

# 重合メッシュ有限要素法を用いたコークス微視構造解析

朝熊 裕介\*・副島 宗高\*・山本 剛\*<sup>2</sup>・青木 秀之\*<sup>2</sup>  
三浦 隆利\*<sup>2</sup>・板垣 省三\*<sup>3</sup>

Micro-structural Analysis of Coke Using the Overlaying Mesh Finite Element Method

Yusuke ASAKUMA, Munetaka SOEJIMA, Tsuyoshi YAMAMOTO, Hideyuki AOKI,  
Takatoshi MIURA and Shozo ITAGAKI

**Synopsis** : In order to clarify the bulk breakage mechanism of metallurgical coke in blast furnace, the overlaying mesh finite element analysis that can consider both macro and micro-structure simultaneously is applied for complex micro-structural geometry such as coke. We introduced the stress intensity factor, a criterion of stress concentration around the crack tip, which can get from displacements of singular points by the template mesh putting on the crack tip and evaluated characteristics of fracture for high-strength coke.

The numerical results show that the stress intensity factor ( $K^*$ ) is dependent on porosity ( $\epsilon$ ) linearly and then we proposed the following equation considering a shape parameter ( $C$ ) and the stress intensity factor ( $B$ ) at  $\epsilon=0$ .

$$K^*=B(1-C\epsilon)$$

This equation shows that the stress intensity factor decreases with porosity because principal stress around pores in the neighborhood of the crack tip becomes larger and pores prevent stress around the crack tip from concentrating. This negative effect of relaxation becomes larger as porosity increases. Here the parameter  $C$  is a specific value, it depends on pore shape and does not depend on crack length.

We conclude that this numerical analysis is very useful for estimation of coke quality.

**Key words** : coke; strength; microstructure; crack; stress intensity factor; overlaying mesh finite element method.

## 1. 緒言

現在、コークス炉の老朽化・延命対策、CO<sub>2</sub>排出規制問題などのため、コークス使用量の低減を目標として高炉への微粉炭吹込み(PCI: Pulverized Coal Injection)が増加しつつある。しかし、この微粉炭吹込みの増加により炉下部滴下帯やレースウェイにおいてコークスの小粒化・粉発生が促進され、通液・通気性や安定操業を阻害する。さらに、使用石炭の変化(非微粘結炭の配合増加)に対応するためには、乾留室内の移動現象を定量的に把握し、コークス劣化メカニズムの解明やコークスの品質予測を行う必要がある。

これまで乾留現象の把握に関し、著者らは石炭充填層からコークス層における熱伝導率の測定<sup>1)</sup>をはじめ、乾留炉内現象を模擬する各種シミュレーションモデルの開発<sup>2-8)</sup>、乾留実験<sup>2,5)</sup>および物性値測定<sup>9)</sup>を行い、さまざまな成果を挙げてきた。しかし、これらの結果をいかに活用すればコークス強度を向上できるかという議論にはいたっていない。そこで、コークスのような不均質材料に対して、材料の基質を構成する物質の種類やその組み合わせの影響、微視

き裂や気孔の存在および構成物質の界面の影響などから多数のき裂が干渉し合う複雑な微視構造を考慮した均質化法<sup>10)</sup>により強度の予測を行っている。

コークスの高炉内における体積破壊<sup>11)</sup>や粉化を防ぐためには気孔率、気孔形状<sup>12)</sup>、イナートやデポジットカーボン<sup>13)</sup>などの微視構造を評価することが重要である。しかし、これらの微視構造がコークスの粒度や強度にいかに関与するかなど、コークス強度についての基礎的な検討は不十分である。そのため、さまざまな微視構造を評価可能な重合メッシュを用いた有限要素法<sup>14-18)</sup>により、破壊つまり巨視き裂進展を対象とし、き裂先端での応力集中の指標である応力拡大係数を解析した。重合メッシュとは巨視メッシュと微視メッシュを重ね合わせて配置し、巨視解析と微視解析を同時に行うマルチスケール解析であり、本解析では、き裂先端に気孔、イナートなどの微視構造を考慮したローカルメッシュを配置し、巨視挙動と微視挙動の相関を考慮しつつ、応力拡大係数の評価を行った。本重合メッシュ解析が同時に開発を行っている均質化法<sup>10)</sup>とともに、数値解析を用いたコークス品質評価の新しい指標となることを示した。

平成13年4月23日受付 平成13年8月20日受理 (Received on Apr. 23, 2001; Accepted on Aug. 20, 2001)

\* 東北大学大学院生 (Graduate Student, Tohoku University, Aza-Aoba Aramaki Aoba-ku Sendai 980-8579)

\* 2 東北大学大学院工学研究科 (Graduate School of Engineering, Tohoku University)

\* 3 NKK総合材料技術研究所 (Materials & Processing Research Center, NKK Corp.)

