

© 1992 ISIJ

 ///////////////
 論 文
 ///////////////

コークスの耐熱衝撃強度および熱衝撃破壊の推定

鈴木 喜夫*・板垣 省三*・三谷 成康*
 佐藤千之助*²・鈴木 隆之*³・老川 恒夫*⁴

The Estimation of Strength and Fracture of Metallurgical Coke by Thermal Shock

Nobuo SUZUKI, Shozo ITAGAKI, Shigeyasu MITANI,
 Sennosuke SATO, Takayuki SUZUKI and Tsuneo OIKAWA

Synopsis :

A fracture mechanism due to thermal stress of metallurgical coke in a blast furnace is investigated by nonlinear transient finite element analysis of heat transfer and thermal stress, as follows ;

- (1) Thermal stress distribution in a coke disk heated locally by Joule's method.
- (2) Effect of initial temperature, thermal expansivity and diameter of coke on thermal stress distribution in a coke sphere.

The strength of coke during rapid heating at high temperature can be estimated. The possibility of thermal shock fracture is deduced to occur in a lower part of a blast furnace.

Key words : coke ; blast furnace ; thermal shock ; thermal stress ; tensile strength ; FEM analysis.

1. 緒 言

高炉内コークスの劣化は主に潰裂, 摩耗, ソリューションロス反応, アルカリアタック及び熱的劣化によるものと推察される¹⁾²⁾. コークスの熱的劣化には, 長時間高温にさらされることによる劣化とコークスがレースウェイへ流入する際の高温下での熱衝撃劣化が考えられる.

コークス粒子が急速に加熱されると粒子内に温度勾配が生じ, それによって発生する熱応力がコークスの耐熱衝撃強度を上回ると熱衝撃劣化が発生する. 高谷ら³⁾は常温球形粒子を 1000 ないし 1500°C の雰囲気下に瞬時に投入することにより急速加熱を行い, 熱衝撃による亀裂発生観測と粒子内の温度分布・熱応力分布の推定を行った. 高谷らの測定法には次のような問題点がある.

①試料が球形粒子のため内部で亀裂が発生した場合にその亀裂観測が容易でない. ②粒子内の熱移動は粒子表面からの熱伝導のみによるため温度勾配は初期温度, 雰囲気温度, 粒径およびコークス熱物性値により決まり任意

に設定することができない. そのためある特定条件での劣化有無は確認できるが耐熱衝撃強度は求められないことが多い. ③初期温度および雰囲気温度が最も熱衝撃劣化が激しいと思われるレースウェイ近傍の温度より低い.

筆者らは, 既報⁴⁾において亀裂発生観測が容易, 初期温度が任意に設定可能および試料内の温度勾配が変更可能などの特徴を有する「コークス円板状試験片中心部ジュール加熱による熱衝撃試験 (以下, 円板加熱と略す) 法」⁵⁾による高炉用コークスの高温における熱衝撃抵抗および 2400°C までのコークスの熱膨脹率を報告した. 物性値が温度依存性がない場合には後述の(2)式を用いて耐熱衝撃強度は熱衝撃抵抗より算出できる. しかし, コークスは熱膨脹率の温度依存性が大きく(2)式を用いる推定法では問題があり, 既法においては耐熱衝撃強度は報告していない.

本報告では, 熱応力計算モデルにより次の検討を行った. 既報⁴⁾における試験条件および測定値を用いて円板

平成 3 年 11 月 12 日受付 平成 4 年 4 月 10 日受理 (Received on Nov. 12, 1991 ; Accepted on Apr. 10, 1992)

* NKK 鉄鋼研究所 (Steel Research Center, NKK Corporation, 1-1 Minamiwatarida-cho Kawasaki-ku Kawasaki 210)

*² 茨城大学工学部 工博 (Faculty of Engineering, Ibaraki University)

*³ 茨城大学工学部 (Faculty of Engineering, Ibaraki University)

*⁴ NKK 中央研究所 (Advanced Technology Research Center, NKK Corporation)

加熱法の円板内熱応力分布を計算しコークスの耐熱衝撃強度を推定する。また、球形粒子を高温下で急速加熱した場合の粒子内の熱応力分布を計算し、耐熱衝撃強度推定値と比較することにより高炉内での熱衝撃粉化の可能性について検討する。コークスの熱膨脹率は測定のみならずつきあるいはコークス種類間の差が大きいことも考えられるので、熱膨脹率の温度依存性が異なる場合の耐熱衝撃強度推定値および熱衝撃劣化の可能性への影響についても合わせて検討する。

2. 熱応力計算方法

計算は以下の2つを対象として実施した。

(1) コークス円板加熱

既報⁴⁾にて実施した円板加熱試験における円板破壊発生限界電力値 P での加熱条件で計算を実施した。円板加熱法では次のようにして耐熱衝撃強度を求める。直径 $2R_d$ 、厚さ h の円板試験片の上下面に同心円状に直径 $2a$ の円筒電極を接触させる。電極とは別の熱源にて試験片を所定の温度にあらかじめ昇温する。電極に通電し試験片をジュール加熱すると半径方向に温度勾配が生じ、熱応力が発生し、この熱応力がコークスの耐熱衝撃強度を上回るとコークスが破壊する。Riney⁶⁾の解析によれば円板加熱法は試験片が十分に薄くかつ物性値が一定の場合には熱応力分布は加熱時間の経過にしたがって定常状態に近付き、また熱応力は最大値を示す(以下において単に最大という場合は全加熱時間中の最大を表す)。熱膨脹率 α が正の時は周辺部に最大引張応力および中心部に最大圧縮応力が発生し、 α が負の時は逆に周辺部に最大圧縮応力および中心部に最大引張応力が発生する。通電しジュール加熱する時間(以下、加熱時間と略す)は物性値が一定とした場合に熱応力分布がほぼ定常に達するのに十分な時間をとる。加熱終了後は中心部と周辺部の温度差は小さくなり熱応力は減少する。多数の試験片について電力値を変えて試験を行い、試験片の破壊を確認して求めた破壊発生の最小電力値と破壊非発生の最大電力値の平均値を P とする。熱衝撃抵抗 Δ は(1)式により求める⁵⁾。

