

高炉用コークスの高温における熱衝撃破壊

佐藤千之助*, 車田 亮*, 工藤 裕**,
鈴木隆之**, 板垣省三***

(昭和63年 8月31日受理)

Thermal Shock Fracture of Coke for the Blast Furnace at High Temperature

Senosuke SATO*, Akira KURUMADA*, Yutaka KUDO**, Takayuki SUZUKI**, Shouzou ITAGAKI***

Abstract - As coke for the blast furnace, coke needs a suitable strength to make permeability of reducing gas in the furnace at high temperature. This paper deals with thermal fracture properties of a lump of conventional coke. Thermal shock resistance and the fracture toughness are emphasizingly studied by means of Jules heating at the central area of disk specimens. Thermal shock resistance and the fracture toughness up to 1800°C are determined. Diametral compression, bending and compressive strengths, Young's moduli and mode I and mode II fracture toughnesses are also measured using disk and rod specimens which were cut from a lump of coke.

1. 緒 言

製鉄業界では高炉内の鉄鉱石の還元または熱源として年間4000万トンに近い大量のコークスを消費する。コークスは熱エネルギー源としてばかりでなく、炉内還元ガスの通気性を維持する役目を有するため機械的ならびに熱的な応力に対する適度な強度の保有が必要である。本研究室では先に室炉および成型コークスのいくつかの種類について室温における耐熱衝撃性を含む一連の破壊力学的性質の検討を行なったが⁽¹⁾、コークスは高炉内において千数百°Cの高温に達するまで使用されるものであるから、実用の高温における耐熱衝撃性に関する性状の究明を必要とする。本研究では先に試作した高温熱衝撃試験装置を用い、普通の室炉コークスから採取した円板状試験片(φ30×3mm)を用い、1800°Cに至る高温における熱衝撃抵抗 $\Delta^{(2)}$ (= $\sigma_t k /$

$E\alpha$ (W/mm), σ_t は引張強度、 k は熱伝導率、 E は縦弾性係数、 α は熱膨張係数)および熱衝撃破壊靱性 $\nabla^{(3)}$ (= $K_{Ic}k/E\alpha$ (W/mm^{1/2}), K_{Ic} はモードIの破壊靱性値)の測定を行なった結果について報告する。また同じ円板状試験片を用い、関連する機械的強度およびモードIおよびIIの破壊靱性 K_{Ic} , K_{IIc} 等の室温における測定を行なった結果についても報告する。

2. 実験方法

2.1 試 料

本研究に用いた試料は、乾溜温度1000~1100°Cで通常の室炉法によって製造された普通コークス(Conventional coke)である。Fig. 1は試験片をコークス塊から採取する場合の位置と方向を示す。Table 1は円板状および短円柱状試験片の形状および個数を示す。

* 茨城大学工学部機械工学科(日立市中成沢町)

Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering, Ibaraki University, Hitachi, 316, Japan

** 茨城大学大学院工学研究科機械工学専攻(日立市中成沢町)

Graduate Student, Department of Mechanical Engineering, Faculty of Engineering Ibaraki University, Hitachi, 316, Japan

*** (株)NKK鉄鋼研究所製鉄研究室(川崎市川崎区南渡田)

Raw Materials and Ironmaking Laboratory, Steel Research center, NKK Corp., Kawasaki, 210, Japan

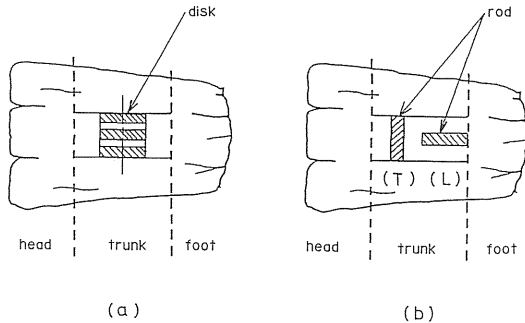


Fig. 1 Cutting of test pieces in a lump of coke.

Table 1 Sizes and numbers of test piece of conventional coke.

