

フラクチャープロセスゾーン問題と
コンクリート・岩石・セラミックスに対する
破壊力学の体系化

FRACTURE PROCESS ZONE PROBLEM AND FRACTURE MECHANICS SYSTEM FOR CONCRETE, ROCK, AND CERAMICS

堀 井 秀 之

By Hideyuki HORII

The fracture process zone is a region ahead of a traction-free crack, in which two different mechanisms, microcracking and bridging, play important roles. To describe fracture phenomena in concrete, rock, and ceramics, a system of fracture mechanics which, for example, consists of mechanical model, mechanical parameter, material parameter, and fracture criterion is necessary. For the establishment of the system, the development of the mechanical model of fracture process zone is most important. In this paper, a simple model which includes the governing mechanism is proposed, and a possibility of practical fracture mechanics system is discussed.

1. はじめに

破壊力学とはクラックを有する物体の力学であり、クラックの発生・進展等に起因する破壊挙動を記述することをその目的とする。クラックを有する線形弾性体を対象とした線形破壊力学は、金属材料における脆性破壊、疲労破壊に対して有効であり、それらの現象の予測・防止において大きな役割を果たしている。破壊力学における現在の研究の方向としては、延性金属材料における延性破壊、動的な破壊、コンクリート・岩石・セラミックス・複合材料等の非金属材料における破壊などの現象に対して破壊力学を適用すること、すなわち、新たな材料・現象を対象を広げ、新しい破壊力学の体系化が試みられている。

近年、破壊力学をコンクリート・岩石・セラミックス等の脆性材料に応用する研究が精力的に進められている。測定される破壊靱性は試験方法や供試体の寸法に依存し、これらの材料に対して線形破壊力学を直接適用することはできない¹⁻⁴⁾。破壊現象を複雑にしている要因の一つは、クラック先端におけるフラクチャープロセスゾーンの存在であると考えられている。フラクチャープロセスゾーンとはコンクリート・岩石・セラミックス等の脆性材料においてクラック先端部に存在する領域である。材料によってフラクチャープロセスゾーン内で卓越する微視的メカニズムは異なるが、共通点も多い。以下にコンクリートを念頭に説明する。フラクチャープロセスゾーンの内部は最大応力後の軟化状態にあり、その各点はそれぞれ一軸引張試験で得られる引張軟化曲線のある点で表される状態と対応しているものと考えられる。生じているメカニズムはマイクロクラックの発生・成長と、骨材などによる巨視的クラック面での応力伝達（ブリッジング）である。クラック先端のフラクチャープロセスゾーンの模式図を図1に示す。