$$\Delta = S_* \beta P / \{ \pi h (a/R_d)^2 \} \dots \dots \dots (1)$$

ここで S_* は最大無次元応力であり、 α が正の場合 1.066×10^{-2} 、 α が負の場合 2.17×10^{-2} となる(但し a/R が 0.3)⁵⁾。 β は電極の加熱や熱放射などに用いられる損失熱を補正した加熱効率であり、温度および電力との関係を予備試験にて求める⁵⁾。 βP は試験片の加熱に有効に用いられる電力値である。

(2) コークス球形粒子急速加熱

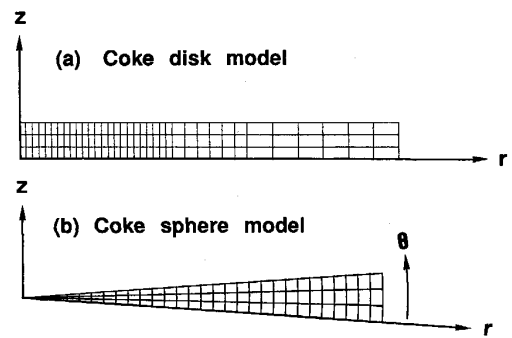


Fig. 1. Mesh divisions for FEM calculation.

レースウェイでの以下の測定例を対象とする。レースウェイの羽口先理論燃焼温度は 2150°C ⁷⁾、レースウェイ近傍のコークス温度は 1500 ないし 1600°C ⁸⁾、レースウェイ内のコークス粒径は 10 から 50 mm が 80% ⁷⁾ である。コークスは完全な球ではないが、ここでは球として扱う。

2.1 モデル

有限要素法による汎用構造解析プログラム THANKS⁹⁾を用いた材料の温度依存性を考慮した非定常 z 軸対称問題として温度および熱応力を求める。

2.1.1 コークス円板加熱

直径 ($2R_d$) 30 mm 、厚さ (h) 3 mm の円板状試験片について対称性を考慮して $1/4$ モデル(半径 15 mm 、厚さ 1.5 mm (上方 $1/2$ 相当))を計算の対象領域とする。Fig. 1 (a) に要素分割を示す。半径方向 (r 方向) に 36 分割(中心 6 mm を 24 等分割、中間部 3 mm を 6 等分割、周辺部 6 mm を 6 等分割)、板厚方向 (z 軸方向) に 3 等分割する。

2.1.2 コークス球形粒子急速加熱

直径 $2R_s$ mm の球についてはその対称性を考慮して半径 R_s mm 、 θ 方向円周角 3° を計算対象領域とする。なお、 $\theta = 0^\circ$ の面が $z = 0$ の面と一致し、 $\theta = 90^\circ$ の線が z 軸と一致するように θ をとる。Fig. 1 (b) に要素分割を示す。半径方向 (r 方向) に 30 等分割、 θ 方向に角度を 3 等分割する。

2.2 物性値

熱膨脹率 α は Fig. 2 に示す 6 水準の関数を用いる。曲線 A は実測値であり、2 連式カセットメーターにより $\phi 10 \times l 200 \text{ mm}$ の長手方向試料長さを直接測定して求める。コークスの高温部での α の測定データは少なく、測定精度が低いあるいはコークスの種類間の差があることが考えられ、 α の影響を 5 つの曲線を仮定し検討する。 α の曲線としては α の変動が大きい 900°C 以上の値を A を基本として変化させる。また、 1600 ないし

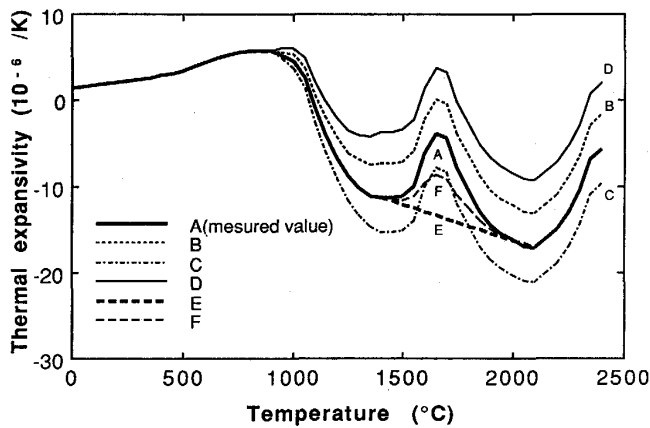


Fig. 2. Thermal expansivity used in simulation model.