Item	Size(mm)	number
Thermal shock resistance	φ 30×3	8
Thermal shock fracture toughness	φ 30×3	7
Diametral compressive strength	φ 30×6	5
Fracture toughness (mode I)	φ 30×3	5
Fracture toughness (mode II)	φ 30×3	5
Bending strength	φ 30×3	5
Compressive strength	φ 10×25	5
	φ 10×25	5
Young's modulus	φ 30×6	4

本研究においてはコークス塊から円板状試料を採取し、中心加熱により外周からの最大引張応力による破壊を観測することにした。コークス試料は、その乾溜温度が1000~1100°Cで、それより高温の高炉内でその特性が安定していない。高炉内でこの乾溜温度を超過すると炭素の黒鉛化プロセスのデータから判断して、およそ1100~1300°C程の範囲でコークスの熱膨張係数が負になる領域が存在する⁽⁴⁾。その領域では円板の加熱中心部で最大引張応力を生ずるものと考えられる。それゆえ、加熱法のメリットは一長一短があるが、本研究においては、従来理論的説明がすみ、実験装置が簡単な円板の中心加熱法による高温熱衝撃試験装置により測定を行なうこととした。Fig. 2はコークス塊から採取した円板を用いて(1)熱衝撃抵抗⁽²⁾、(2)熱衝撃破壊靱性⁽³⁾、(3)圧裂引張強度⁽⁵⁾、(4)モード I およびモード II の破壊靱性⁽⁶⁾、(5)曲げ強度試験⁽⁷⁾の要領を示した。これらの詳細は省略するが、熱衝撃試験法についてのみその要点を述べる。

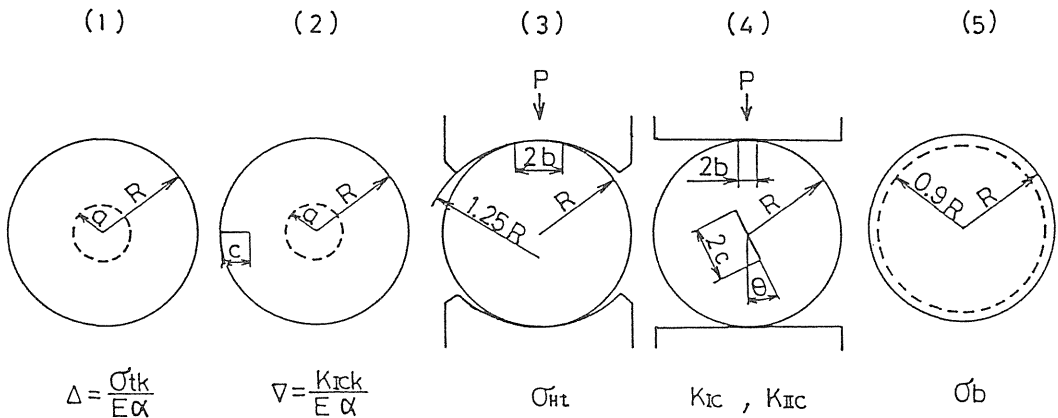


Fig. 2 Measuring methods for disk tests.

2.2 実験方法

コークス塊は高炉内を降下の際は普通外部から加熱されるものであるから、その熱膨張係数が正であればその巨視的な熱応力は外面が圧縮、内部が引張応力になる。通常コークスのごとき脆性材料では引張強度が圧縮強度に比べてかなり小さいから内部の引張応力により破壊を生ずるであろう。しかし、外部加熱の場合は、その内部の破壊の観測が困難である。それゆえ、

2.2.1 熱衝撃抵抗

Fig. 2 (1)に示すように円板の中心の半径aになる領域をステップ状に加熱量 $Q (= qR^2 / k, q = \beta W / \pi a^2 h, k$ は熱伝導率、 β は加熱効率、 W は加熱電力)で一様加熱する場合の円板の非定常熱応力は、初期温度ゼロ、外側境界断熱の条件のもとでRiney⁽⁸⁾によって解析されており、円周方向の応力成分 σ_θ のみを示すと次のようになる。

$$\frac{\sigma_{\theta}}{E\alpha Q} = 2 \left(\frac{a}{R} \right) \Sigma \left\{ J_1 \left(m_i \frac{r}{R} \right) \frac{R}{m_i r} - J_0 \left(m_i \frac{r}{R} \right) \right\} \times \frac{J_1(a/R)}{m_i^3 \{J_0(m_i)\}^3} \{1 - \exp(-\tau m_i^2)\} \quad (2-1)$$