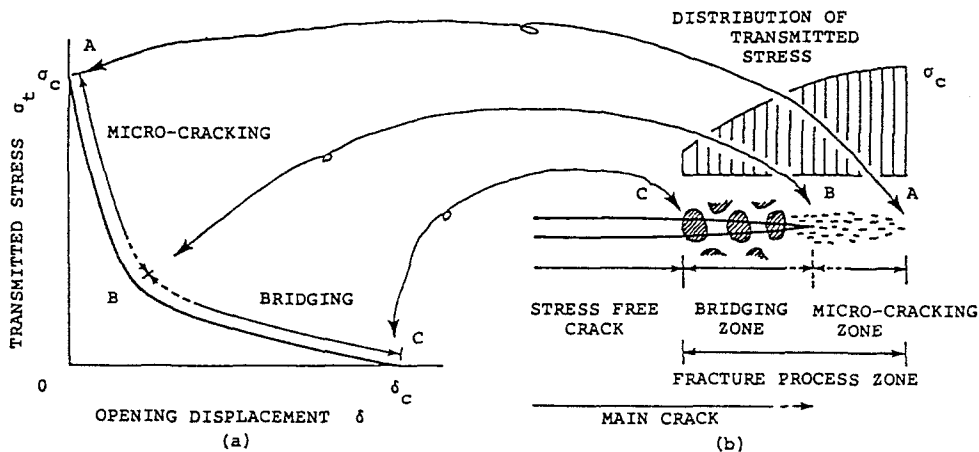


Fig. 1. (a) The tension-softening curve and (b) the fracture process zone

引張破壊開始後、初期の段階で卓越しているのはマイクロクラックの発生・成長であろう。開口変位が大きくなり伝達応力が小さくなるに従い、主要なメカニズムはブリッジングに移行する。この遷移がプロセスゾーンの先端から順に起こっているものと考えられる。前者の卓越している領域をマイクロクラッキングゾーンと呼び、後者の卓越している領域をブリッジングゾーンと呼ぶ。両者を合わせたものがフラクチャープロセスゾーンである。フラクチャープロセスゾーンの存在・寸法について多少の混乱がみられるが、これはその定義が曖昧であったことによる。注意すべきことは目に見える巨視的なクラックも骨材や繊維補強材によって応力の伝達されている部分はフラクチャープロセスゾーンに含まれることである。このように定義すればフラクチャープロセスゾーンの寸法がかなり大きいことが理解されよう。

一般に破壊力学の目的とは、クラック（またはもっと広く不連続面）の発生と成長に支配される現象＝破壊現象を記述することである。破壊力学をコンクリート・岩石・セラミックスに適用する試みの中心的課題はプロセスゾーンを力学モデルで表し、そのモデルを用いて複雑な破壊現象を記述することにある。現象の記述と言ったとき、記述という言葉で表わされる内容は幅広く、具体的な目的によってその内容は異なる。破壊力学を適用する場合、理学的興味として変形・破壊のメカニズムの解明、現象の理解・説明、支配要因の把握等に関心のあることもあろうし、工学的興味として工学的問題の解決、設計への応用（例えば限界荷重の実用的予測）等に関心のあることもある。前者の場合、マイクロメカニクスのアプローチ、あるいは微視的アプローチが必要となることが多く、後者の場合は巨視的アプローチに基づくこととなろう。

フラクチャープロセスゾーンに関しても理学的関心と工学的関心が存在する。前者は、例えばフラクチャープロセスゾーンのなかで何が起きているのか？、破壊の進行を支配しているメカニズムは何か？、といったことを明らかにすることである。後者の例として、設計への応用を念頭において、実用的に材料パラメータを測定し、その値に基づき任意の供試体、構造物における、破壊に支配された限界荷重を予測するための力学体系を構築することが挙げられる。

前者の場合、アプローチの方法としては実験観察により生じている微視的現象を把握し、その結果に基づきフラクチャープロセスゾーンの力学モデルを開発することが中心となる。コンクリート・岩石・セラミックスに対する工学的破壊力学体系を構築するためには、そのような研究の成果を踏まえて、フラクチャープロセスゾーンの実用的な力学モデルを開発することが必要となる。

2. 微視的観察と引張軟化曲線

フラクチャープロセスゾーン問題に関して基本的なことは、その内でどのような微視的現象が進行しているのかを実験観察によって明らかにすることである。セラミックスにおいては、例えば Al_2O_3 母相中のジルコニア (ZrO_2) 粒子が主クラック先端の応力集中により正方晶→単斜晶変態を起こし、それに伴う体積膨張によって破壊靱性が高まることが知られている (transformation toughening)。また焼結後の冷却中にジルコニア粒子が相変態し体積膨張を起こした場合、母相に引張残留応力を生じ、主クラック先端の応力集中によってマイクロクラックが発生する。このマイクロクラックの発生も破壊靱性増加のメカニズムである (microcrack toughening)。このようなセラミックスにおける微視的現象は電子顕微鏡により直接観察されている (図 2 参照) ⁴⁻⁸⁾。著者の知る限りフラクチャープロセスゾーンという用語をこの分野に用いたのは文献 7) が最初である。

コンクリートにおいても電子顕微鏡を用いる試み⁹⁾もあるが、応力の増加によって生じた現象の特定は容易ではない。フラクチャープロセスゾーン内で進行している微視的現象を把握する手段として A E 法が有効であると考えられている (図 3 参照) ¹⁰⁾。最近では A E ソースの位置だけでなく、波形解析よりモーメントテンソルの成分を求める試みがなされている。マイクロクラッキングゾーンではモード I、ブリッジングゾーンではモード II の変位のくいちがいが生じているという報告もある¹¹⁾。また、干渉法を用いて供試体表面の変位を測定する研究も数多い (図 4 参照) ¹²⁻¹⁴⁾。

