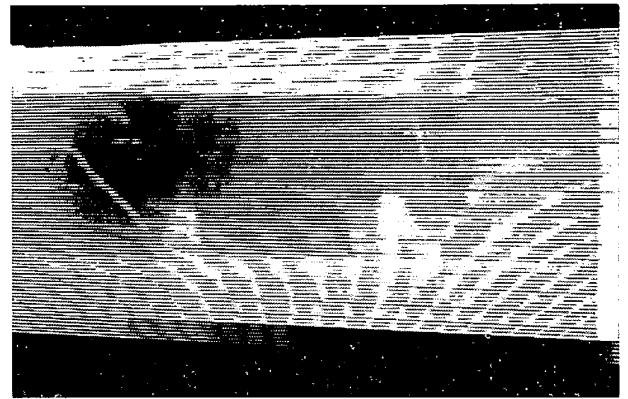
### 5. 炉内状況との対応

温度パターンは炉底レンガの侵食、レンガとマンテル間の充填材の充填むら、レンガの積み方などによつてさまざまに変化する。この中からレンガの侵食に対応したパターンのみを判別しなければならない。操業開始直後の測定、その後の定期的な測定、築炉図面、埋設熱電対の指示などを参考にすると分離が可能になる。たとえばPhoto. 1は内部レンガの突起に対応したホットスポット



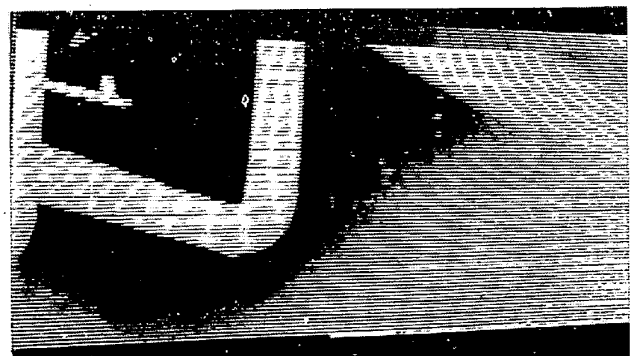
Black higher temperature

Photo. 1. Thermography of mantle surface. Hot spot corresponds to brick structure inside mantle.



Black-higher temperature

Photo. 2. Thermography of mantle surface. Hot spot means inhomogeneity of brick construction. (just after campaign)



Blak-higher temperature

Photo. 3. Thermography of mantle surface. just below tap hole.

であり、Photo. 2は稼動直後に見いだされたホットスポットで、その後あまり目立つた変化がない。またPhoto. 3は出鉄口下部の温度パターンでわずかであるが、常に他の部分より高目の温度を示している。内部の溶鉄が出鉄のために常に激しく攪拌されているためと

推定される。

温度パターンと内部状況に対応させることは通常の操業時には不可能であるが次の2つの場合が利用できる。

- (1) 稼動開始直後で炉底が熱的に定常状態になった時期は、炉底レンガはまだほとんど侵食を受けていないと考えられる。したがって炉内レンガの状態は築炉図面がそのまま利用できる。この時期で炉底温度分布は計算と実測と比較的よく一致する。したがって、散水を止めた状態でどのような温度パターンがあらわれるか計算により比較的精度よく推定できると考えてよい。このようにして計算

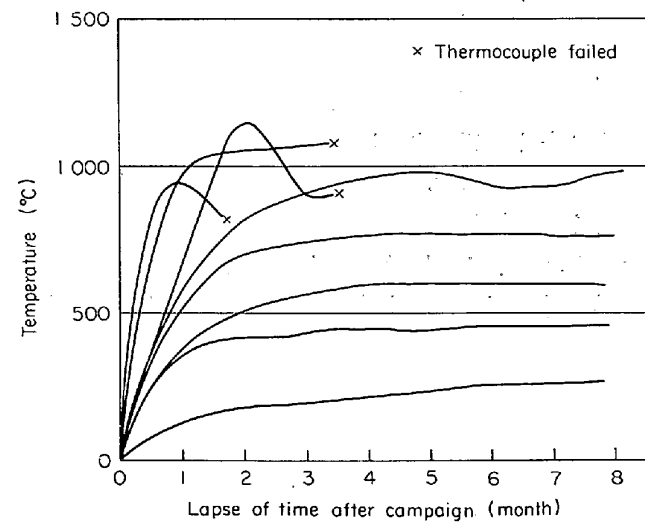


Fig. 6. Temperature transition of center bottom after campaign.

した値と実測との対応を調べ温度パターンがどの程度まで内部状態をあらわしているかを検討する。

- (2) 高炉吹下し直前の温度パターンから適当な仮定のもとに内部侵食状況を推定し、解体調査結果との対応を調べ、仮定の妥当性を検討する。

いずれの場合も比較的よい一致をみた。

5.1 高炉稼動開始直後の温度パターン

炉底は熱的にみて、稼動開始後3~6カ月ではほぼ定常状態に落ち着く。Fig. 6に炉底および炉壁に装着された熱電対による温度推移を示す。この時期からパターンの変化を追った例がPhoto. 4である。サーモグラフィでは温度パターンがわかりにくいので、スポット式温度計で高さ方向を走査した結果をFig. 7に示す。つぎに、2

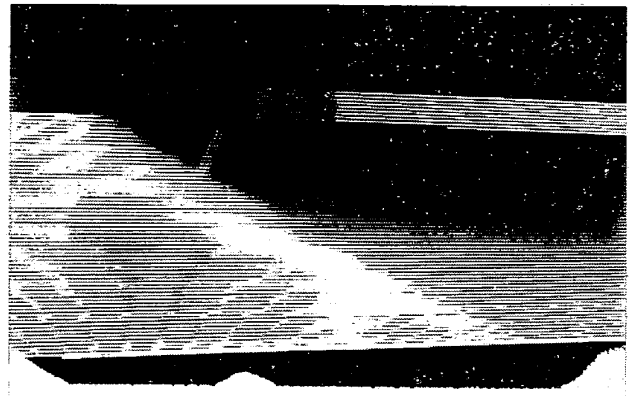


Photo. 4. Thermography of mantle surface. Typical normal pattern.