ここで τ は無次元時間で、 $\tau = \kappa t / R^2$ (κ は熱拡散率で $k / \eta\rho$, η は比熱, ρ は比重量), t は時間, m_i は $J_1(x) = 0$ の正根で Σ は正根の全てについてとる。上式は、 $\tau \geq 0.25$ では温度分布の形状がほぼ一樣となるので、熱応力は加熱半径比 a/R によって定まるある最大値に収れんする傾向がある。 $\tau = 0.25$ における最大熱応力は、 $\tau = \infty$ に比較して約2%小さいが、加熱時間による熱応力分布に及ぼす影響が無視でき実験が行ないやすい。この $\tau = 0.25$ における最大無次元熱応力 $S^* = \sigma_{\theta_{max}} / E\alpha Q$ は加熱半径比 a/R のみの関数で表される。本研究の $a/R = 0.3$ である場合、 S^* は 1.101×10^{-2} である。この熱応力の解析は熱膨張係数 α が正を前提としたものである。コークスはその乾溜最高温度を超えると α は正から負に転じ、さらに高温になると $1300 \sim 1400^\circ\text{C}$ 付近からまた正に転ずる⁽⁷⁾。

いま、 $\tau = 0.25$ に対応する時間 t^* までステップ状にジュール加熱を行ない、円板の周縁部において $\sigma_{\theta_{max}}$ がその材料の引張強度 σ_t に等しくなり破壊を生じる限界の電力値 W を測定することにより、熱応力に關与する機械的および熱的物性値を一括した熱衝撃強度 Δ が次式から決定される。⁽²⁾

$$\Delta = \sigma_t k / E\alpha = S^* \beta W / \pi h (a/R)^2 (W/mm) \quad (2-2)$$

ここで β は加熱効率である。

2.2.2 熱衝撃破壊靱性

Fig. 2 (2)に示すように縁き裂を有する円板試験片に対して前項と同様にジュール加熱を行ない、縁き裂先端に(2-1)式の熱応力が作用するものとして応力拡大係数の解析を行ない、き裂を伝播させる限界の電力値 W を測定すれば、熱衝撃と破壊靱性に關与する物性値を一括した熱衝撃破壊靱性 ∇ は次式により決定される⁽³⁾。

$$\nabla = K_{Ic} k / E\alpha = F_1 \sqrt{\pi c} \beta W / \pi h (a/R)^2 \quad (2-3)$$

ここで F_1 は熱応力による円板の縁き裂先端における無次元応力拡大係数で、本研究の $a/R = 0.3$, $c/R = 0.3$ なる場合には $F_1 = 0.0154$ である。

2.3 実験装置

2.3.1 高温熱衝撃試験装置

Fig. 3は本研究で用いた高温熱衝撃試験装置の高温炉の断面図を示したものである。図において①は円板試験片 ($\phi 30 \times 3\text{mm}$)で窒化硼素(BN)製の保持具内に

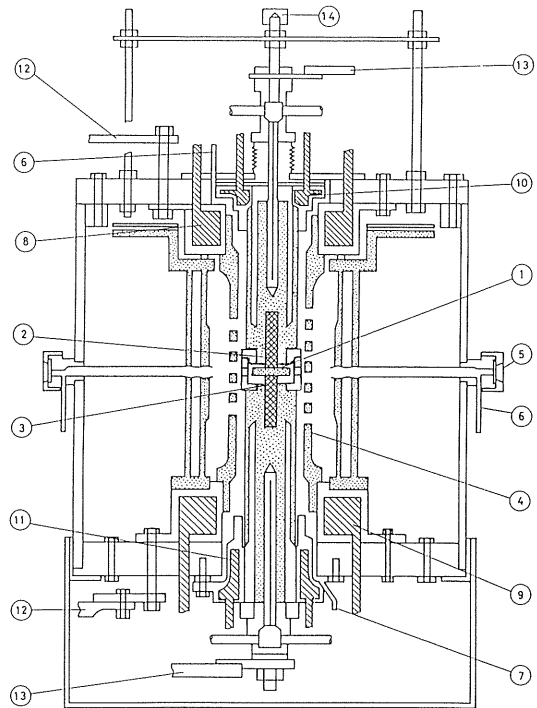


Fig. 3 Vertical section of the high temperature thermal shock testing apparatus.