## 2. 解析手法

### 2.1 重合メッシュ法の定式化<sup>18)</sup>

重合メッシュ法はFig. 1に示すように、2つの異なるメッシュを重ね合わせる。ローカルモデルの領域 $\Omega^L$ はグローバルモデルの領域 $\Omega^G$ に含まれている必要がある( $\Omega^L \subset \Omega^G$ )。ローカル領域とグローバル領域の境界を $\Gamma^{GL}$ とする。場の関数としての変位は(1)式のように、グローバルモデルにおける変位 $\mathbf{u}^G$ とローカルな変位 $\mathbf{u}^L$ の重ね合わせで表現する。ここで $\mathbf{u}$ の $\mathbf{u}^G$ と $\mathbf{u}^L$ への分割の一意性がなく解が定まらないため $\Gamma^{GL}$ では $\mathbf{u}^L = \mathbf{0}$ とする。以下、添え字G, Lのついた各量はグローバル領域、ローカル領域の変数であることを意味する。

$$\mathbf{u} = \begin{cases} \mathbf{u}^G & \text{on } \Omega^G \\ \mathbf{u}^G + \mathbf{0} & \text{on } \Gamma^{GL} \\ \mathbf{u}^L & \text{on } \Omega^L \end{cases} \quad (1)$$

これを、通常の有限要素法と同様に離散化を行う。それぞれ変位は、

$$\mathbf{u}^G = \mathbf{N}^G \bar{\mathbf{u}}^G \quad (2)$$

$$\mathbf{u}^L = \mathbf{N}^L \bar{\mathbf{u}}^L \quad (3)$$

$\mathbf{N}^G, \mathbf{N}^L, \bar{\mathbf{u}}^G, \bar{\mathbf{u}}^L$ はそれぞれグローバル、ローカルメッシュにおける形状関数マトリックス、節点変位を表す。歪は、

$$\mathbf{e} = \begin{cases} \mathbf{e}^G & \text{on } \Omega^G \\ \mathbf{e}^G + \mathbf{e}^L & \text{on } \Omega^L \end{cases} \quad (4)$$

となる。ただし、

$$\mathbf{e}^G = \mathbf{B}^G \bar{\mathbf{u}}^G \quad (5)$$

$$\mathbf{e}^L = \mathbf{B}^L \bar{\mathbf{u}}^L \quad (6)$$

これらの(4)から(6)式は領域 $\Omega^L$ における歪は、グローバルおよびローカルの歪の和であることを意味する。

これらを次式の仮想仕事の原理式に代入すると、

$$\int_{\Omega} (\delta \mathbf{e}^G + \delta \mathbf{e}^L)^T \mathbf{E} (\mathbf{e}^G + \mathbf{e}^L)^T d\Omega - \int_{\Omega} (\delta \mathbf{u}^G + \delta \mathbf{u}^L)^T \mathbf{b} d\Omega - \int_{\Gamma_t} (\delta \mathbf{u}^G + \delta \mathbf{u}^L)^T \mathbf{t} d\Gamma = 0 \quad (7)$$

解くべき方程式は以下のようになる。

$$\begin{bmatrix} \mathbf{K}^G & \mathbf{K}^{GL} \\ \mathbf{K}^{LG} & \mathbf{K}^L \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \bar{\mathbf{u}}^G \\ \bar{\mathbf{u}}^L \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \mathbf{f}^G \\ \mathbf{f}^L \end{bmatrix} \quad (8)$$

$\mathbf{K}$ は剛性マトリックス、 $\mathbf{f}$ は荷重ベクトルを示す。剛性マトリックスの各部分は、

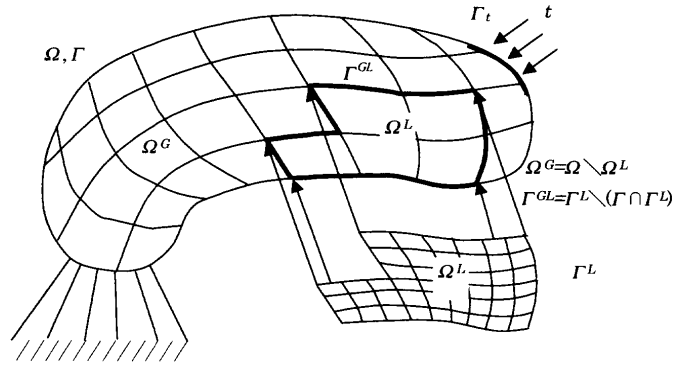


Fig. 1. Definition of the problem domain for global and local modeling.

$$\mathbf{K}^G = \int_{\Omega} (\mathbf{B}^G)^T \mathbf{E} \mathbf{B}^G d\Omega \quad (9)$$

$$\mathbf{K}^{GL} = \int_{\Omega^L} (\mathbf{B}^G)^T \mathbf{E} \mathbf{B}^L d\Omega \quad (10)$$

$$\mathbf{K}^{LG} = \int_{\Omega^L} (\mathbf{B}^L)^T \mathbf{E} \mathbf{B}^G d\Omega = (\mathbf{K}^{GL})^T \quad (11)$$

$$\mathbf{K}^L = \int_{\Omega^L} (\mathbf{B}^L)^T \mathbf{E} \mathbf{B}^L d\Omega \quad (12)$$