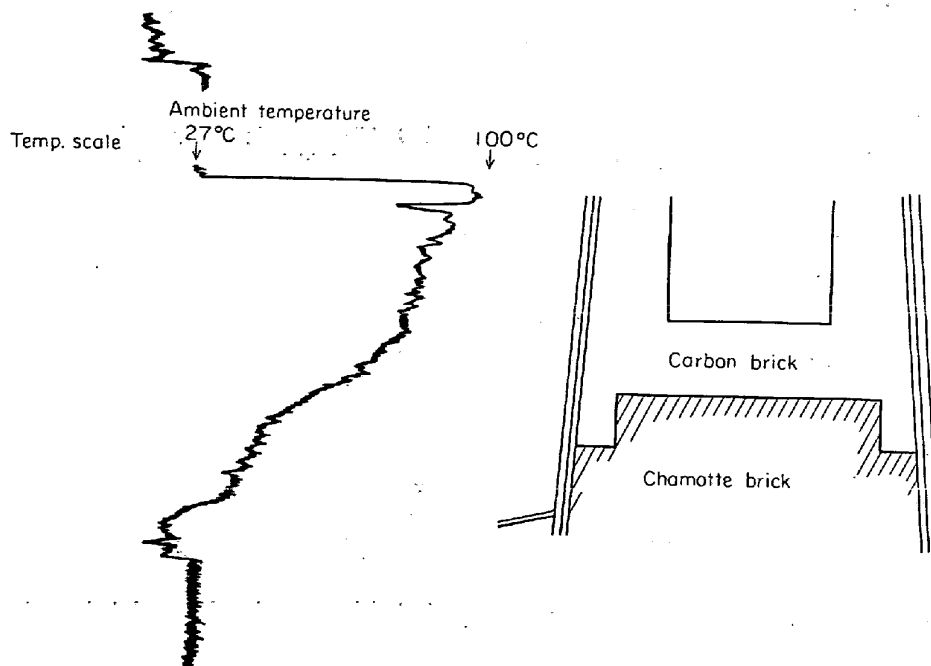
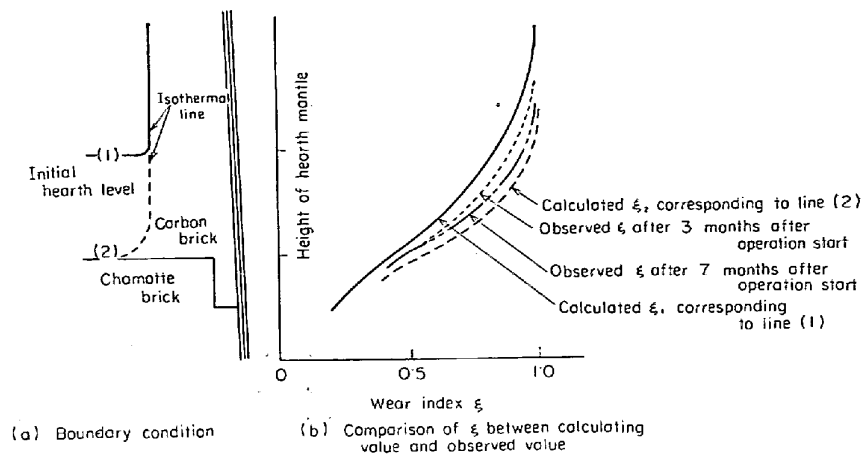


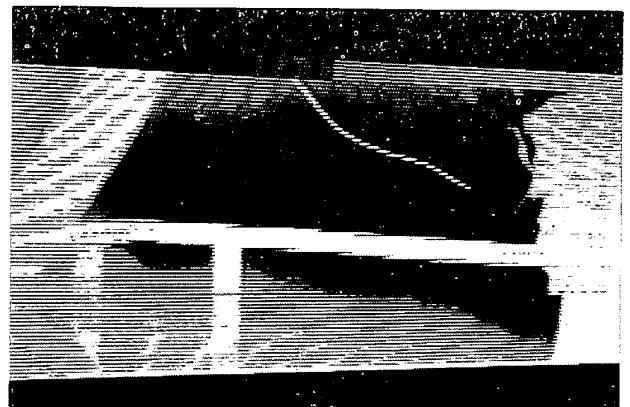
Fig. 7. Temperature profile on BF mantle surface ; half year after campaign.

Fig. 8. Examination on wear index  $\xi$ .

次元定常熱伝導モデルでマンテル表面温度分布を計算し、測定結果との対応をたしかめた。Fig. 8 に対応状態を示してある。計算に用いた諸元は付録2にまとめている。また炉底内部の境界条件として Fig. 8 (a) のライン(1)およびライン(2)を等温線にとつてある。Fig. 8 (b)が測定と計算の対応図であり、横軸は $\xi$ で整理し、縦軸は Fig. 8 (a) に示してある炉底構造図の高さ方向の位置に対応している。炉底レンガの侵食過程は、初期に炉底部分のレンガが消滅し、次いで壁方向のレンガが侵食されてゆく。侵食初期には炉底部レンガのみが変化するのだから、炉底内部の等温線位置は Fig. 8 (a) のライン(1)と(2)の間にあると考えられる。ライン(1)は火入れ当初の炉底面で、ライン(2)は、カーボンレンガとシャモットレンガの境界面である。炉底部の侵食はライン(2)付近で停止することが多い。Fig. 8 (b)にそれぞれの条件に対応した温度パターンおよび実測した温度パターンを示す。同図の実線は炉内の等温線がライン(1)にあつた場合に、炉底冷却水を止めた場合にマンテル表面に生ずる温度パターンで、 $\xi_1$ で示してある。同じくライン(2)に対応した温度パターンは破線  $\xi_2$  で示してある。火入れ後間もない高炉の温度パターンは、 $\xi_1$  と  $\xi_2$  の中間にあることが予想されるが、実測結果は大体この予想を裏付けている。同図の点線で示した $\xi$ は火入れ後3カ月経過した炉底の実測値で、2点鎖線は火入れ後7カ月の実測値である。いずれの測定データも炉周数カ所を測定して平均してあり、測定値は平均値からあまり大きくずれていないところから、 $\xi$ は炉底内部をよくあらわしているといえよう。またこの時期に測定した $\xi$ は、炉底が正常な状態にある場合の指標であり、このようなパターンが観測されているならば炉底に関しては問題がないと考えられる。

## 5.2 休風直前の温度パターン

あまり多くのデータは蓄積されていないが、代表例を Photo. 5 に示す。このサーモグラフィは黒い方が温度が高く、顕著なホットバンドが生じている。この程度のホットバンドは、触診（散水状態でマンテルに手を当て、異常昇温部分を探す検査）ではまったく判定できな



(a) Thermography of 2 years before operation down. Black-higher temperature



(b) Thermography of 1 month before BF operation down. Black-higher temperature

Photo. 5. Thermography of mantle surface. Typical pattern of penetrated part.