1800°Cの α のピークはパフリング (puffing)¹⁰⁾の影響と思われるが、かなり大きいことおよびコークス中の灰分、窒素、硫黄の含有量などにより影響を受ける可能性があることより、このピークの大きさを変化させる。

B, C, Dはパフリングのピークの大きさはそのままに絶対値を変化、ただし、Dはパフリング時に α が正に変化、E, Fはパフリングのピークの大きさを変化させたものである。

熱拡散率は測定値¹¹⁾を用いる。既報⁴⁾における高温熱衝撃試験装置を用いて、室温から1200°Cの範囲で試験円板($\phi 30 \times h 3$ mm)をジュール加熱し、その熱が試験円板の外周縁部まで到達する時間を測定することにより求める。1200°C以上の温度範囲は外挿する。ポアソン比はFilonenkoら²⁾の値を用いる。高温部のデータがないので温度によらず一定とする。比熱は文献値¹²⁾であり、1300°C以上は外挿して用いる。密度およびヤング率 E は常温での測定値970 kg/m³および5.48 MPを用いる。

2.3 計算条件

2.3.1 コークス円板加熱

円板表面は断熱、円板内部の初期温度は均一、円板中心部の直径(2a)9 mm以内を均一加熱するとして温度計算を行う。初期温度、試験片内の加熱速度および計算対象時間はそれぞれ円板加熱の試験片加熱開始時の温度、BPおよび加熱時間と同じであり、計算は5水準で実施する。各水準ごとに初期温度(°C)、単位体積当たり加熱速度(MW/m³)および計算対象時間(s)は以下のとおりである。①25,390,4.5 ②800,210,8.0 ③1100,270,9.5 ④1500,145,10.0 ⑤1800,125,9.0

$z=0$ の面では z 軸方向変化は0、 r 方向変化はフリーとし、また、中心軸 $r=0$ の線では r 方向変化を0、 z

軸方向変化をフリーとして熱応力計算を行い、 r 方向の半径方向応力 σ_{rr} および z 軸と半径方向とに垂直な円周方向応力 $\sigma_{\theta\theta}$ を求める。

2.3.2 コークス球形粒子急速加熱

球内部の初期温度は均一、 $\theta=0^\circ$ 、 $\theta=3^\circ$ の面は断熱、球表面は熱源から放射伝熱を受けるものとして温度計算を行う。熱源温度は羽口先理論燃焼温度、球初期温度はレースウェイ近傍のコークス温度とみなすが、計算は範囲を拡張して実施した。熱源の放射率は微粉炭燃焼輝炎の0.6¹³⁾、球の放射率は炭素の0.8¹⁴⁾とする。球初期温度は1200, 1400, 1600, 1800, 2000°Cの5水準、熱源温度は ΔT (熱源温度-球初期温度)が100, 200, 300, 400, 500, 600 Kの6水準となる。粒子直径は10, 20, 30, 40, 50 mmの5水準とする。

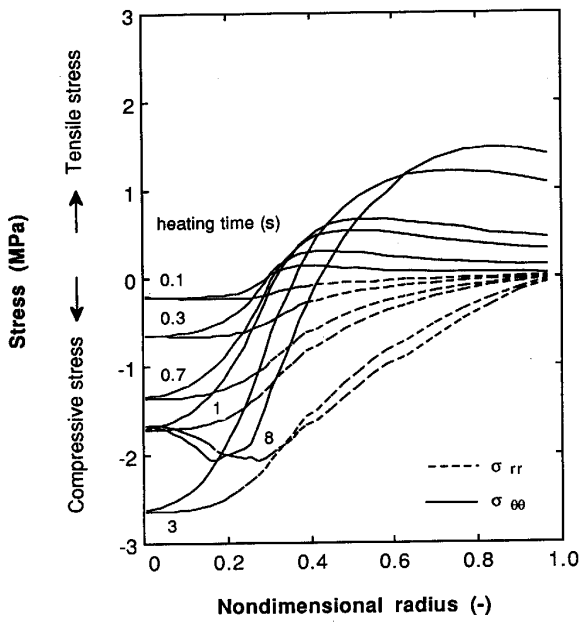
$\theta=0^\circ$ 、 $\theta=3^\circ$ の面は θ 方向の変化は0、 r 方向の変化はフリーとして熱応力計算を行い、 r 方向の半径方向応力 σ_{rr} および θ 方向の円周方向応力 $\sigma_{\theta\theta}$ を求める。

3. 結果および考察

3.1 コークス円板加熱

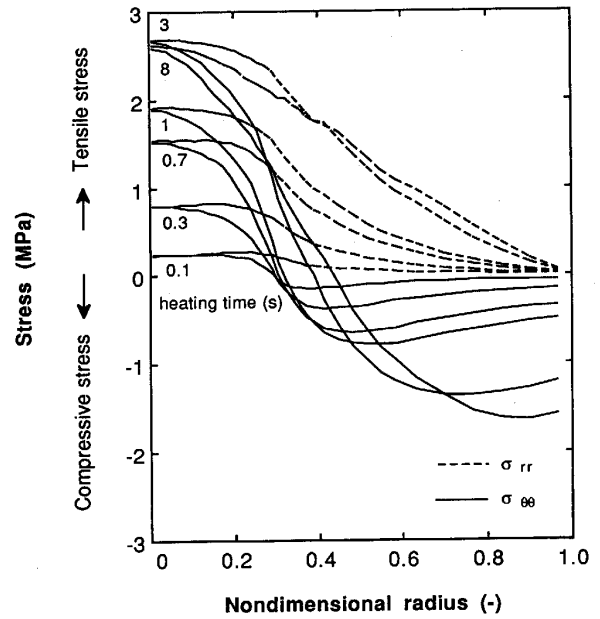
コークスのような脆性材料は引張強度が圧縮強度に比べてかなり小さいので、内部に発生する引張応力が材料の引張強度 σ_t を上回ったときに破壊を生じるものと考えられる。すなわちBPで加熱した時の最大引張応力は熱衝撃に対する引張強度に等しく、コークスの耐熱衝撃強度はこの引張強度で表される。コークスのように α の温度依存性が激しい材料の耐熱衝撃強度推定には α の変化を考慮する必要があり、非線形の熱応力計算モデルを用いて熱応力分布および耐熱衝撃強度の推定を行った。