となる。ここでは $\mathbf{E}$ 弾性マトリックスを表している。なお、荷重ベクトルは次式で表される。

$$\mathbf{f}^G = \int_{\Omega} (\mathbf{N}^G)^T \mathbf{b} d\Omega + \int_{\Gamma_t} (\mathbf{N}^G)^T \mathbf{t} d\Gamma \quad (13)$$

$$\mathbf{f}^L = \int_{\Omega^L} (\mathbf{N}^G)^T \mathbf{b} d\Omega + \int_{\Gamma_t} (\mathbf{N}^L)^T \mathbf{t} d\Gamma \quad (14)$$

## 3. 解析例

コークスは、製造する条件つまりコークス炉の操業条件や原料の配合条件によりコークス生成時に加わる熱応力や気孔内圧力が異なるため、さまざまな気孔率、気孔形状を有している。また、気孔壁へのデポジットカーボン<sup>13)</sup>の影響によりコークス品質の向上が報告されている。さらに、イナータなどの介在物は使用する炭種により分布が大きく異なり、これらがコークスの品質に大きく影響すると考えられる。微視き裂による破壊が進み巨視き裂に成長した場合やコークス生成時より巨視き裂が存在する場合、応力は巨視き裂先端に集中し、破壊は微視き裂より巨視き裂に対して支配的になる。しかし、巨視き裂は単調に進展していくのではなく、微視構造の影響を受ける。そこで、気孔率、気孔形状、イナータおよびデポジットカーボンなどの微視構造が巨視き裂に及ぼす影響について、き裂先端での応力集中の指標である応力拡大係数を用い検討した。

### 3.1 解析対象

Fig. 2に示すような引張り応力 $\sigma$ を負荷した片側き裂を含む試験片を対象として、平面歪状態を仮定し解析を行っ

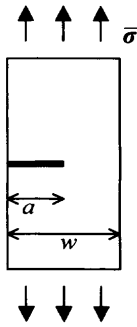


Fig. 2. Schematic diagram of side edge-cracked plane.

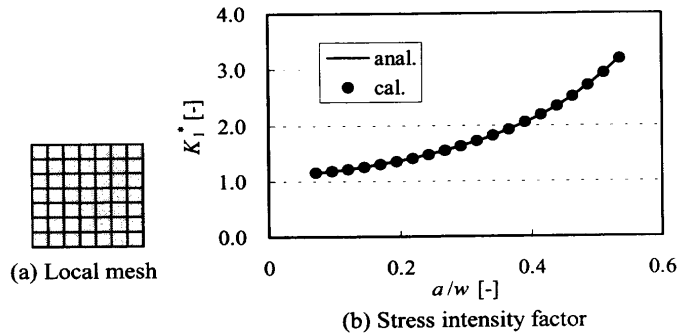


Fig. 4. Effect of crack length on stress intensity factor. (a) Local mesh, (b) Stress intensity factor

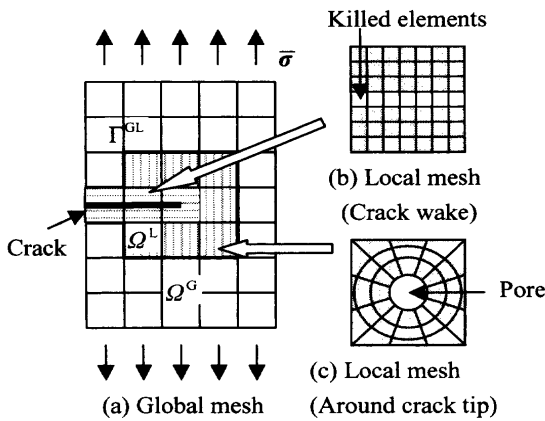


Fig. 3. Overlaying global and local mesh. (a) Global mesh, (b) Local mesh (crack wake), (c) Local mesh (around crack tip)

た。グローバルメッシュ(Fig. 3(a), 縦82×横42)に対して、き裂経路を対象としたローカルメッシュ(Fig. 3(b), 縦21×横21)と、き裂先端周囲にそれぞれの微視構造を対象としたローカルメッシュ(Fig. 3(c))を重ね合わせ配置した。なお、図中に示すように、グローバルメッシュ1要素ごとにローカルメッシュを配置した。

ここで、グローバルメッシュにおけるき裂経路は、村上による損傷パラメータ  $d^{19}$  を含む次式を用いて表現した。

$$E_d^G = (1-d)E^G \quad \text{at crack wake in global mesh} \quad \dots\dots\dots(15)$$

また、ローカルメッシュにおけるき裂経路は、Padovan<sup>15</sup> らによる Killed elements を用いて表現した。

$$E_k^L = 0 \quad \text{at crack wake in local mesh} \quad \dots\dots\dots(16)$$

また、き裂先端に特異要素<sup>20</sup>を含むテンプレート<sup>15,17</sup>から算出した応力拡大係数  $K_I$  を、次式のように無次元化した。