岩石においても、A E カウント数、透水係数の変化、X 線、光学顕微鏡による観察等に基づき、マイクロクラッキングゾーンの存在が古くから報告されている¹⁵⁾。近年、A E 法・超音波探傷法によるより精度の高い観察が試みられている¹⁶⁾。

例えばコンクリートの一軸引張試験において剛性の高い試験機を用いて制御方法を工夫することにより、ピーク荷重後の応答を得ることができる (図 5 参照)。弾性成分を除き、開口変位 (非弾性変位) と平均応力の関係をプロットしたものを引張軟化曲線 (tension-softening curve, softening diagram) と呼ぶ (図 6 参照)。(ひずみ軟化曲線と呼ばれることもあるが、横軸がひずみではないので誤解を避けるため、ここではこのように呼ぶ。) 図 1 に示したようにクラック先端で生じている現象は引張軟化曲線の各点に対応していると考えられる。後に述べる Dugdale-Barenblatt 型モデルの利用を考えれば、引張軟化曲線が材料の破壊に対する特性を表わしていると考えられる。マイクロクラッキングに対してブリッジングが卓越している場合にはこの考えは妥当であると思われる。この引張軟化曲線を求めるための研究がされているが、

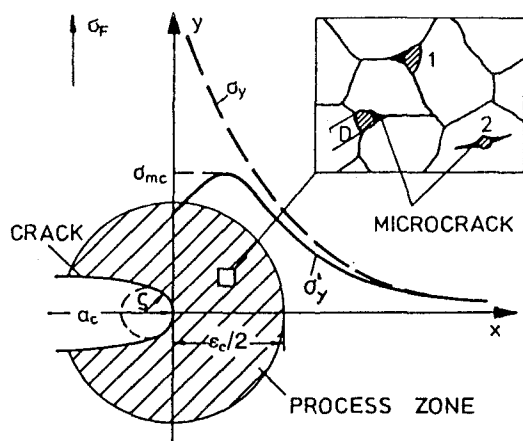


Fig. 2. Intergranular (1) and granular (2) microcracks formed at inclusions (Ref. 7)

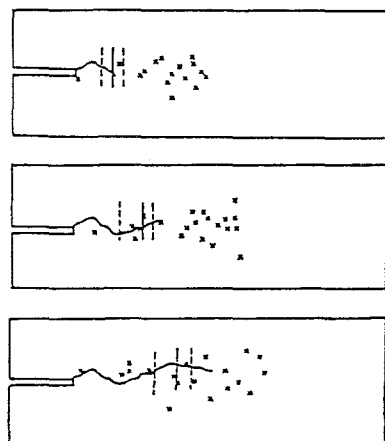


Fig. 3. Acoustic emission sources and observed macrocrack (Ref. 10)

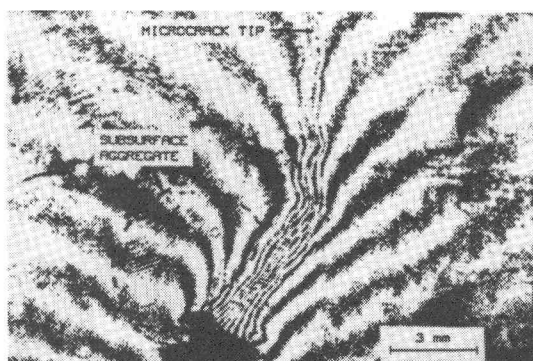


Fig. 4. Moiré interferometric pattern at crack tip of concrete 3-point bend specimen (Ref. 13)

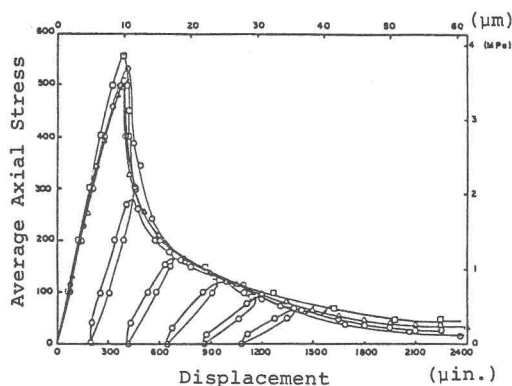


Fig. 5. Tensile stress - displacement curves of concrete (Ref. 17)