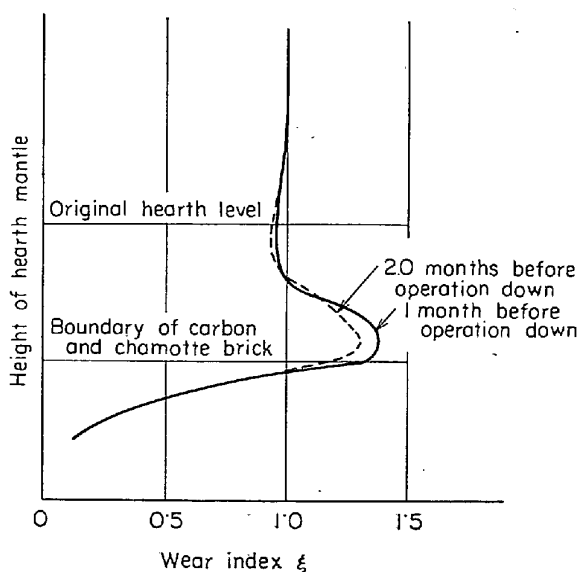


Fig. 9. Change of  $\xi$  as time lapse.

(1) 温度境界条件

侵食の原因は不明としても温度が重要なパラメーターである。ここでは(5)で説明しているモデルから侵食のプロファイルを求めて $\xi$ を計算し、定測 $\xi$ に一致するようにプロファイルを変化させてゆく。この際に用いる温度境界条件は(5-1)で温度パターンを計算したときの条件がそのまま使用できる。

(2) 熱伝導率値 ( $\lambda$ )

炉底レンガは炉壁に近くなると冷却効果がきわめて強くなる。したがって冷却が十分に効いている部分のレンガがなんらかの原因で消滅すると瞬時に溶銑、グラファイト・チタン化合物その他析出物を含む物質で置換されて凝固する。一方出銑口レベルからかなり下つたレベルの溶銑は緩慢な動きしか起こらないために、この凝固部分は一種の保護層としての役割を果たしていると推定される。保護層の組成はグラファイト、メタリックな物質などであり、 $\lambda$ がカーボンレンガ、溶銑に比べてかなり高い。Fig. 11 にマンテルから溶銑までの性状変化を示す。このような分布を計算機に再現させるために Fig. 12 のようにモデル化した。Fig. 2の X-X' 部分の $\lambda$ は侵食ライン付近で急激に変化し、対応する温度は特徴的なカーブになっていると推定される。さらに、サラマン

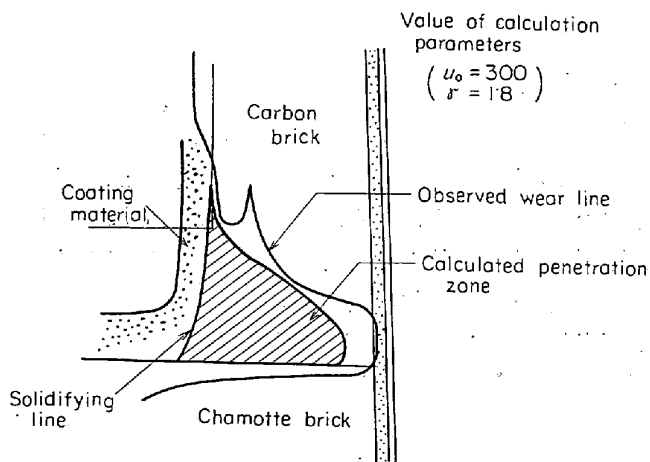


Fig. 10. Estimation of final salamander penetration profile and comparison with simulation and observation result.

い。この部分は約2年前にも測定したが、この間ではFig. 9に比較してあるようにほとんど変化しない。すなわち、この部分の内部状態はこの間ほとんど変化していないことがわかる。このようなプロファイルを持つたゞから内部状況を推定するには前節のような考え方は使用できず、対応をつける解析手段が必要になってくる。 $\xi$ の実測値から侵食状態を推定し、炉底解体後に調査した結果とを対応させた例を Fig. 10 に示す。

5.3 炉底侵食のシミュレーション

シミュレーションの考え方は、これまでの炉底解体調査例から侵食のプロファイルを表現するパラメーターを抽出し、応力集積モデルを用いてこのパラメーターを整理した。計算に際しての仮定は次の4点が主な点である。

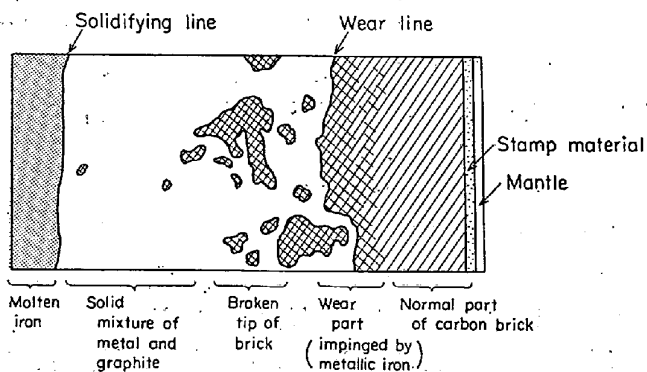


Fig. 11. Imaginal sketch of penetration zone.

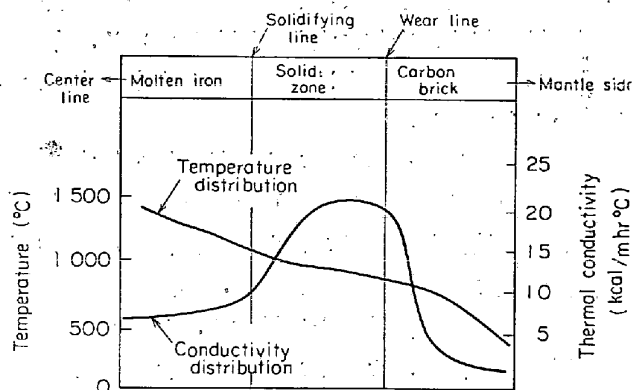


Fig. 12. Temperature and thermal conductivity distribution about penetrated zone.