Fig. 3および4に熱膨脹率 α が実測値である曲線A(以下特にことわらない場合は α は曲線A)における初期温度800, 1500°Cの場合の熱応力分布の変化を示す。本報告の場合 α など物性値が一定ではないので加熱終了時に定常になっていない。最大引張応力は800°Cの場合は周辺部での $\sigma_{\theta\theta}$ であり、1500°Cの場合は中心部での $\sigma_{\theta\theta}$ (σ_{rr} でも同じ値)である。最大引張応力発生位置から破壊が発生するとすれば800°Cでは周辺部から、1500°Cでは中心部から破壊が発生する。Photo. 1に計算条件と概略等しい条件で加熱し破壊した試験片の加熱前後を示す。800°Cの加熱後試験片には外周縁部から中間部に亀裂があり、1500°Cでは外周縁部から中心部まで亀裂がある。加熱後の試験片から破壊発生位置を確定はできないが亀裂存在位置のどこかが破壊発生位置であり、Photo. 1の結果は熱応力計算モデルから推定した



α : Curve A Initial temp.: 800°C

Fig. 3. Thermal stress distributions in coke disk.



α : Curve A Initial temp.: 1500°C

Fig. 4. Thermal stress distributions in coke disk.

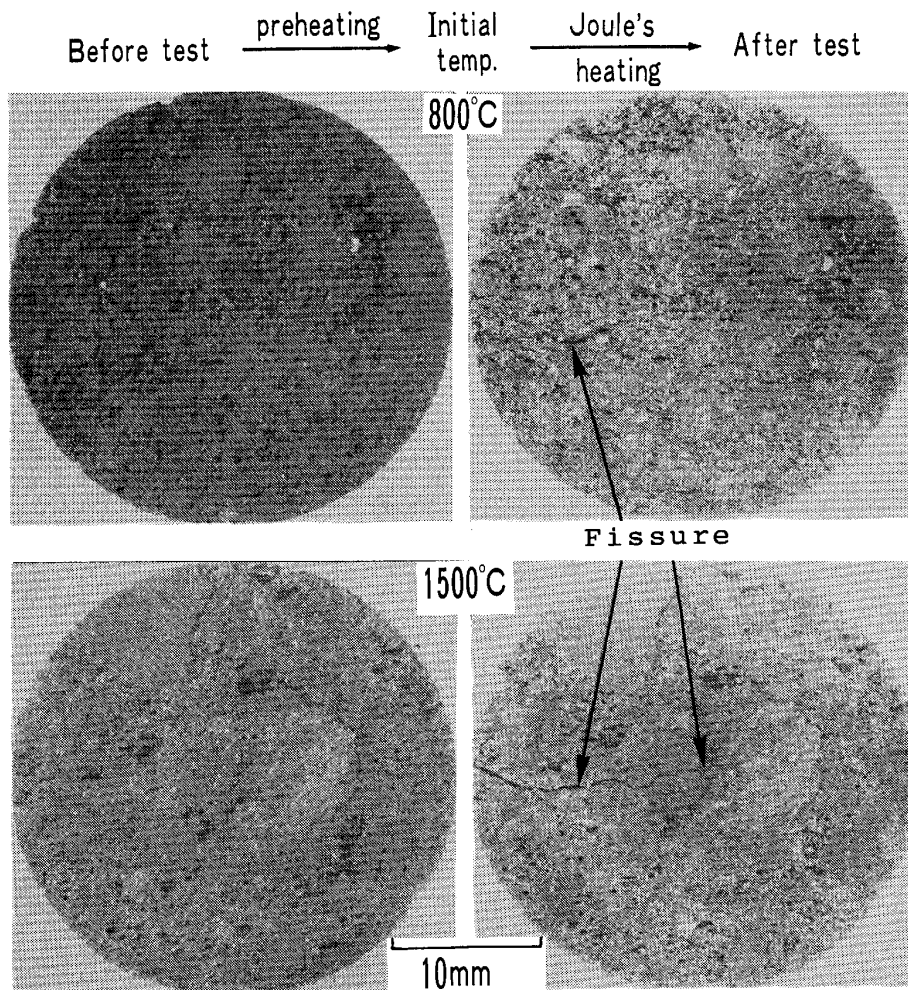


Photo. 1. Visual inspection before and after thermal shock test.

破壊発生位置と矛盾していない。また、これらの熱応力計算モデルから推定した破壊発生位置は α が初期温度の値で一定とした場合の α の符号から推定した最大引張応力発生位置と一致する。しかし、加熱中に α が負から正に変化する曲線 D、初期温度 1500°C の場合は同様な方法で推定した最大引張応力発生位置は中心部であるがモデル計算では中間部である。また、中心部にも最大値に近い値の引張応力が発生しており、 α 値によっては亀裂の発生位置が推定しにくい場合もあることを示す(Fig. 5 参照)。

Fig. 6 に耐熱衝撃強度と実測した高温間接引張強度¹⁵⁾を示す。耐熱衝撃強度としては熱応力計算モデルにより求めた強度のほかに α を一定として(2)式⁵⁾より

算出した強度を示す。

$$\sigma_t = \alpha E \Delta / k \dots \dots \dots (2)$$

ここで k は熱伝導率である。(2)式で算出した値がモデルより求めた値とあまり差がなければ、実用的には(2)式より耐熱衝撃強度を算出すればよいことになる。しかし、Fig. 6 に示すとおり両者の差は大きく、コークスのように α の温度依存性の激しい材料の耐熱衝撃強度を求めるには(2)式から単純に算出するのは不適切であることが明らかとなった。以下において単に耐熱衝撃強度という場合は熱応力計算モデルにより推定した耐熱衝撃強度である。