一軸引張試験により直接この曲線を得るのは容易ではなく、いろいろな工夫が必要である^{17,18)}。得られる結果は平均量であり、破壊面では破壊の進行は均一ではない。引張軟化曲線の概念自体が平均量に対する材料特性のモデルであることを考えた上で実験結果を理解することが必要であろう。一軸引張試験以外にJ積分を用いる方法^{19,20)}、表面変位をレーザー干渉法で測定し、開口変位の分布から引張軟化曲線を求める方法¹¹⁾が提案されている。

引張軟化特性は材料の破壊に関する性質を規定しているが、その特性は材料の微視的構造に大きく依存している。その関係を明らかにすることによって、例えば水セメント比が破壊現象にどの様に影響する

かということが説明されると考えられる。微視的構造の破壊特性に対する影響を調べる研究²¹⁾の他、微視構造に着目して引張軟化特性を予測するモデルの開発²²⁾も行われている。

引張軟化曲線を得るのは容易ではなく、標準試験法にはなりにくい。このためコンクリートでは破壊エネルギー G_f を求める試験法が提案されている²³⁾。破壊エネルギーとは、安定破壊を進行させた場合の荷重変位曲線の下側の面積を破壊面積で除したものであり、単位面積あたりの破壊に要するエネルギーと解釈されている。しかし、測定される G_f が供試体の寸法・形状に依存するという問題点がある他、供試体の限界荷重予測において G_f が支配的パラメータかどうか等の議論もある。破壊エネルギーと引張強度の値から引張軟化曲線を推定する試み、試験法の改良、新たな試験法の開発²⁴⁾等に関する研究が行われている。

3. 各種のフラクチャープロセスゾーンモデル

前に述べたようにコンクリート・岩石・セラミックスの破壊現象を記述するためにはフラクチャープロセスゾーンの力学モデルが必要である。現象記述の目的により用いるべき力学モデルは異なる。プロセスゾーンモデルに関する研究はこれまで数多く発表されているが、提案されているモデルはいくつかに分類することが可能である。以下に代表的なものを取り上げ、解説する。

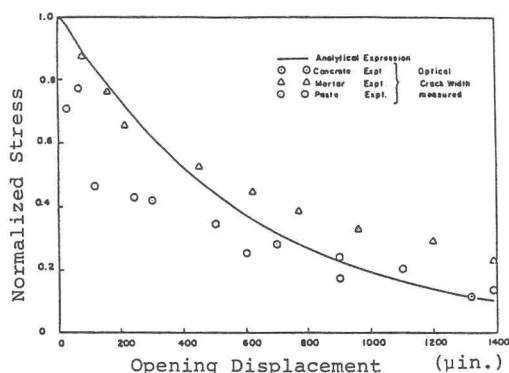


Fig. 6. Tension-softening curves for concrete, mortar, and paste (Ref. 17)

1) 主クラック-マイクロクラック相互作用モデル

セラミックスにおいてはマイクロクラッキングが主要なメカニズムであり、マイクロクラッキングゾーンの形・寸法、およびマイクロクラッキングによる破壊耐力の増加を予測することが一つの課題である。そこで図7に示すように主クラックとマイクロクラックの問題を解き、その相互作用を調べる研究がなされている²⁵⁻²⁸⁾。例えばマイクロクラック間の相互干渉を無視し、主クラック先端近傍に1つのマイクロクラックが存在する問題(図8)を解けば主クラックとマイクロクラックにおける応力拡大係数が求まる²⁸⁾。図9、10はマイクロクラックがいろいろな位置にある場合のマイクロクラック、及び主クラックにおける応力拡大係数を示したものである。マイクロクラック発生の基準、その寸法・密度に関する仮定、主クラック進展の基準を導入することにより、図9等の結果からマイクロクラッキングゾーンの形・寸法を、そして図10等の結果から破壊耐力の増加を予測することができる。また、複数のマイクロクラックを有する問題を解くことによりマイクロクラック間の相互干渉の影響を評価することもなされている²⁸⁾。