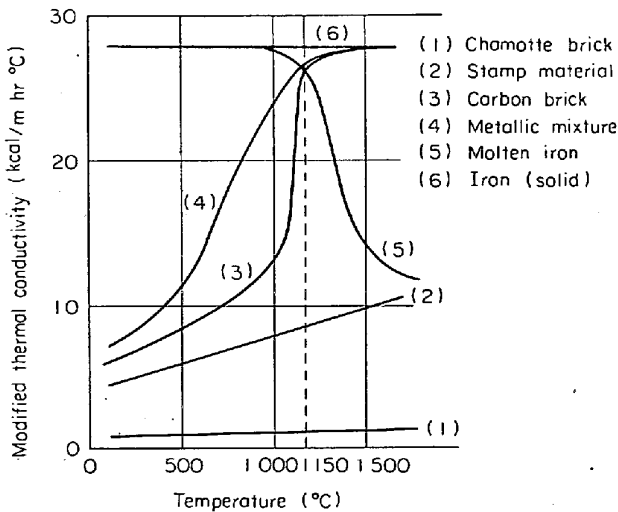


Fig. 13. Temperature dependency of modified thermal conductivity.

ダーの溶銑と接している部分は、溶銑中に溶けだすと考えられるので溶銑の最低凝固温度 1150°C より高温域では固相で存在しないと考える。溶銑と接したカーボンレンガも、必ずレンガの組織内に溶銑が侵入しレンガを破壊すると考えられ、保護層と同様に 1150°C 以上ではレンガが存在できない。また 1150°C に近い部分でカーボンレンガは凝固鉄鉄に近い $\lambda$ を示す。これらの特徴を Fig. 13 にまとめてある。保護層、カーボンレンガが 1150°C に近づくと凝固鉄鉄を多量に含み、凝固鉄鉄の $\lambda$ を示すようになる。一方溶銑は 1150°C 以下では固相になり $\lambda$ は増大する。

(3) レンガの種類による侵食状態の差

対象としている高炉はカーボンレンガとシャモットレンガで構成されているが、これまでの解体調査例からはシャモットレンガはほとんど侵食をうけず、侵食されていても、炉底中心部に比べ炉壁に近い部分は侵食されかたが著しく少ない。シャモットレンガの $\lambda$ は小さいにもかかわらず熱亀裂などによる等価的な $\lambda$ の減少は生ぜずレンガの侵食部分の冷却に大きく関与している。今回の計算ではシャモットレンガは損耗せず、 $\lambda$ も目立つた変化がないとしている。

(4) 炉底周辺カーボンレンガ損耗機構の仮定

炉底周辺のカーボンレンガは正常な状態ではよく冷却されており、溶銑凝固ラインはかなり内側にあり、周辺部で侵食が起こるとは考えられない。Fig. 14 に PASHKIS らの侵食ラインと実測結果を比較する。この図から、周辺部の損耗は、溶銑、カーボン間の化学反応によるものではないことがわかる。この点については現在研究が進められているがいまだに不明な点も多い。しかし損耗

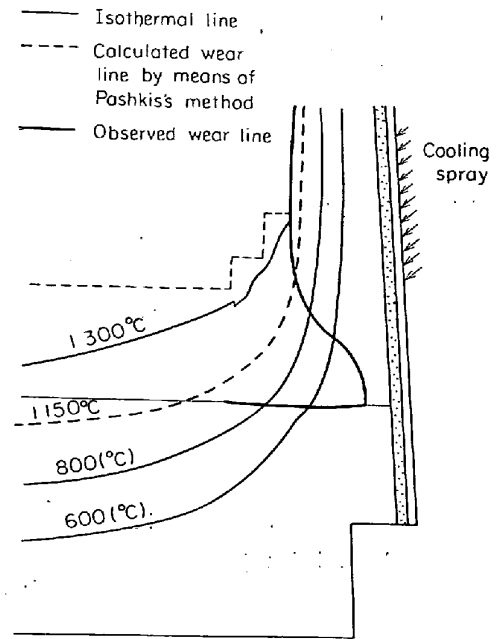


Fig. 14. Deviation of observed wear line from PASHKIS's model.

は、必ずカーボン、シャモットの境界に発生しているために、なんらかの形でレンガ材質の不連続性が損耗の原因になっていることは明らかである。ここでは半球状の欠損を持つ半無限体が圧縮力をうけた場合の応力破壊を考えた。従来の炉底侵食調査からは、炉底面のレンガがまず消滅し、ついで周辺部に侵食が進行し、この2段階の損耗機構は異なっていると推定されている。前者はカーボンが溶銑と接触し浮上や溶解などの物理化学的現象で損耗をうける。この段階でまず Fig. 15 (a) のような切欠き状欠損が起こると仮定した。炉底周辺部のレンガ損耗はこの初期欠損が原因で応力集中を生じて、レンガが圧壊されたものとする。このような損耗機構を仮定すれば、炉底周辺に生じている圧縮力に対応した侵食プロファイルが決まり、引続いてマンテル表面温度分布あるいは $\lambda$ が計算できる。この過程を逆に考えるならば、実測された $\lambda$ に最もよく適合する圧縮力を求めることにより侵食プロファイルが決定できる。

3次元的なレンガ欠損部の応力状態を一般的な形で表示することはむずかしいので、ここでは次のような単純化を行なった。炉底構造は Fig. 1 に示すように、シャモットの上にカーボンが置かれている。このうちシャモットは吹止めまでほぼ原型を止めているので力学的には剛体と考えられる。もし側壁部のカーボンが力学的に拘束されている場合にはカーボンの熱膨張によつてたて方向に圧縮力を生じ、カーボン、シャモット境界付近に応力集中を生ずる。また側壁部は半径方向に急激な温度