耐熱衝撃強度と高温間接引張強度とは、オーダーは同じである。また、常温および 1800 ないし 2000°C 付近の値に比べ中間部の温度で大きな値を示す傾向も同じである。しかし、詳細は異なっており、それは熱衝撃時と高温間接引張試験時の破壊機構の違い、あるいは熱応力計算モデルで使用している各種物性値の誤差などによるものと考えられる。例えば、熱衝撃時は昇温速度が大きいので黒鉛化反応の時間遅れを考慮すると α が実測値よりも小さくなる可能性があり、その場合の応力は推定値より小さくなり、耐熱衝撃強度も推定値より小さいことになる。本報告では 1100°C では α は負として処理したが、1100°C 付近では α の温度依存性が激しく少しの温度のずれで正負が異なり、最大引張応力発生位置も異なる可能性がある。また、ヤング率、ポアソン比は定数として扱っている。各種物性値の詳細検討は今後の課題であろう。

Fig. 7 に 6 種類の α の場合の最大引張応力を示す。パuffing を含めて温度が変化しても α の符号が変化しない場合にはおおよそ測定温度範囲の α の絶対値に比例した最大引張応力を示す。

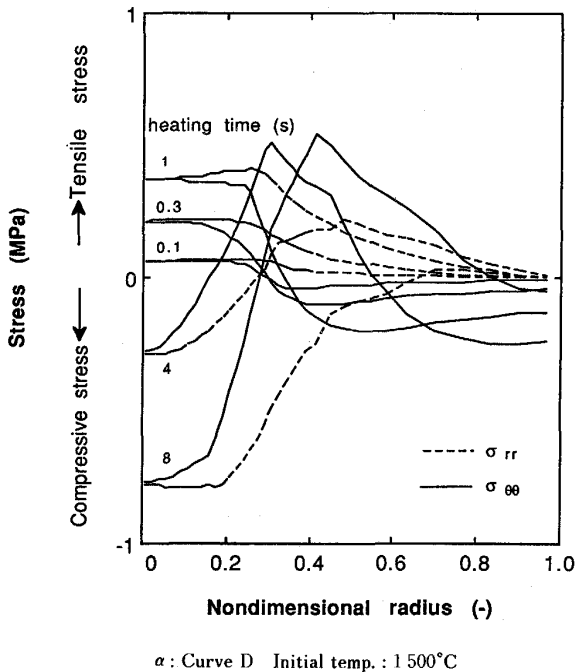


Fig. 5. Thermal stress distributions in coke disk.

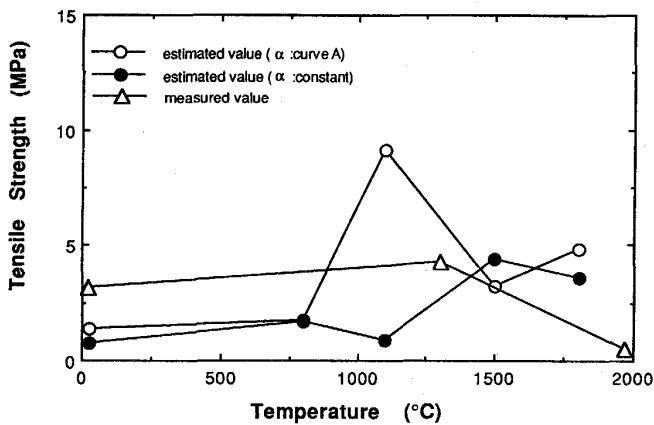


Fig. 6. Estimated and measured tensile strength of coke at different temperature.

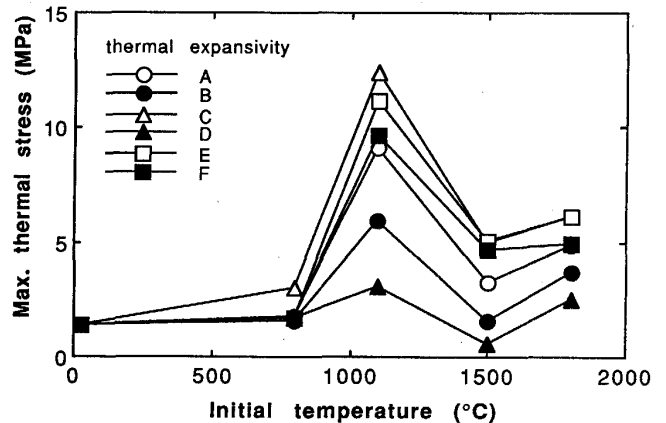
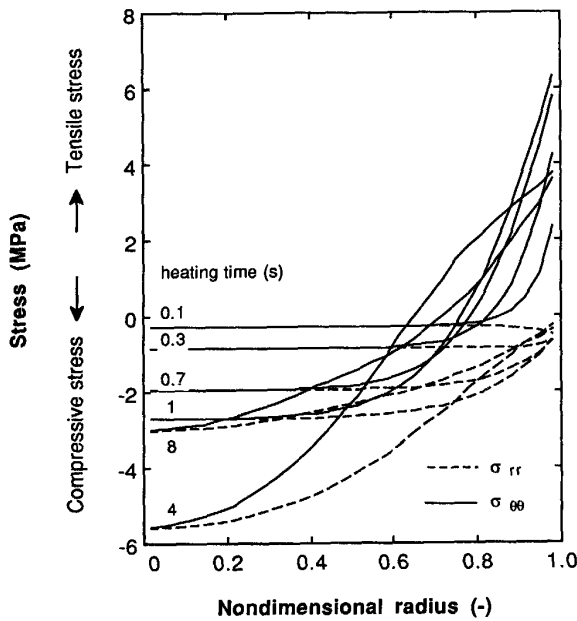
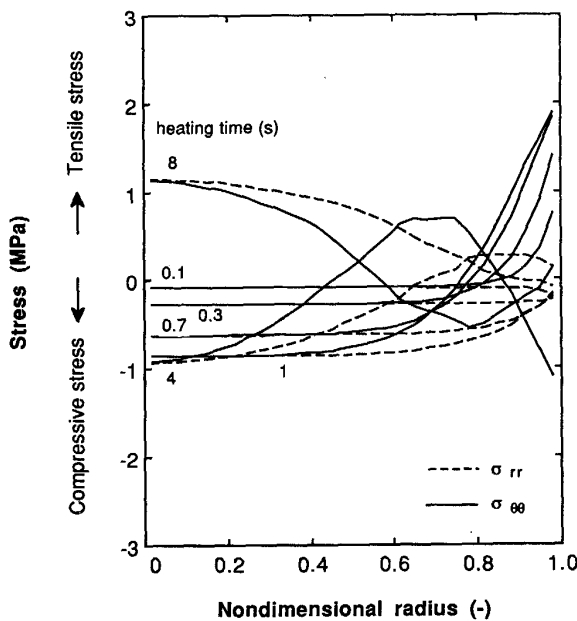