$$K_I^* = \frac{K_I}{\bar{\sigma}\sqrt{\pi a}} \quad \dots\dots\dots(17)$$

なお、本解析は上記のような無次元応力拡大係数で議論しており、異種材料が存在する微視構造を評価するにあた

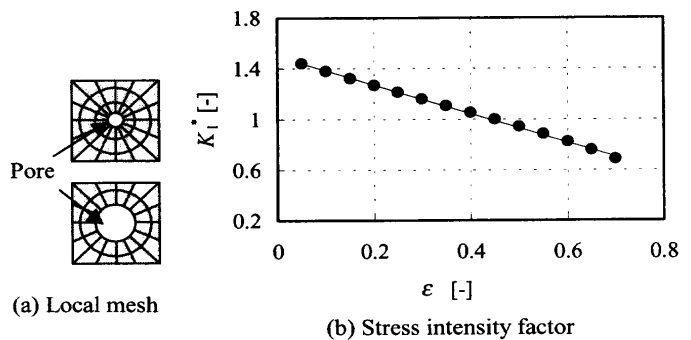


Fig. 5. Effect of porosity on stress intensity factor. ( $a/w=0.24$ ) (a) Local mesh, (b) Stress intensity factor

り、基質のヤング率との比 ( $E_i/E, E_c/E$ ) をパラメータとして用いた。

### 3.2 モデルの検証

解析に先立ち本モデルの妥当性を検証した。Fig. 2の片側き裂における引張りを対象とし、き裂先端に Fig. 4(a)に示すローカルメッシュ (縦21×横21) を配置した。Fig. 4(b)にき裂長さ  $a/w$  と応力拡大係数  $K_I^*$  の関係を示す。曲線およびプロットはそれぞれ解析解<sup>21</sup>と本モデルによる計算結果を示し、両者は良好に一致することを確認した。また、重合メッシュ解析では、試料幅と気孔やイナートなどの微視構造のスケール比が重要であるが、実際の塊コークスにおけるスケール比が解析結果に影響しないことを確認している。

### 3.3 気孔率が応力拡大係数に及ぼす影響

き裂先端に Fig. 5(a)のように中心に気孔があり、その気孔率  $\epsilon$  が異なるローカルメッシュ (縦21×横21×径11) を配置し応力拡大係数  $K_I^*$  の解析を行った。Fig. 5(b)が示すように、気孔率の増加とともに、応力拡大係数は減少する。これは気孔率が増加、つまり気孔径が増加するため気孔周囲での引張り応力が大きくなり、き裂先端近傍における応力集中を緩和するためである。応力拡大係数の減少によってき裂進展が抑制され、き裂先端で緩和された応力が各気孔壁に集中し、気孔からの破壊が起こりやすくなることを

意味する。なお、気孔率  $\epsilon$  と応力拡大係数  $K_I^*$  の間には次式で示すように負の傾きをもつ線形の関係が得られた。

$$K_I^* = B(1 - C\epsilon) \dots\dots\dots(18)$$

Fig. 6にき裂長さ  $a/w$  に対する、 $B, C$  の関係について示す。 $\epsilon=0$  の時の  $K_I^*$  である  $B$  は、Fig. 4と一致しておりき裂長さとともに大きくなるが、 $C$  はき裂長さに依存せず一定となり、今回の気孔形状が円の場合、 $C \approx 0.75$  が得られた。なお、解析対象であるコークスは脆性材料であり、塑性領域がリガメントの長さ（試料幅からき裂長さを引いた長さ）に比べ十分小さいと仮定している。

3.4 気孔形状が応力拡大係数に及ぼす影響

き裂先端に Fig. 7(a) のように中心に扁平率  $y/x=0.5$ 、気孔率  $\epsilon=0.098$  の楕円気孔を含むローカルメッシュ（縦21×横21×径11）を配置し、き裂に対して異なる気孔方向  $\theta$  で応力拡大係数  $K_I^*$  の解析を行った。Fig. 7(b) に示すように、楕円気孔がき裂に対して垂直に配置された場合、き裂がより大きく垂直方向に引張られる配置となるため、より応力が集中すると考えられる。

Fig. 8に異なる楕円気孔の扁平率  $y/x$  で、気孔率  $\epsilon$  と応力拡大係数  $K_I^*$  の関係を、それぞれ気孔方向(a)  $\theta=90$ 、(b)  $\theta=0$  deg. の場合について示す。すべての条件において(18)式で示すように負の傾きをもつ線形の関係をえた。 $\theta=90$  deg. の場合、扁平率  $x/y$  が小さいほど傾き  $C$  は大きくなり、より針状気孔となるほど気孔率依存度が大きく、曲率半径のより小さい気孔先端で応力集中を引き起こすため、き裂

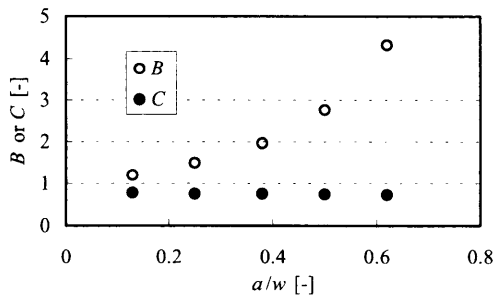


Fig. 6. Effect of crack length on B or C.