セットされる。②および③は上下のジュール加熱用黒鉛電極 ($\phi 9\text{mm}$)でBN製の案内具により炉内において正しく心合せがなされる。④はコイル状黒鉛ヒータで最高約 2800°C まで昇温できる。⑤は温度測定孔で炉外より赤外線温度計(サーモスポット)および光高温計で試験片の外周面の温度が直接測定できる。⑥および⑦は炉内の雰囲気気を不活性ガス(窒素ガス)化するためのガスの導入口および排出口である。炉内は高温になるため⑧、⑨および⑩、⑪の水冷回路よりヒータおよびベローズはそれぞれ冷却されている。⑫はヒータ加熱のための電源端子で、⑬はジュール加熱用電源端子で電流および電力トランスジューサーを介して加熱電源に接続される。⑭は弾性ビームに支持されたプッシュロッドでこれを押すことにより上部電極②を短絡させ

通電加熱をすることができる。

ジュール加熱には、100Aのアーキ用溶接装置を用い、またジュール加熱中の電力および電流は電力ならびに電流トランスジューサーを介してペンレコーダーに記録した。

3. 実験結果

Table 2 は本研究の普通コークスについて室温において得られた実験結果を一括して示す。

Table 2 Mechanical properties of conventional coke at room temperature.

	mean value	n	Sd
Bulk density γ (g/cm ³)	0.97	34	0.07
Young's modulus E (GPa)	5.48	4	0.82
Bending strength σ_b (MPa)	10.1	5	4.67
Compressive strength σ_c (MPa)	L	5	4.44
	T	5	2.95
Diametral comp. strength σ_{HT} (MPa)	4.89	5	0.49
Fracture toughness	model I K_{IC} (MPa m ^{1/2})	5	0.08
	model II K_{IC} (MPa m ^{1/2})	5	0.11
	K_{IC}/K_{IC}	—	—
Thermal shock resistance Δ (W/mm)	0.88	8	—
Thermal shock fracture toughness ∇ (W/mm ^{1/2})	4.25	7	—

n : number of test piece
Sd : standard deviation

3.1 熱衝撃抵抗

Fig. 4 は熱衝撃抵抗 Δ 試験におけるジュール加熱電力による熱衝撃破壊発生の有無を示したものである。破壊発生の確認にあたっては予め試験前の円板の表面写真を取り、試験後の表面と比較することによりき裂発生を確認するようにした。Photo. 1 は1500°Cにおける試験片の写真の一例を示したものである。Fig. 4 によると、熱衝撃破壊発生の限界電力は実験範囲では温度の上昇につれて僅かながら増大する傾向がある。1100°Cでは傾向より幾分大きな値を示す。これは熱膨張係数 α がそれまでの1100°C付近で正から負に転じ、熱膨張係数がゼロの領域を含み、かつ円板外周部に圧縮応力を生ずるため破壊し難くなるためではないかと

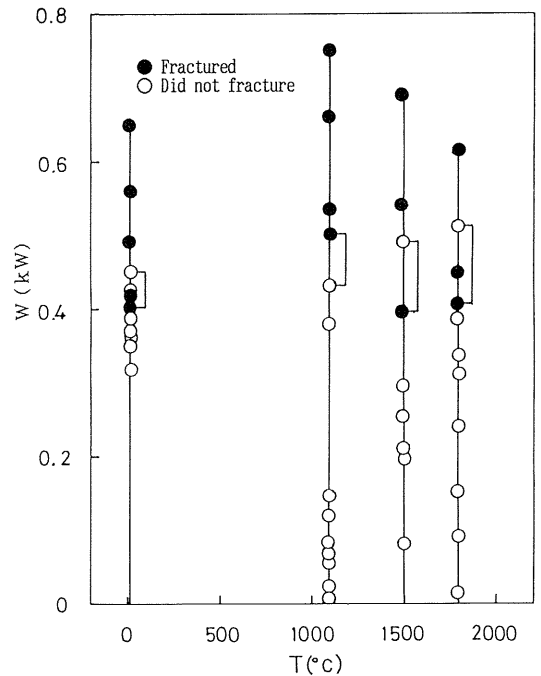


Fig. 4 Electric powers in thermal shock resistance test of conventional coke at high temperature.