Fig. 7. Main crack-microcracks interaction model

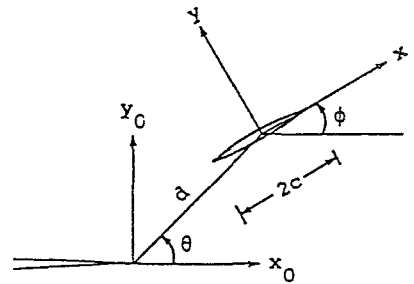


Fig. 8. A microcrack near the tip of a semi-infinite crack

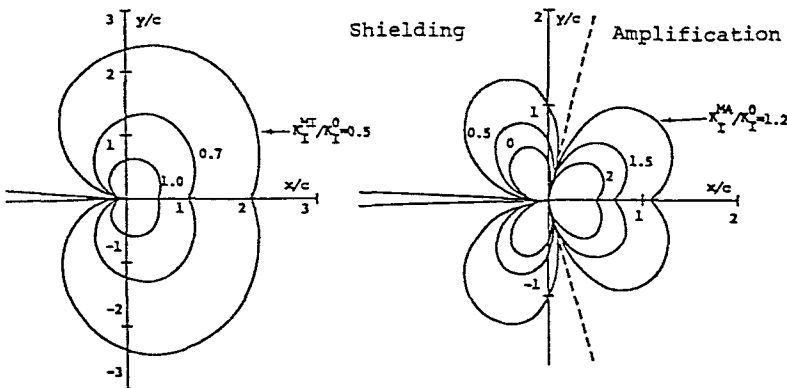


Fig. 9. Stress intensity factor of the microcrack at arbitrary location

Fig. 10. Stress intensity factor of the macrocrack for the arbitrary location of the microcrack

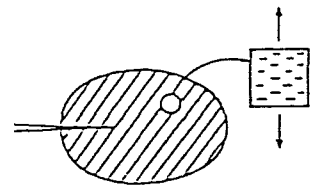


Fig. 11. Continuum damage model

2) 損傷材料モデル

マイクロクラックの存在により材料の巨視的弾性定数は減少することが知られている。損傷材料モデルでは図11に示すようにフラクチャープロセスゾーンを連続体として扱い、プロセスゾーン内の材料の弾性定数がマイクロクラックの密度等によって変化するものとしている。このモデルでは、まず多数のマイクロクラックを有する材料の弾性定数を求めることが必要となる^{29, 30)}。次にその結果を用いてプロセスゾーンの問題を解くことになる³¹⁻³³⁾。例えば Ortiz³²⁾は現象論的損傷材料のモデルとして図12のような材料挙動を考え、さらに最大引張応力方向の剛性が低下するという Damage則により異方性を取り入れた構成則に基づき、

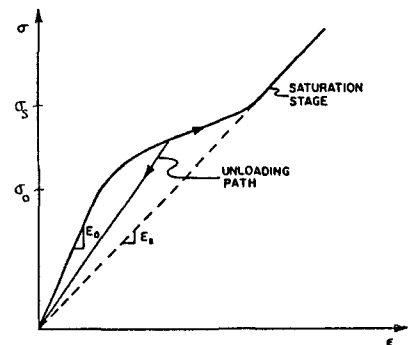


Fig. 12. Uniaxial tension stress-strain curve

図 13 におけるマイクロクラッキングによる応力拡大係数の低減 (図 14) を解析的に求めている。図 15 は図 12 の関係に基づいた等方性の構成則を用いて有限要素法によりフラクチャープロセスゾーンと主クラックの成長の様子を予測した例³³⁾である。

3) Dugdale-Barenblatt型モデル

破壊力学では古くからクラック先端の非線形域 (塑性域など) を表す力学的モデルとして Dugdale-Barenblatt 型モデルが用いられている。このモデルではクラック先端の非線形域、すなわち Dugdale モデルでは塑性域、Barenblatt モデルでは分子間相互作用域を図 16 のようにクラックを延長して表している。非線形域の部分は無応力の状態ではなく、伝達応力が作用している。非線形域での材料の挙動は図 17 のように伝達応力と開口変位の関係によって表現される。この関係を非線形域上で満足し、さらに非線形域先端で応力が有限であるという条件を満たす解として、与えられた荷重に対する非線形域の長さや伝達応力の分布などが求まる。