先端での応力を緩和することを示している。Fig. 9にそれぞれの楕円気孔の扁平率  $y/x$  に対して(18)式から得られる  $C$  をプロットした。このとき  $C$  は Fig. 6と同様にき裂長さ  $a/w$  に依存しないことを確認したことから、特定の扁平率、気孔方向に対して  $C$  を得ることになり、Kimuraら<sup>22)</sup>の多孔黒鉛の針状気孔に対する実験結果  $C=1.9$  と比較しても妥当であるといえる。よって、この  $C$  が品質評価の指標となる可能性を示唆している。

3.5 気孔数密度が応力拡大係数に及ぼす影響

き裂先端に Fig. 10(a) のような気孔率が一定 ( $\epsilon=0.20$ ) で1セルあたりの気孔数密度 ( $n$ ) の異なるローカルメッシュを配置し応力拡大係数  $K_I^*$  の解析を行った。Fig. 10(b) が示すように、気孔が等間隔に配置され気孔率が一定ならば、気孔数密度に対して応力拡大係数の影響は少ないことがわかる。

3.6 イナートの面積が応力拡大係数に及ぼす影響

き裂先端に Fig. 11(a) のような中心にイナートを想定したヤング率 ( $E_i$ ) の領域を、その外側に基質を想定したヤング率 ( $E$ ) の領域を含むローカルメッシュ（縦21×横21×径11）を配置し、異なるイナート面積率  $\eta_i$  で応力拡大係数  $K_I^*$  の解析を行った。Fig. 11(b) に示すように、基質とのヤング率比  $E_i/E=10$  の場合、イナート面積率が上昇するとヤング率の大きい物質があるため、き裂に対し垂直方向へより強く引張られ応力が集中すると考えられる。なお、Fig. 5(b)に

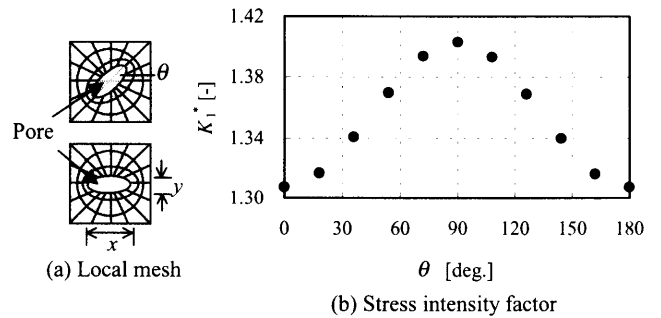


Fig. 7. Effect of the direction of ellipse pore on stress intensity factor. ( $a/w=0.24$ ) (a) Local mesh, (b) Stress intensity factor

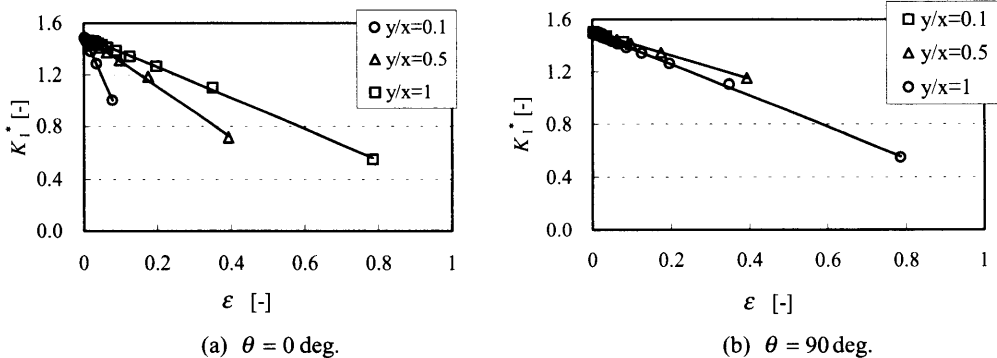


Fig. 8. Effect of porosity of ellipse pore on stress intensity factor. ( $a/w=0.24$ ) (a)  $\theta=0$  deg., (b)  $\theta=90$  deg.

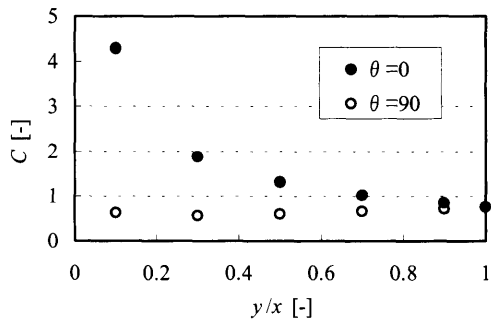


Fig. 9. Relation between  $C$  and oblateness of ellipse pore.