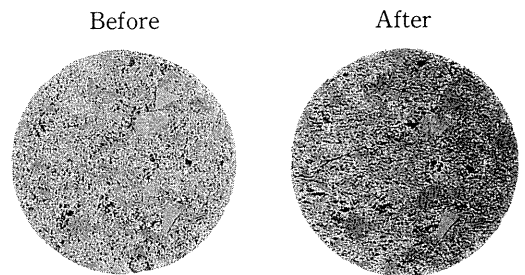


Photo. 1 Confirmation of fracture in before and after thermal shock resistance tests at 1500°C.

考えられる。なお、 Δ は破壊を生じなかった最大の電力と破壊を生じた最小の電力の範囲として計算した。 Δ の温度依存性はFig. 5 に示した。これによると Δ は室温で0.88W/mm、その後、乾溜温度以下の温度域では熱伝導率の低下、および熱膨張係数の増大により Δ は低下の傾向があるものと考えられる。しかし、乾溜温度の1100°Cでいったん0.95W/mmの極大に達する。その後1800°Cでは1500°Cの場合よりも幾分増大する傾向がある。このような1500°C以上での Δ の増大はコークスが黒鉛化過程にあることと高温における延性の増大が寄与するものと考えられる。

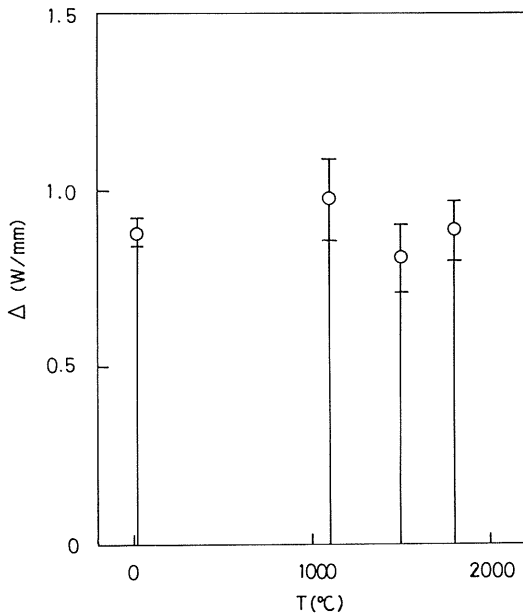


Fig. 5 Thermal shock resistance of conventional coke at high temperature.

3.2 熱衝撃破壊靱性

Fig. 6 は熱衝撃破壊靱性 ∇ 試験におけるジュール加

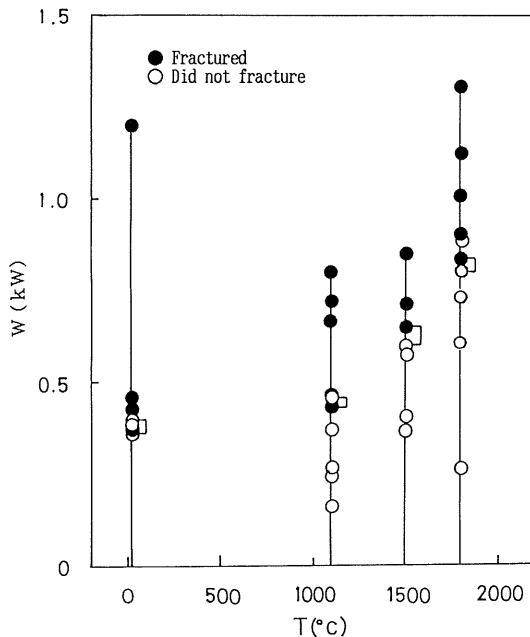


Fig. 6 Electric powers in thermal shock fracture toughness test of conventional coke at high temperature.