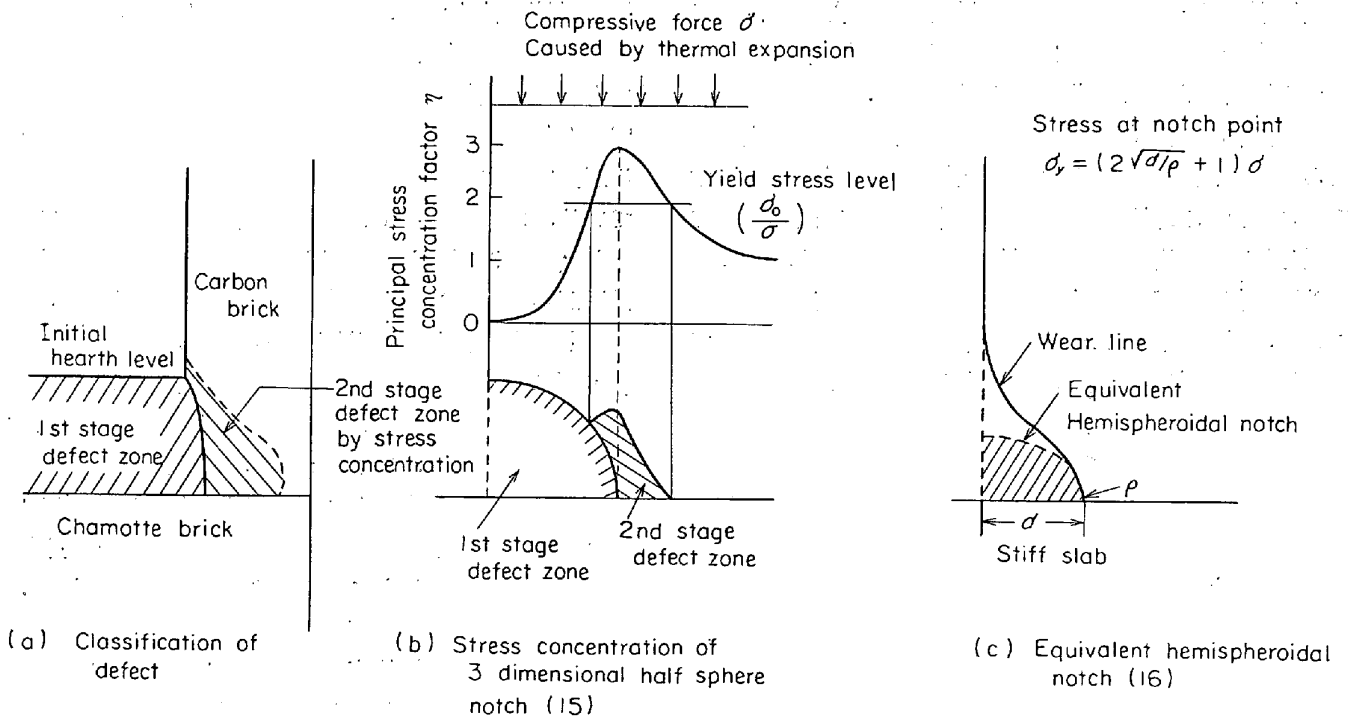


Fig. 15. Stress concentration model.

勾配がついているために、カーボン、シャモット境界に熱応力を生ずる可能性がある。3次元の球状欠損に対する応力問題は中原らによつて扱われているが<sup>15)</sup>、これを2次元の平面問題として近似的に取扱う。2次元近似によつて、応力集中は若干強調されたことになる。さて、楕円状欠損に対する応力集中度は(3)式で表わされる<sup>16)</sup>。

$$\eta = 2\sqrt{d/\rho} + 1 \dots\dots\dots (3)$$

$d$ はノッチの深さ、 $\rho$ はノッチ先端の曲率半径である。Fig. 15に示すような剛体の上に生じている欠損に対しては、このノッチ状欠損で近似でき、欠損の先端部に生ずる縦方向の応力集中度は(3)式が利用できる。次に、シャモットを剛体と仮定したのであるが、この上に置かれているカーボンレンガに生ずる熱応力は、カーボンレンガの熱膨張が炉底構造上、拘束されている場合に最も大きい圧縮力を生じ、その値は次式で表わされる。

$$\sigma_{ys} = \alpha E u_s \dots\dots\dots (4)$$

$\alpha$ はカーボンレンガの線膨張係数、 $E$ は剛性率、 $u_s$ はカーボン、シャモット境界の温度である。また、カーボン、シャモット間が摩擦力で固定されている場合には、欠損先端に

$$\sigma_{yT} = \alpha E d \tau \dots\dots\dots (5)$$

で表わされる熱応力が生ずる<sup>17)</sup>。 $\tau$ は炉底半径方向の温度勾配である。カーボンレンガは圧壊強度以上の圧縮力で圧壊するが、この限界値を $\sigma_0$ とすると、次式を満たす部分のレンガは圧壊することになる。

$$\sigma_y = \eta \sigma_{ys} + \sigma_{yT} > \sigma_0 \dots\dots\dots (6)$$

上式の $\sigma_{yT}$ の値は、 $\tau = 1 \text{ deg/mm}$ 程度なので $d > 500 \text{ mm}$ になると $\sigma_0$ と等しいオーダーの値になり無視できなくなる。すなわち、侵食が激しく進行した部分でこの項が無視できない。以下の検討では簡単化のためにこの項を省略する。次に欠損先端部で $\sigma_0$ より大きい値を持つレンガの縦方向の長さ $L$ を次の(7)式で表わす。

$$L = k(\sigma_y - \sigma_0) = k\eta\alpha E(u_s - u_0) \dots\dots\dots (7)$$

ただし $k$ は比例定数、 $u_0 = \sigma_0 / \eta\alpha E$

初期欠損では $d \approx 0$ すなわち $\eta \approx 1$ である。この段階で応力集中による圧壊を生ずるならば、欠損先端部の破壊長 $L_0$ は次式になる。

$$L_0 = k\alpha E(u_{s0} - u_0) \dots\dots\dots (8)$$

$u_{s0}$ は初期欠損先端部の温度で、通常 $1000 \sim 1200^\circ\text{C}$ 程度である。(8)式を(7)式に代入して(9)式を得る。

$$L = \eta L_0 \frac{u_s - u_0}{u_{s0} - u_0} = \frac{\gamma}{A}(u_s - u_0) \dots\dots\dots (9)$$

ただし、 $\gamma = \eta L_0$ 、 $A = u_{s0} - u_0$

上式 $\gamma$ では主として築炉によつて決まるパラメーター、 $u_0$ はレンガ材質を表わすパラメーターと考えられる。なぜなら、(7)式の $k$ は欠損先端部の主応力の減衰状態を1次近似した比例係数と、熱膨張の拘束状態すなわちどの程度熱応力を生じているかを表わしている係数の積と考えられる。 $u_0$ は(7)式において、レンガの熱膨張が完全に拘束されている場合に、レンガを圧壊せしめる温度

の  $1/\eta$  倍になっており、レンガ材質に直接関係した量である。実測によると  $u_0$  はあまり変化せず、 $\gamma$  が高炉の種類や場所によつて変化すると見なせる。