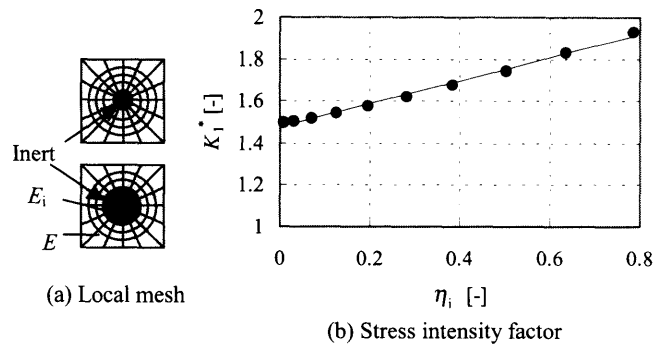


Fig. 11. Effect of inert ratio on stress intensity factor. ( $a/w=0.24, E_i/E=10$ ) (a) Local mesh, (b) Stress intensity factor

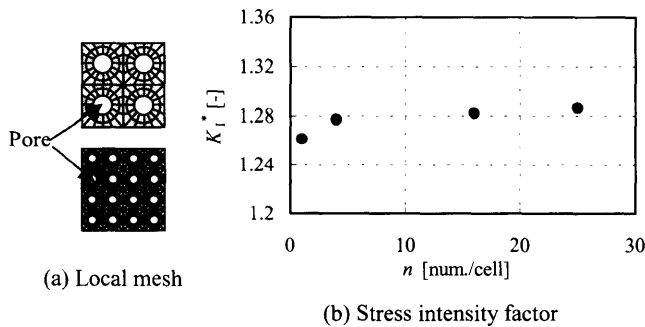


Fig. 10. Effect of pore number density on stress intensity factor. ( $a/w=0.24, \epsilon=0.20$ ) (a) Local mesh, (b) Stress intensity factor

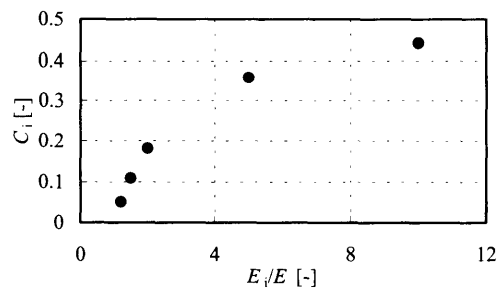


Fig. 12. Relation between  $C_i$  and  $E_i/E$ .

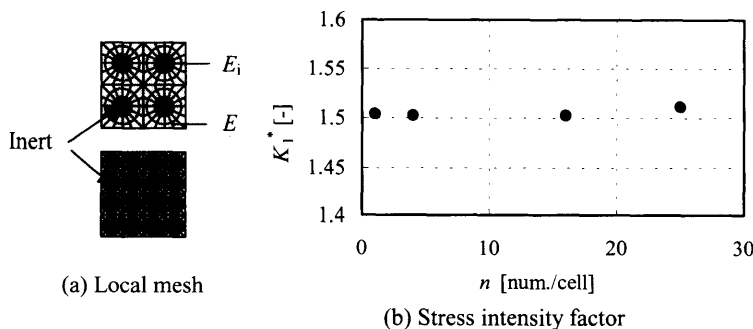


Fig. 13. Effect of inert number density on stress intensity factor. ( $a/w=0.24, \eta_i=0.20, E_i/E=10$ ) (a) Local mesh, (b) Stress intensity factor

おける気孔率の影響の場合とは逆に、イナー特面積率  $\eta_i$  と応力拡大係数  $K_I^*$  の関係は次式で示すように正の傾きをもつ線形の関係が得られた。

$$K_I^* = B_i(1 + C_i \eta_i) \dots\dots\dots (19)$$

ここで  $C_i$  は気孔率の場合と同様にき裂長さ  $a/w$  に依存せず、 $B_i$  は  $\eta_i=0$  での解析解(Fig. 4)と一致することを確認し、Fig.12に基質とのヤング率比  $E_i/E$  に対して  $C_i$  をそれぞれプロットした。本結果は特定のイナー特と基質のヤング率比に対して  $C_i$  が得られることを示しており、この  $C_i$  が品質評価の指標となる可能性が考えられる。しかし、イナー特存在下では、イナー特と基質の線収縮率、ヤング率の相違による界面剥離、石炭乾留時における接着強度の影響も重

要であり、実験による測定が必要と考えている。

### 3.7 イナー特数密度が応力拡大係数に及ぼす影響

き裂先端に Fig.13(a)のようなイナー特面積率が一定 ( $\eta_i=0.20$ ) でイナー特数密度の異なるローカルメッシュを配置し応力拡大係数  $K_I^*$  の解析を行った。Fig.13(b)が示すように、イナー特が等間隔に配置されイナー特面積率が一定ならば、イナー特数密度に対して応力拡大係数の影響は少ないことがわかる。しかし、イナー特数密度つまりイナー特間距離は、石炭軟化熔融過程の流動性と関連しコークス組織に影響を及ぼすことが考えられ、さらなる検討が必要である。

### 3.8 デポジットカーボンが応力拡大係数に及ぼす影響

き裂先端に Fig.14(a)のように中心に気孔がありその周囲

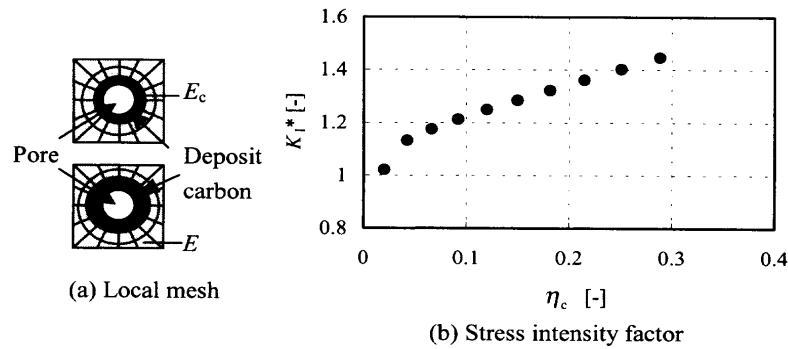


Fig. 14. Effect of deposit carbon ratio on stress intensity factor. ( $a/w=0.24, \epsilon=0.40, E_c/E=10$ ) (a) Local mesh, (b) Stress intensity factor