Fig. 7. Effect of thermal expansivity on maximum thermal stress in coke disk.



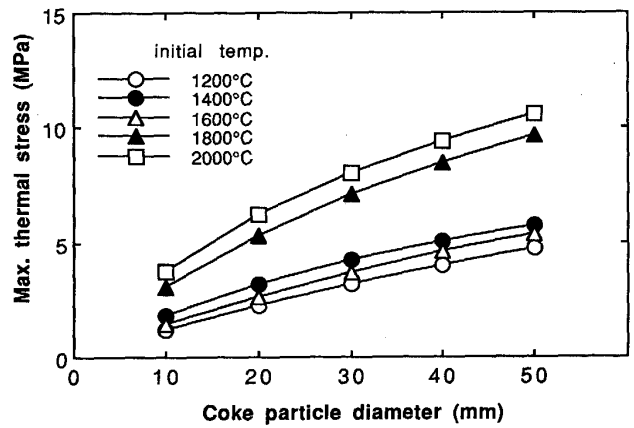
α : Curve A Initial temp.: 1400°C Diameter: 30 mm ΔT : 600K
Fig. 8. Thermal stress distributions in coke sphere.



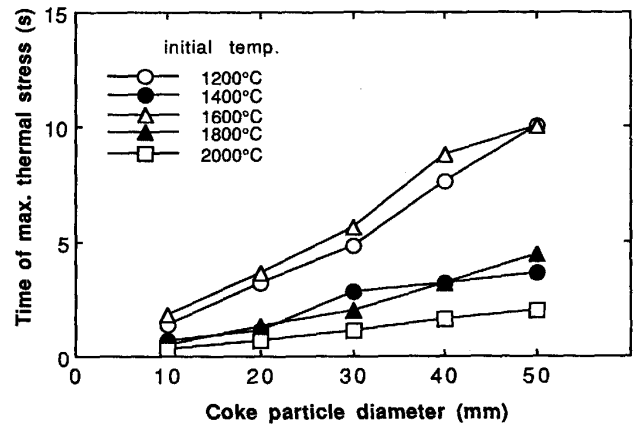
α : Curve D Initial temp.: 1400°C Diameter: 30 mm ΔT : 600K
Fig. 9. Thermal stress Distributions in coke disk.

3.2 コークス球形粒子急速加熱

モデルによる計算では初期は粒子内部温度は初期温度で均一としており、また、十分長い加熱時間後には粒子内温度は熱源温度で均一になる。したがって、初期および十分長い時間加熱後には粒子内の熱応力は0となり中間の時間で熱応力は最大値を示す。1200°C から2000°Cの温度範囲での最大引張応力はほとんどの場合 Fig. 8 に示すように球周辺部にて円周方向に発生する。



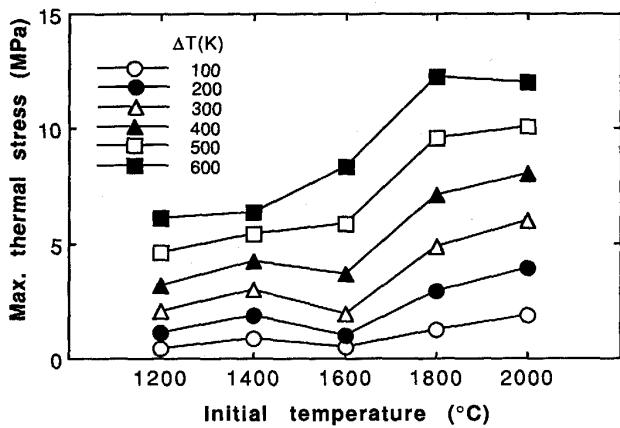
α : Curve A ΔT : 400 K
Fig. 10. Effect of coke size on maximum thermal stress in coke sphere.



α : Curve A ΔT : 400 K
Fig. 11. Effect of coke size on time of maximum thermal stress in coke sphere.