さて、初期欠損部で(6)式を満たす内部応力を生ずるならば(8)式の  $L_0$  は正となり、欠損先端部付近は圧壊する。このために引続いて応力が集中し、(9)式に従つて欠損先端部を圧壊しながら破壊が進行してゆく。Fig. 16 は破壊の伝播による侵食プロファイルの形成過程を示している。破壊の進行に伴い応力集中度は(3)式によつてふえるが、一方(4)式で  $u_S$  が減少し(9)式で  $u_S = u_0$  の位

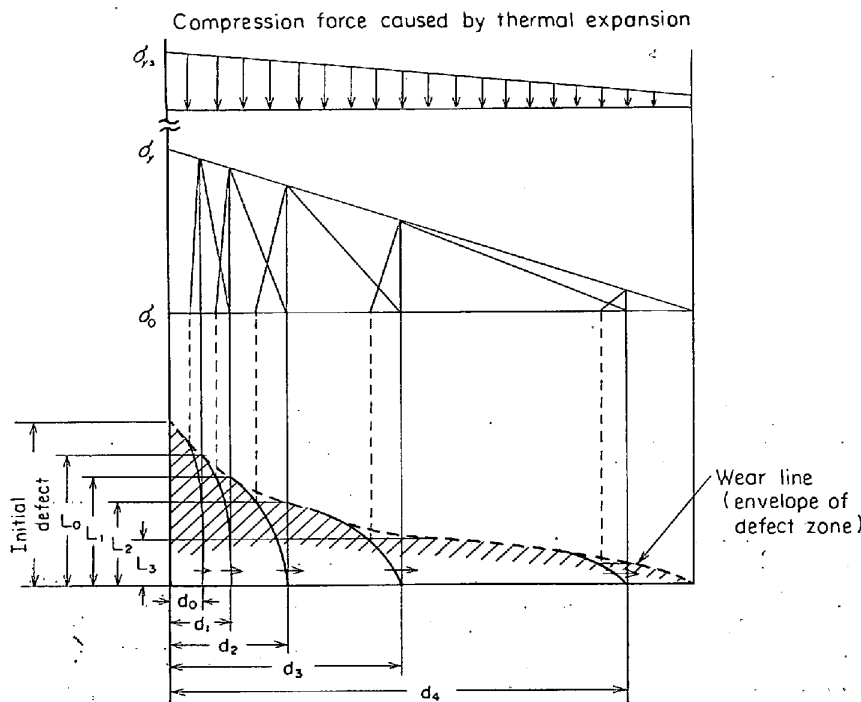


Fig. 16. Propagation of hemispheroidal defect and formation of wear line.

置で破壊が停止する。これまでの解体例からは  $\gamma=1\sim 10$ ,  $u_0=300$  で多くの高炉での侵食ラインが近似できた。また1つの高炉でも  $\gamma$  がいろいろ変化している。 $\gamma$  に対応した侵食プロファイルの計算例が Fig. 17 に示してあるが、実際にこのプロファイルに類似の形状が観測されている。なお、 $\gamma, u_0$  は  $\eta$  の関数であるが、実測から推定し  $\eta=3$  に固定して計算してある。また、同図(c)は破壊がハカマレンガに達すると、 $\rho=\infty$  すなわち  $\eta=1$  となり応力が緩和され破壊が停止する。また、 $u_0=300$ ,  $\eta=3$  という値は(7)式より  $\sigma_0=300 \text{ kg/cm}^2$  に相当し、

カーボンレンガの圧壊強度にほぼ等しい。なお、 $\eta=3$  は(3)式で  $d=\rho$  の場合すなわち4分円の欠損に相当しており、侵食プロファイルがほぼ4分円状であるところからこの一致は興味深い。

5.4 シミュレーションの検討

解体直前の高炉々底マンテルの表面温度を測定し、 $\xi$  を計算して侵食ラインを推定した結果を Fig. 10 に示してある。同図は  $u_0=300$  と設定し、実測の  $\xi$  に最もよく一致する  $\gamma$  を求めこれを  $\gamma=1.8$  と決定した。 $\gamma$  の決定は同時に侵食ラインも計算できたことになる。侵食ラインの計算と実測の対応は比較的よいが、誤差の原因として次の諸点が考えられる。

- (i) 炉内付着物の影響(凝固ラインが不明確になる)。
- (ii)  $\gamma$  を一定にとつている ( $d$  を計算に入れると侵食は強調される)。
- (iii)  $\lambda$  の不正確さ。

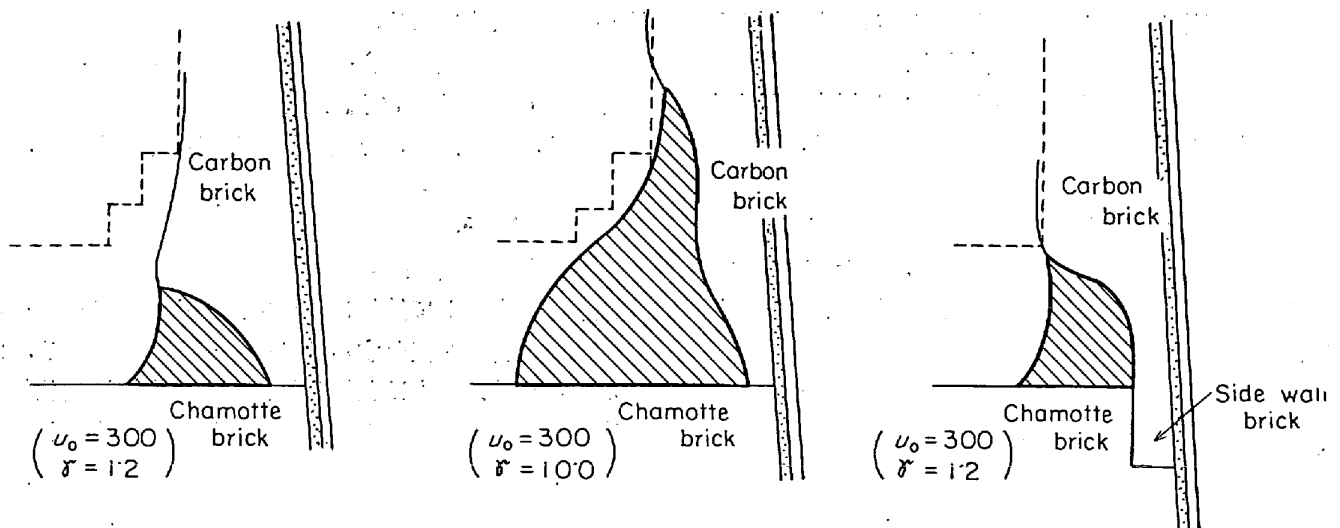


Fig. 17. Simulation example of penetration profile.