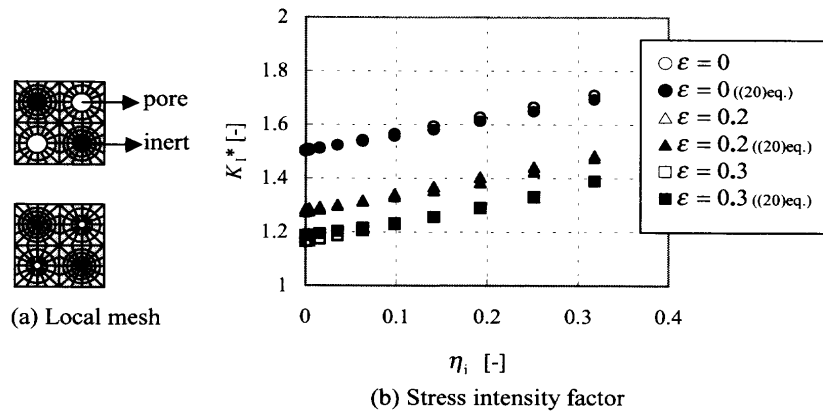


Fig. 15. Effect of both porosity and inert ratio on stress intensity factor. ( $a/w=0.24, E_i/E=10$ ) (a) Local mesh, (b) Stress intensity factor

にデポジットカーボンを想定したヤング率( $E_c$ )の領域を、さらにその外側に基質を想定したヤング率( $E$ )の領域を含むローカルメッシュ（縦21×横21×径11）を配置し、異なるデポジットカーボン面積率  $\eta_c$  で応力拡大係数  $K_I^*$  の解析を行った。Fig.14(b)に示すように、気孔率  $\epsilon=0.40$ 、基質とデポジットカーボンのヤング率比  $E_c/E=10$  の場合、デポジットカーボン面積率が上昇するとヤング率の大きい物質が付着しているため、き裂に対し垂直方向により強く引張られ応力が集中すると考えられる。デポジットカーボン面積率が小さいとき、気孔の影響が大きく曲線であるが、大きくなるほど気孔の影響が少なくなり、イナータの場合と同様に正の傾きをもつ線形の関係が得られる。また、デポジットカーボンが付着した場合、気孔率の減少や気孔形状のスムージングなどの効果もあるが、Fig. 5, 8で示したように、これらはいずれもき裂近傍での応力集中を引き起こすと考えられる。

3.9 気孔とイナータ両方が応力拡大係数に及ぼす影響

き裂先端にFig.15(a)のような気孔を想定したメッシュとイナータを想定したメッシュ( $E_i/E=10$ )を両方含むローカルメッシュを配置し、異なるイナータ面積率  $\eta_i$  で気孔率  $\epsilon=0, 0.2, 0.3$  のときの応力拡大係数  $K_I^*$  の解析を行った。

Fig.15(b)にそれぞれのメッシュを配置した場合の解および(18), (19)式から得られたパラメータ  $B(B_i), C, C_i$  を含む次式からの値を示す。

$$K_I^* = B(1 - C\epsilon + C_i\eta_i) \dots\dots\dots(20)$$

両者は良好に一致し、気孔とイナータが混在した場合でも(20)式で品質評価ができる可能性があることを示している。

今後さらに本解析によるコークス品質評価を検証するために、本解析のようなコークス微視構造を簡略化したメッシュではなく、直接コークス顕微鏡画像からの微視構造を考慮した解析が必要である。

4. 結言

重合メッシュ法を用いて、気孔、イナータデポジットカーボンなどの微視構造がき裂に及ぼす影響を応力拡大係数から評価した。得られた知見を以下に示す。

- (1) 気孔率、気孔形状が応力拡大係数に及ぼす影響を検討し、気孔率と応力拡大係数の関係は(18)式で表され、得られた  $C$  は気孔形状によって決定され、品質評価の指標

となる可能性を示した。

(2) イナートが応力拡大係数に及ぼす影響を検討し、イナートの面積率と応力拡大係数の関係は(19)式で表され、得られた $C_i$ はイナートと基質のヤング率比によって決定され、品質評価の指標となる可能性を示した。