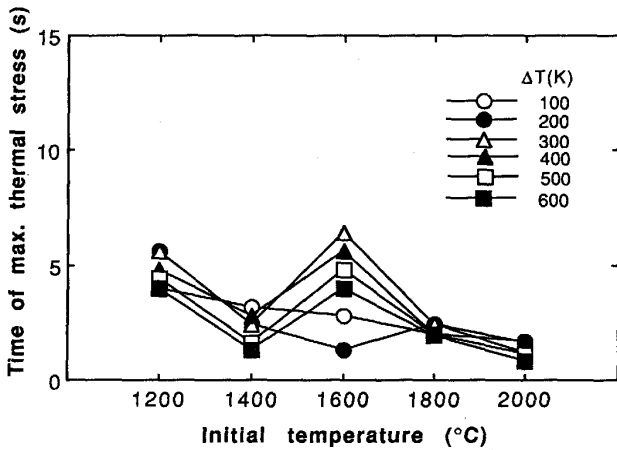
しかし、Fig. 9 に示すように初期温度 1400°C、 α が D の場合は最大引張応力は周辺部に発生しているが、その値に近い引張応力が中央部にも発生しており、円板加熱の場合と同様に α の値によっては亀裂の発生位置が推定しにくい場合もあることを示している。

球径が大きいほど最大引張応力は大きくなり、また最大引張応力への到達時間は長くなる (Fig. 10 および 11 参照)。初期温度および熱源温度が高いほど最大引張応力は大きくなる傾向にある (Fig. 12 参照) が、高温になるほど放射による加熱が急速になるためと思われる。最大引張応力は 1600°C 付近でやや小さくなっているがパuffingにより α が小さくなっている影響と思われる。最大引張応力への到達時間は最大引張応力よりもさらに複雑な傾向を示すが、概して初期温度および熱源温度が高い方が短くなる (Fig. 13 参照)。しかし、初期温度 1600°C 付近および ΔT が 100 ないし 200 K 付



α : Curve A Diameter: 30 mm

Fig. 12. Relation between initial temperature and maximum thermal stress in coke sphere.



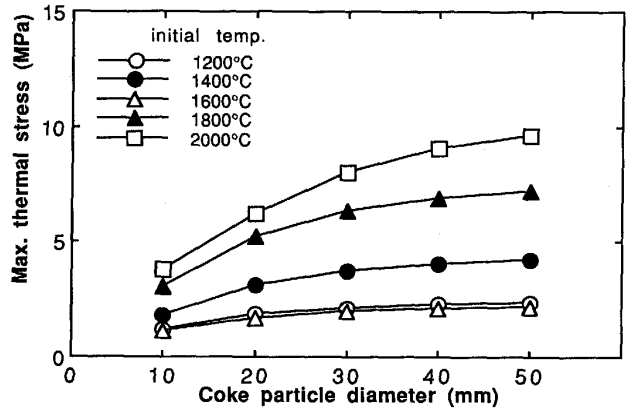
α : Curve A Diameter: 30 mm

Fig. 13. Relation between initial temperature and time of maximum thermal stress in coke sphere.

近はこの傾向から外れている。

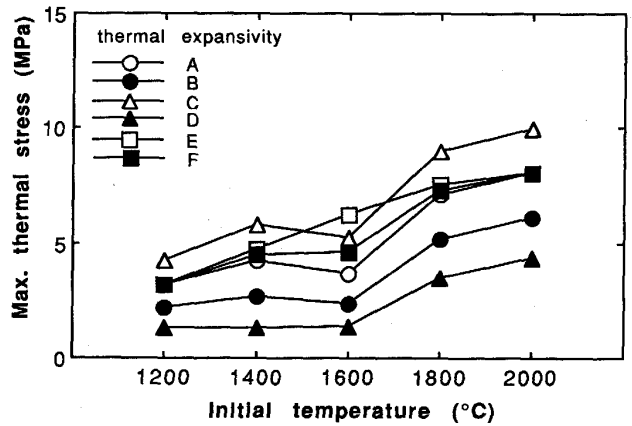
Fig. 14 に加熱時間を 1 s と制限した以外は Fig. 10 と同じ条件での最大引張応力を示す。加熱時間 1 s では最大引張応力は飽和していない。また Fig. 14 の場合は Fig. 10 に比べ粒子径が増大してもあまり最大引張応力が増大しない。

球形粒子についても α の影響を検討した (Fig. 15)。概略測定温度範囲における α の絶対値に比例した最大引張応力を示す。 α の値が最大引張応力に与える影響は大きい。 α およびその他の物性値が精度が低いあるいは定数として扱っているなどの問題は円板加熱の場合と同様である。しかし、円板加熱による耐熱衝撃強度の推定と球急速加熱による熱応力分布の推定は同じ物性値を用いている。物性値の真値からのずれは両推定値には同じ傾向にて影響すると考えられ、両推定値の比較検討によ



Time < 1 s α : Curve A ΔT : 400 K

Fig. 14. Effect of coke size on maximum thermal stress in coke sphere.



Diameter: 30 mm ΔT : 400 K

Fig. 15. Effect of thermal expansivity on maximum thermal stress in coke sphere.