(iv) シャモットレンガ剛体の仮定 (実際には溶銑の侵食, 変質が生じている).

なおこのモデルの妥当性を裏付ける応力の拘束状態, 破壊帯の包絡線と侵食ラインの合致を示すデータなどがないため, に応力集中モデルは仮説の域を出ないが, 蓋然性の高いモデルと考えられる.

### 6. 結 言

赤外線カメラを用いて炉底鉄皮表面の温度分布を測定し, 炉底レンガの異常侵食推定ができることを確認した. さらに侵食指標ξを導入し, 測定に定量性をもたせ侵食機構を応力集中によるレンガ圧壊であるとし, 測定結果から侵食の形状を推定する方式を検討した. このモデルの一般的妥当性はともかくとして, 侵食の推定と実測の間に比較的よい対応が得られ, 侵食のプロファイルが2つのパラメーターで表現されることが判明した.

この研究は研究室と工場側技術部門との長期にわたる協力でまとまったものである. またとくに本研究は主要武器である赤外線カメラ導入にあつての本社計装技術室沢田保弘氏の絶大な尽力, および全期間を通じての基礎研究所計測研究室草鹿履一郎理博の指導, 更に同室全員の方々の討論援助に負うところ大なるものがあつた. 関係者各位に深く感謝の意を表したい.

### 文 献

- 1) W. WYSOCKI, et al.: Stahl u. Eisen, 89(196)7, p. 342
- 2) J. LAAR, et al.: JISI, (1967) May, p. 66
- 3) I. G. POLOVCHENKO, et al.: Stal, (1960) Sept, p. 625
- 4) 江上ら: 鉄と鋼, 54 (1968)8, p. 853
- 5) 豊田ら: 計測と制御, 4 (1965) 12, p. 828
- 6) H. E. BRADLEY, et al.: IS A Proc., 1966 Nat. Conf. Instr. for the Iron and Steel Ind., 16 (1966), March
- 7) 大野ら: 鉄と鋼, 54(168)8, p. 853
- 8) 渥美: エレクトロニクス, 13 (1968), p. 899
- 9) たとえば Applied Optics, 7 (1968) Sept, はサーモグラフィ特集号
- 10) 松野: オートメーション, 16 (1971) 2, p. 85
- 11) PASCHKIS, et al.: Iron Steel Eng., (1956) June, p. 116
- 12) D. Q. KERN, et al.: J. Metals, (1967) May, p. 66
- 13) S. M. ANDON'EV, et al.: Stal, (1968) 1, p. 5
- 14) E. WILMS, et al.: Stahl u. Eisen, 88 (1968), 11, p. 548
- 15) 中原ら: 機械学会論文集, 33 (1967) 247, p. 343
- 16) 西田: 応力集中, (昭42), p. 43 [森北出版社]
- 17) 渥美: 機械学会論文集, 29 (1963) 197, p. 72

### 付録 1 侵食指標ξの導出

炉底温度分布はマンテルに冷却水をかけた状態では定常状態にあるが, 冷却水を止めるとマンテル温度は約30 hrで100°C程度の昇温が起こる. 大体冷却水温と気温は等しいので冷却水を止めたことは, マンテル表面の境膜伝熱係数が, 水による強制冷却の場合から空気への自然放冷の値に変化したことと等価になる. 2次元熱伝導方程式の一般解は次のように表わされる.

$$\frac{\partial u}{\partial t} = \nabla^2(\kappa \nabla u) \dots \dots \dots (A-1)$$

境界条件

$$\left. \begin{aligned} \text{溶銑と接した面: } u &= \theta_m \\ \text{マンテル表面: } \nabla_n u + h(u - \theta_0) &= 0 \dots \dots \end{aligned} \right\} (A-2)$$

$\theta_m$ ; 溶銑温度  $\theta_0 = u(0, y; 0)$ ; 冷却水温 = 気温  
 $\nabla_n$ : マンテルに垂直な方向  $h$ : 境膜伝熱係数

$$t=0 \text{ で } h = h_w \text{ から } h = h_a \text{ に変化}$$

$$v(x, y; t) \equiv v(x, y; \infty) - u(x, y; t) \dots \dots \dots (A-3)$$

とおくと  $\lim_{t \rightarrow \infty} v(x, y; t) = 0$  である.  
 $v$  は (A-1) 式を満たしていることは容易に確かめられる. また境界条件は (A-2)' になる.

$$\left. \begin{aligned} \text{溶銑と接した面 } v &= 0 \\ \text{マンテル表面 } (x=0) \nabla_n v + h(v - \theta_0) &= 0 \dots \dots \end{aligned} \right\} (A-2)'$$

(A-3)の条件があれば

$$v(x, y; t) = \sum_{mn} \exp(-f_{mn}t) \phi_m(x) \phi_n(y) \dots \dots \dots (A-4)$$

という一般解がある. しかし  $v$  から  $u(x, y; \infty)$  を知っていないければ  $u(x, y; t)$  が求まらない. 実際に  $u(x, y; \infty)$  は測定不能であるから

$$w = v(x, y; t) - v(x, y; 0) = \sum K_{mn} \{1 - \exp(-f_{mn}t)\} \phi_m(x) \phi_n(y) \dots (A-5)$$

を考える. (A-5)は  $u(x, y; \infty)$  を含んでいない. マンテル表面上で  $w$  は次式のようなになる.

$$w(0, y; t) = u(0, y, t) - \theta_0 \dots \dots \dots (A-6)$$

$w$  を使って侵食指標ξを定義する.

$$\xi = \frac{w(0, y; t)}{w(0, y_0; t)} = \frac{u(0, y; t) - \theta_0}{u(0, y_0; t) - \theta_0} = \frac{\sum K_{mn}^y \{1 - \exp(-f_{mn}^y t)\} \phi_m(0) \phi_n(y)}{\sum K_{mn}^{y_0} \{1 - \exp(-f_{mn}^{y_0} t)\} \phi_m(0) \phi_n(y_0)}$$

$t \ll 1$  の場合初項だけをとると

$$\approx \frac{(K_{11} f_{11} \phi_1)(y)}{(K_{11} f_{11} \phi_1)(y_0)} \dots \dots \dots (A-7)$$

となり近似的に  $t$  が消去できた (A-7) の分母に, 壁厚が既知であるか, まつたく損耗していない場所をとる. この場合ξは常にその場所との相対的な状態を示しているため侵食などの熱的变化が生じたならば, その部分のξに変化を生じる. ξには, 時間項, 気温, 水温, 内部溶銑温度などが含まれておらず, 温度パターンの測定条件によらない指標になっている.