熱電力によるき裂伝播の有無を示す。このき裂伝播は予め試験前の円板表面の写真をとっておき試験後スリット先端からのき裂発生を比較して確認した。Photo. 2 は1500°Cにおける試験前後の試験片の写真の一例を示したものである。熱応力き裂は試料外周縁のスリッ

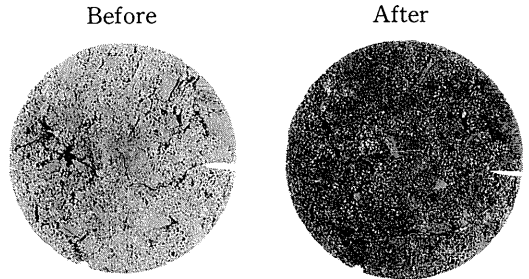


Photo. 2 Confirmation of fracture in before and after thermal shock fracture toughness tests at 1500°C.

ト先端から中心部に向かって進展している。Fig. 6 によると、き裂伝播の限界電力は温度上昇につれて増大する傾向を示す。したがって ∇ も温度上昇につれて増大すると考えられる。 ∇ はスリット先端からき裂伝播をしなかった電力の最大値とき裂伝播を生じた電力の最小値の範囲とし計算した。 ∇ の温度依存性はFig. 7 に示した。これによると ∇ は室温で $4.25 \text{ W/mm}^{1/2}$,

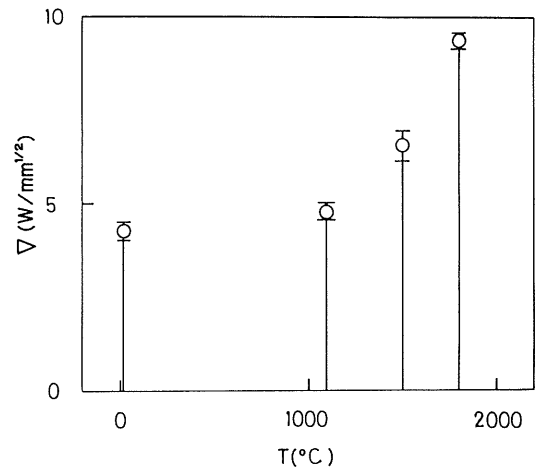


Fig. 7 Thermal shock fracture toughness of conventional coke at high temperature.

1100°Cもほぼ同程度であるがその後1800°Cまで次第に増大し、最大 $9.0\text{W}/\text{mm}^{1/2}$ になる。しかし、1100°C以下の温度では温度の上昇につれて熱伝導率の低下ならびに熱膨張係数の増大により ∇ は低下の傾向があるものと考えられる。このような ∇ の乾溜温度以上の高温における増大はコークスが黒鉛化過程にあり、熱伝導率の増加、弾性係数や熱膨張係数の低下および高温における延性の増加が寄与するものと考えられる。

コークスの高温における Δ と ∇ の増大の傾向は本研究室において電極用炭素の黒鉛化過程に対応してなされた温度依存性⁽⁹⁾と一致する。

3.3 機械的性質

Table 2 に示した機械的な諸性質は電極用人造黒鉛の場合などと比較するとおよそ1/3と低い。また、圧縮強度はT方向がL方向より大きな値を示した。

Fig. 8 は普通コークスの円板試験片の弾性係数Eを示すので、そのもっとも低い値を基準にとり、15°おきに直径方向の超音波速度により測定した見かけの弾性係数の相対的変化を示したものである。各データは4

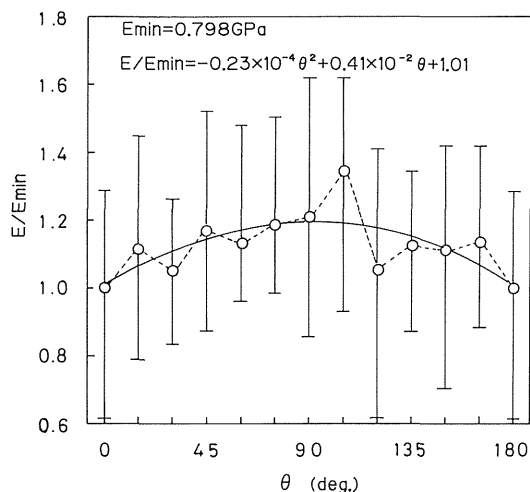


Fig. 8 Change of apparent Young's modulus of conventional coke.