り破壊の可能性を論じる場合への影響は熱応力分布推定そのものに与える影響より小さくなると思われる。ただし、円板加熱の熱応力分布と球急速加熱の熱応力分布とが同じであれば全く影響がないことになるが、両熱応力分布が一致しないので破壊の可能性を論じる場合でもやはり物性値の精度などの検討は重要である。

レースウェイでのコークスの熱衝撃挙動を熱応力計算モデルにより検討するにはコークス粒子の消失までの粒子内温度分布の推移が必要である。レースウェイはコークスの飛翔する疎充填領域¹⁶⁾と充填度が高くゆっくり旋回している領域に分けられ、レースウェイに降下したコークスは両領域を旋回する¹⁷⁾。加瀬ら¹⁷⁾は 35.81 mm コークスの消失時間を 187 s と推定し、また、レースウェイの直接観察によりコークスの速度およびレースウェイの奥行を推定している。レースウェイでのコークスの 1 回の飛翔時間を奥行/速度とみなし加瀬らの結果を用いて計算すると、風量により異なるが 35 mm の粒

子で約 0.04 ないし 0.13 s が得られる。レースウェイの飛翔領域で最も高い温度が出現する²⁾が、1 回の飛翔時間は消失時間に比べ非常に短いのでコークスの熱衝撃を検討するには降下時およびゆっくり旋回している領域での挙動も重要である。しかしその詳細は明確ではないので、本報告では以下のように考えて熱源温度および熱源粒子間の伝熱に関する物性値を決めている。熱源を飛翔領域では微粉炭燃焼輝炎、ゆっくり旋回している領域ではコークスとし、両者の温度は羽口先理論燃焼温度に等しいとする。熱源粒子間の伝熱は放射とみなす。熱源の放射率は微粉炭燃焼輝炎の 0.6 およびコークスの 0.8 が考えられるが、レースウェイでの発生粉コークスの温度は 2000°C であり⁷⁾これがコークス表面温度とすれば熱源温度が羽口先理論燃焼温度より低いことを考慮し、放射率として低い方の値である 0.6 を採用する。

レースウェイでの熱源温度を 2150°C、コークスの初期温度を 1550°C とし 30 mm の粒子について検討する。加熱時間を 1 回の飛翔時間より概略 1 桁大きい 1 s とした場合も検討した。1550°C での耐熱衝撃強度 1500 および 1800°C の推定耐熱衝撃強度を想定し内挿して推定すると 3.5 MPa である（以下各温度での測定値・計算値がない場合は同様に内挿して求める）。加熱時間が制限なしの場合は最大引張応力は 7.8 MPa、1 s の場合は 5.0 MPa でありいずれの場合も破壊が起こると推定される。熱源温度を 2000°C では加熱時間が制限なしの場合は最大引張応力は 4.8 MPa であり破壊が起きるが、1 s の場合の最大引張応力は 2.9 MPa であり破壊が起きないと想定される。温度分布の推移によっては熱衝撃破壊が起きるか否か微妙であり、今後、温度分布の推移に関連した、熱源相当物質の温度分布、コークス粒子の運動軌跡および熱源とコークス粒子間の熱伝達係数などの検討が必要であろう。

4. 結 言

熱応力計算モデルを用いて円板加熱法のコークス円板内熱応力分布を計算し耐熱衝撃強度を推定した。高温間接引張強度試験の結果とオーダーおよび傾向が一致し

た。また、急速加熱時のコークス球形粒子内熱応力分布を計算し、耐熱衝撃強度の推定値と比較することにより、高炉レースウェイにおいてコークス粒子は熱衝撃により破壊する可能性があることを示した。

今後の課題として、各種性状の異なる高炉用コークスについて高温熱衝撃試験、高炉下部でのコークスの粒径分布、滞留時間などが挙げられよう。

文 献

- 1) T. Miyazu, Y. Okuyama, T. Fukushima, M. Yanagiuchi and T. Izawa: Proc. Coal, Coke and Blast furnace, Metal Soc., **66** (1977)
- 2) Yu. Ya. Filonenko, V. N. Sharipov and A. V. Kurbatov: Koks i Khimiya, **20** (1976) 8, p. 20
- 3) 高谷幸司, 岩永祐治: 鉄と鋼, **72** (1986), p. 189
- 4) S. Sato, A. Kurumada, Y. Kudo, T. Suzuki, S. Itagaki and S. Mitani: Extended Abstracts and Programm of 19th Biennial Conference on Carbon, Pennsylvania (1989), p. 488 [ACS]
- 5) S. Sato, Y. Imamura and J. Kon: Carbon, **13** (1975), p. 309
- 6) T. D. Riney: Trans. ASME J. Appl. Mech, **28** (1961), p. 631
- 7) 岸本純幸, 石井邦彦, 炭竈隆志, 桜井雅昭, 板垣省三: 材料とプロセス, **3** (1990), p. 7
- 8) K. Matsubara, T. Miyazu and R. Takahashi: Proc. Symposium on Gondwana Coals, ed by M. J. Jemos de Sousa, Lisbon (1983) 「Serviços Geológicos de Portugal and Instituto de Investigação Científica Tropical」
- 9) 内山昭一, 木下文雄: 日本鋼管技報 (1979) 80, p. 107
- 10) 持田 勲, H. Marsh: 炭素 (1986) 126, p. 89
- 11) N. Suzuki, S. Itagaki, S. Mitani, S. Sato and A. Kurumada: Proc. 6th Int. Iron and Steel Congress, Nagoya, Japan (1990), p. 234 [ISIJ]
- 12) Heinrich Koppers G. m. b. H: Koppers Handbuch der Brennstoff Technik (1953), p. 92
- 13) 片山功蔵: 伝熱工学資料改訂第 4 版 (日本機械学会編) (1986), p. 181 [日本機械学会]
- 14) 前田四郎: 化学工学便覧改訂 4 版 (化学工学協会編) (1978), p. 330 [丸善]
- 15) Y. Okuyama, S. Itagaki, T. Isoo and T. Shiode: Preprint of 1st Int. Cokemaking Congress, Essen (1987), C4 [Glückauf GmbH]
- 16) M. Greuel, F. W. Hillnhutter and H. Kister: Stahl Eisen, **94** (1974), p.533
- 17) 加瀬正司, 須賀田正泰, 山口一良, 中込倫路: 学振 54 委 -No. 1520 (1980)