コンクリートの破壊におけるフラクチャープロセスゾーンに対してもこのモデルは有効であると考えられており、このモデルに基づく研究は数多い³⁴⁻³⁸⁾。フラクチャープロセスゾーンにおける材料の挙動を表わす伝達応力と開口変位の関係としては、前に述べた引張軟化曲線が用いられる。このモデルは Fictitious Crack Model として Hillerborg³⁴⁾ によって最初に提案されている。このモデルで表わされる実際のもはマイクロクラッキングゾーンとブリッジングゾーンの両者であり、ブリッジングゾーンでは巨視的クラック (Fictitious ではない) が既に生じているという点には注意を要する。

以上に述べたモデルのほかにもさまざまなモデルが提案されている。使用目的に応じて力学モデルを構築することが重要であるが、その力学モデルは実験観察より得られた微視的考察に基づくものでなくてはならない。

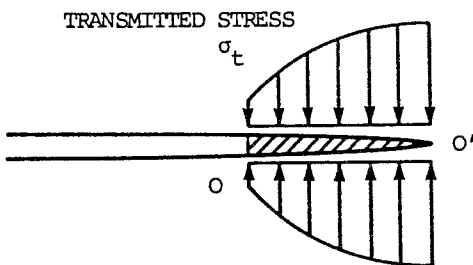
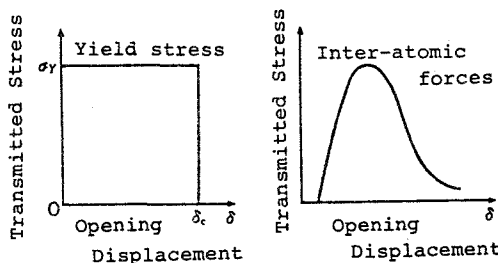


Fig. 16. Dugdale-Barenblatt-type model



(a) Dugdale Model (b) Barenblatt Model
Fig. 17. Relationship between transmitted stress and opening displacement

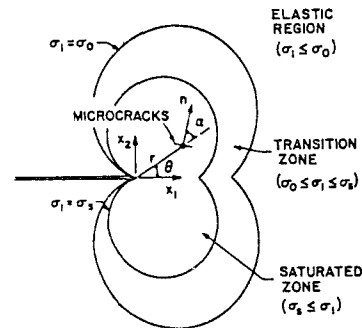


Fig. 13. Fracture process zone at the tip of a stationary crack (Ref. 32)

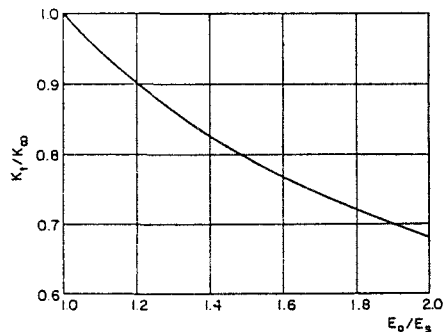


Fig. 14. Near-tip stress intensity factor with elastic degradation (Ref. 32)

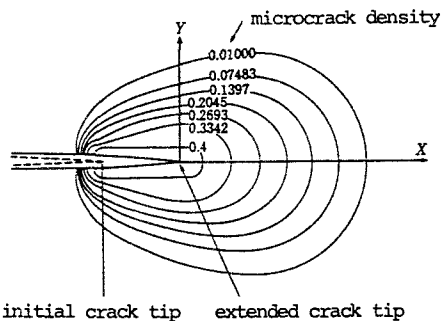


Fig. 15. Growth of fracture process zone and main crack (Ref. 33)

4. フラクチャープロセスゾーンの力学モデルと破壊力学体系

コンクリート・岩石・セラミックスの破壊現象に関する工学的興味の1つは、任意の構造物や供試体に対する限界荷重を予測することにある。表1に示すように、様々な力学体系をながめてみれば、一般に力学モデル・力学パラメータ・材料パラメータ・クライテリアを組み合わせることにより限界荷重（構造物の耐荷力、脆性破壊を起こす荷重）を求めている。ここで力学体系と呼ぶのは、構成要素である力学モデル・力学パラメータ・材料パラメータ・クライテリアが、限界荷重の予測においてそれぞれの役割を果たしており、それらを合わせることで限界荷重が予測できるからである。