### 付録 2 二次元定常熱伝導度モデル

計算方法に使用した諸元は次のとおりである.

(1) 境界条件

炉内: 出銑口レベルを一定温度に固定

マンテル: 強制対流

$$\frac{\partial}{\partial Z} \left( \lambda \frac{\partial u}{\partial Z} \right) \Delta Z + \lambda \frac{\partial u}{\partial r} + h(u - \theta_w) = 0 \dots \dots (A-8)$$

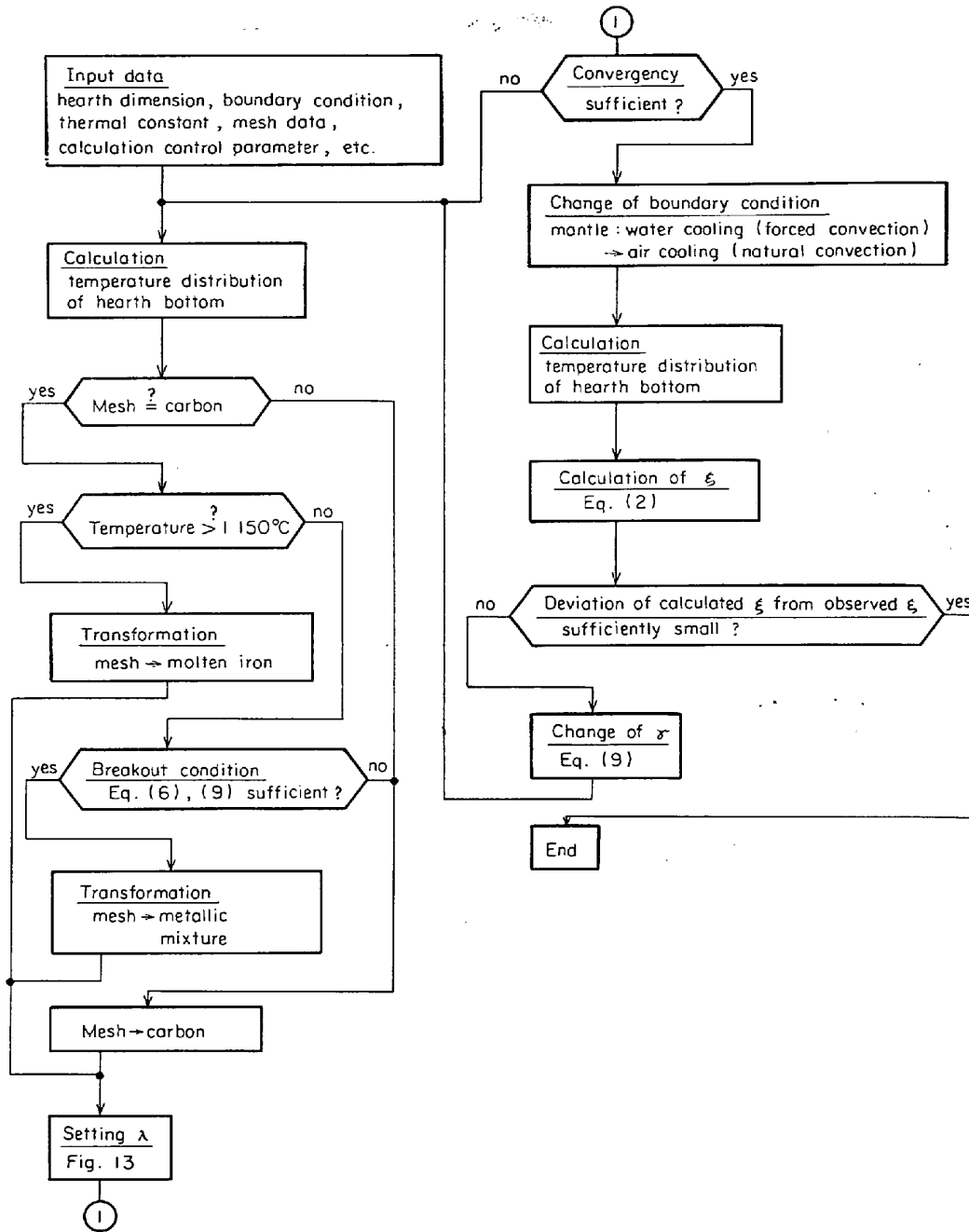


Fig. 18. Calculation flow for the conjecture of salamander penetration profile.

炉底冷却: 
$$\frac{\partial}{\partial r} \left( \lambda \frac{\partial u}{\partial r} \right) + \frac{\lambda}{r} \frac{\partial u}{\partial r} + \frac{\partial}{\partial Z} \left( \lambda \frac{\partial u}{\partial Z} \right) + \Delta Sh(u - \theta w) = 0 \dots\dots (A9)$$

$\Delta S$  は炉底冷却面積と計算の際のメッシュ分割寸法により決まる値

炉底部: コンクリート下部を一定に固定

(2) 熱定数

熱伝導率	カーボンレンガ	7.5
[kcal/m hr°C]	シャモットレンガ	1.2
	スタンプ材	5.0
	炉底付着物 (固体)	18.0

溶銑 (液体)	12.0
銑鉄 (固体)	28.0
コンクリート	1.0

熱伝達率

[kcal/m²hr°C]	マンテル強制空冷	65
	マンテル自然放冷	3000
	炉底ダクト強制空冷	300

(3) 計算条件

メッシュ点: 10³ 個  
計算方法: 加速緩和法

**付録 3 シミュレーションのフロー**

(1)~(4)の条件を用い、 $\xi$ を計算し、試行錯誤により $\lambda$ を実測と合致するように選ぶ。このプロセスに使用した計算のフローを Fig. 18 に示す。計算の方法は基本

的には緩和法を用いているが、初期条件の適切な設定、加速係数の決定などを効果的に用い、収斂を早めるように留意しなければならない。計算時間は、格子点が1000点で、UNIVAC-1107 を用い約 80 min を要した。