(3) 気孔率およびイナートの数密度が応力拡大係数に及ぼす影響を検討し、それぞれの数密度の依存性は少ないことを示した。

(4) デポジットカーボンが応力拡大係数に及ぼす影響を検討し、デポジットカーボンの付着によりき裂での応力集中を促進することを示した。

(5) 気孔およびイナートが混在した場合においても、応力拡大係数を評価するとき、(18)、(19)式を考慮した(20)式を用いることが有効である。

最後に、日本鉄鋼協会生産技術部門「石炭粒子の粘結機構解析研究会」の助成を受けました。ここに記し篤く御礼申し上げます。

## 記号

- $\mathbf{0}$  : 零ベクトル [-]
- $a$  : き裂長さ [m]
- $\mathbf{B}$  : 歪マトリックス [-]
- $B$  :  $\varepsilon=0$ における無次元応力拡大係数 [-]
- $B_i$  :  $\eta_i=0$ における無次元応力拡大係数 [-]
- $\mathbf{b}$  : 体積力ベクトル
- $C$  : 無次元応力拡大係数の気孔率依存度 [-]
- $C_i$  : 無次元応力拡大係数のイナート面積率依存度 [-]
- $\mathbf{e}$  : 歪ベクトル [-]
- $d$  : 損傷パラメータ [-]
- $\mathbf{E}$  : 弾性係数マトリックス [-]
- $E$  : Young率 [Pa]
- $K_f^*$  : 無次元応力拡大係数 [-]
- $\mathbf{K}$  : 剛性マトリックス
- $K_l$  : 応力拡大係数 [ $\text{Pa} \cdot \text{m}^{1/2}$ ]
- $\mathbf{N}$  : 形状関数マトリックス
- $n$  : 数密度 [-]
- $\mathbf{t}$  : 表面力ベクトル
- $\mathbf{u}$  : 変位ベクトル [m]
- $\bar{\mathbf{u}}$  : 節点変位ベクトル [m]
- $w$  : 試料幅 [m]
- $x$  : 楕円水平方向長さ [m]
- $y$  : 楕円垂直方向長さ [m]

ギリシャ文字

- $\varepsilon$  : 気孔率 [-]

- $\Gamma$  : 境界
- $\eta$  : イナート, デポジットカーボン面積率 [-]
- $\nu$  : Poisson比 [-]
- $\theta$  : 楕円気孔方向 [deg.]
- $\sigma$  : 引張応力 [Pa]
- $\Omega$  : 領域

添字

- $c$  : デポジットカーボン
- $d$  : 損傷要素
- $G$  : 重合メッシュ法における巨視領域変数
- $i$  : イナート
- $k$  : 断絶要素
- $L$  : 重合メッシュ法における微視領域変数
- $T$  : 転置マトリックス

## 文 献

- 1) T.Miura, J.Fukai and S.Ohtani: *Tetsu-to-Hagané*, **70** (1984), 336.
- 2) H.Aoki, H.Saito and T.Miura: *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **19** (1993), 647.
- 3) H.Aoki, A.Ueno and T.Miura: *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **20** (1994), 89.
- 4) A.Ueda, H.Aoki, A.Ueno and T.Miura: *J. Jpn. Inst. Energy*, **74** (1995), 154.
- 5) H.Aoki, H.Saito and T.Miura: *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **21** (1995), 341.
- 6) H.Aoki, K.Goto, M.Ueki, T.Miura, K.Fukuda and S.Itagaki: *Tetsu-to-Hagané*, **82** (1996), 404.
- 7) M.Nishizawa, T.Morito, M.Matsumura, H.Aoki and T.Miura: *Kagaku Kogaku Ronbunshu*, **22** (1996), 898.
- 8) K.Goto, A.Inomata, H.Aoki and T.Miura: *J. Jpn. Inst. Energy*, **76** (1997), 125.
- 9) A.Suzuki, M.Ueki, H.Aoki, T.Miura, K.Kato and K.Fukuda: *Tetsu-to-Hagané*, **84** (1998), 321.
- 10) M.Soejima, Y.Asakuma, T.Mori, T.Yamamoto, H.Aoki, T.Miura, S.Tanioka and S.Itagaki: *Tetsu-to-Hagané*, **87** (2001), 245.
- 11) K.Ymaguchi and T.Uno: *Tetsu-to-Hagané*, **86** (2000), 11.
- 12) M.Nishimura, H.Matsudaira, T.Yokoyama and S.Asada: *CAMP-ISIJ*, **11** (1998), 709.
- 13) K.Uebo, K.Inoue and K.Nishioka: *CAMP-ISIJ*, **11** (1998), 709.
- 14) J.Fish and A.Nath: *Int. J. Numer. Meth. Eng.*, **36** (1993), 2825.
- 15) J.Padovan and Y.H.Guo: *Eng. Fract. Mech.*, **48** (1994), 405.
- 16) Y.H.Guo and J.Padovan: *Eng. Fract. Mech.*, **48** (1994), 427.
- 17) J.Padovan and G.Tnajore: *Eng. Fract. Mech.*, **60** (1998), 457.
- 18) N.Takano, M.Zako and M.Ishizaki: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng. (A)*, **66** (2000), 14.
- 19) S.Murakami: *J. Appl. Mech.*, **55** (1988), 280.
- 20) J.H.Kuang and L.S.Chen: *Eng. Fract. Mech.*, **46** (1993), 736.
- 21) 白鳥正樹: 数値破壊力学, 実教出版, 東京, (1980).
- 22) S.Kimura, M.Ishizaki, K.Yasuda and Y.Matsuo: *Tanso*, **148** (1991), 134.