力学体系の構築にあたっては力学モデル（例えば梁理論）の選択が最も重要であり、力学モデルを選択すれば必然的に力学パラメータが定まる。例えば、線形破壊力学では物体はクラックを有する線形弾性体としてモデル化される。その帰結として応力拡大係数が力学パラメータとして用いられることとなる。力学モデルは破壊靱性試験において材料パラメータを測定する場合と、問題となる構造物の限界荷重を求める場合とに用いられる。材料パラメータを材料に対して一意に定めることも重要であるが、その値を用いて任意の構造物の限界荷重を予測しなくてはならないという点にも注目する必要がある。

コンクリート・岩石・セラミックスに対してもこのような破壊力学体系を構築することが課題である。そのためにはフラクチャープロセスゾーンの工学的・実用的モデル化が不可欠であり、材料パラメータの確定、その試験法の確立も用いる力学モデルが確立してはじめて議論の対象となるのである。以下にその1つの可能性として簡便なモデルを示す。

表1 力学体系の例

力学体系	構造力学	線形破壊力学
目的	骨組構造物の耐荷力予測	脆性破壊荷重の予測
力学モデル	梁理論	クラックを有する弾性体
力学パラメータ	最大直応力 σ_{max}	応力拡大係数 K_I
材料パラメータ	降伏強度 σ_Y	破壊靱性 K_C
基準	$\sigma_{max} = \sigma_Y$	$K_I = K_C$

5. 破壊力学体系の一提案

フラクチャープロセスゾーンの工学的・実用的力学モデルを構築するためには、現象を支配している要因を見つけ出し、その要因を含んだ簡単なモデルを開発することが必要である。コンクリート・岩石・セラミックスの破壊現象を支配している要因、言い換えれば供試体の形状・寸法の影響が現われる主要な原因として初期クラック先端の応力分布の違いが考えられる³⁷⁾。すなわち、考えている問題において材料が弾性体とした場合（フラクチャープロセスゾーンが存在しない場合）クラック先端における応力分布は次の形をしている。

$$\sigma_y = \sigma_0(r) = \frac{K_{IA}}{\sqrt{2\pi r}} \left(1 + \lambda \frac{r}{l_{pc0}}\right), \quad \text{along } y = 0 \quad (1)$$

ここで右辺括弧内第1項目はクラック先端近傍の特異応力場に対応しており、第2項目がここでいう応力分布の違いを表わす2次項である。（高次項は無視している。）問題によりこの2次項に違いが現われ、たとえ応力拡大係数が同じであっても応力分布は等しくない。後に示すようにこの2次項の影響が破壊現象を支配している要因であり、よく問題となる寸法効果の原因である。この2次項の大きさは無次元のパラメータ

λ によって表わされる。 λ_{pc0} は無次元化のために用いた量で、後で定義する材料の特性長さとする。 λ の値は問題ごとによって異なり、供試体の形状・寸法・荷重条件に依存する。

例えば図18に示すように無限平板中の有限クラックの問題では荷重条件により λ の値は異なり、それぞれの場合その値はクラック長さ a に反比例する。(aが大きくなるに従い λ は0に近づく。)二つの荷重条件(a),(b)で λ の符号が異なることは注目に値する。

また図19に示すCLWL (Crack Line Wedge Loaded) 供試体の場合も λ の値は供試体寸法に反比例することがわかる。このように λ の値は供試体寸法に依存し、これがいわゆる寸法効果の原因となっている。この応力分布における2次項以外にもフラクチャプロセスゾーンの成長に影響を及ぼす要因は存在するが、それらはこの要因ほど支配的ではない。

前節で述べたように最大荷重を予測することを目的とした工学的な破壊力学体系をコンクリート・岩石・セラミックスに対して構築するためには、最も支配的な要因を含めた簡単な力学モデル、すなわちフラクチャプロセスゾーンの力学モデルが必要となる。ここでは、Dugdale-Barenblatt型モデルを考える。図20に示すように2次元無限体中の半無限クラック先端にあるフラクチャプロセスゾーンを考える。これはフラクチャプロセスゾーンと供試体の外側境界との相互干渉を無視することを意味する。フラクチャプロセスゾーンにおいては、応力が伝達され、伝達応力と開口変位は引張軟化の関係を満足するものとする。