個の試験片から得られた実験値の上限と下限および平均値が示され、平均値は点線で結んである。図中の実線は各平均値を2次近似して得られたものである。本研究のコークス試験片は異方性を有し、その最大比は

約1.20である。円板試験片はFig. 1 に示したようにその中心軸がコークスの成長方向に垂直に採取されたものであるから、弾性係数の差はコークス塊の頭部と脚部の差または室炉内の上下の差を示すものと考えられる。なお弾性係数の平方根は近似的に材料強度に比例すると考えられる。それゆえ材料強度に約10%の異方性があると考えられる。

4. 結 論

本研究は室炉乾溜法により製造した普通コークスの高炉内の特に高温の羽口近傍における細粒化および強度低下の原因のひとつと考えられる熱衝撃破壊に主眼を置いて、室温および乾溜温度以上から1800°Cに至る温度で熱衝撃抵抗および熱衝撃破壊靱性の測定を行った。また、室温における機械的物性の測定も行った。ここに与えられた結果を要約すると次のようになる。

(1) 熱衝撃抵抗 Δ は室温ないし乾溜温度以上1800°Cの温度範囲で幾分上昇する傾向があり、0.88から0.95 W/mm 程度である。ただし、1100°Cにおいては乾溜温度を超え1300°C程度の領域に熱膨張係数が正から負に転ずる可能性を示した。

(2) 熱衝撃破壊靱性 ∇ は室温の $4.25\text{W}/\text{mm}^{1/2}$ から乾溜温度以上1800°Cに至る実験範囲で、温度の上昇につれて次第に増大し、最大 $9.0\text{W}/\text{mm}^{1/2}$ になる。

(3) コークスの高温における Δ と ∇ は乾溜温度以下では熱伝導率の低下ならびに熱膨張係数の増大により、いったん低下するものと考えられる。乾溜温度以上で上述のように Δ と ∇ の増大の傾向は電極用黒鉛の黒鉛化熱処理プロセスに対応してなされた温度依存性の傾向と一致する。

(4) 関連する機械的ならびに破壊力学的諸性質は試料の数が不十分であるが、得られたデータをTable 2 に表示した。破壊靱性値は室温で K_{Ic} が約0.21 $\text{MPam}^{1/2}$ 、 K_{IIc} が約0.33 $\text{MPam}^{1/2}$ である。

(5) 本研究のコークスの弾性係数は最大で約20%の異方性が認められた。なお、本研究では熱衝撃抵抗および熱衝撃破壊靱性以外の物性に関しては室温においてのみ行ったが、今後機会があればこれらの温度依存性の検討を行ないたいと考えている。

参 考 文 献

- 1) 佐藤千之助, 他; 茨城大学工学部研究集報, 第34

- 卷, (1986), p.135
- 2) S. Sato, K. Sato, Y. Imamura and J. Kon; Carbon, Vol. 13, (1975), p.309
 - 3) S. Sato, H. Awaji, and H. Akuzawa; Carbon, Vol. 16, (1978), p.103
 - 4) S. Sato, K. Kawamata, A. Kurumada and M. Kawamata; Carbon, Vol. 26, (1988), p.286
 - 5) H. Awaji and S. Sato; J. Eng. Mater. Tech., ASME-H, Vol. 101, (1979), p.139
 - 6) H. Awaji and S. Sato; J. Eng. Mater. Tech., ASME-H, Vol. 100-2, (1978), p.175
 - 7) 佐藤千之助, 他; 茨城大学工学部研究集報, 第33卷, (1985), p31
 - 8) T. D. Riney; J. Appl. Mech., Vol. 28, (1961), p. 631
 - 9) S. Sato, et al.; Sixth Intern. Conf. on Carbon, London, (1982), p.31