引張軟化の関係としては図21に示す直線関係を用いることとする。これにより得られる方程式系は線形となり、解析上繰り返し計算が不要となる。材料の性質は2つのパラメータ、引張強度 σ_c と限界開口変位

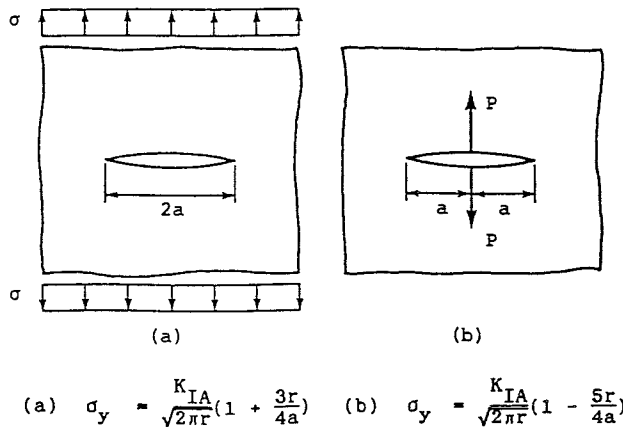


Fig. 18. Finite cracks in infinite planes with different loading conditions

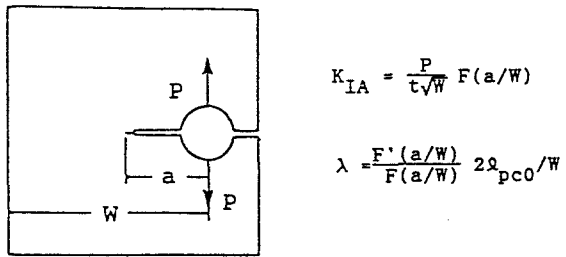


Fig. 19. CLWL specimen

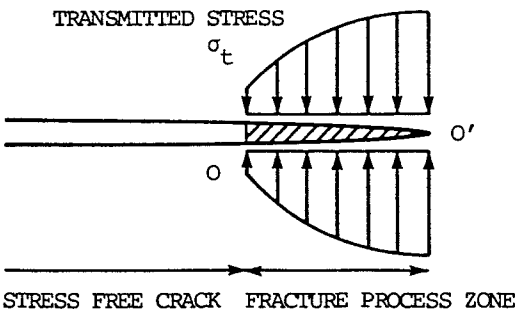


Fig. 20. Dugdale-Barenblatt-type model of fracture process zone with tension-softening relation

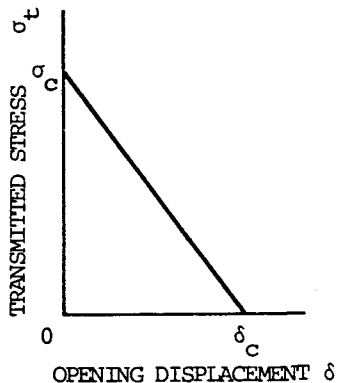


Fig. 21. Linear tension-softening relation

δ_0 、によって表わされる。最大荷重を求めることに目標をおくならばこの直線関係で良好な結果が得られるものと考えられる。これは最大荷重時において最大の開口変位が大きくなければ、引張軟化曲線の後半部分は最大荷重の値に影響しないからである（図 2 2 参照）。ここで考えるべき直線関係は真の引張軟化曲線に接するものであり、破壊エネルギー G_f が真の値と等しくなるように選んだもの（図 2 2 の破線）ではない。

材料がすべて弾性体とした場合の、すなわちフラクチャプロセスゾーンが存在しない場合のクラック先端の応力分布は式（1）で与えられるものとする。これにより荷重状態は荷重応力拡大係数 K_{IA} と応力分布の 2 次項を表す λ によって規定される。

フラクチャプロセスゾーンの存在によりクラック先端における応力が緩和されるため、フラクチャプロセスゾーン先端における応力は有限（ σ_0 ）である。このためフラクチャプロセスゾーン先端の応力拡大係数は 0 とならなくてはならない。伝達

応力と開口変位が図 2 1 の関係を満足するという条件とフラクチャプロセスゾーン先端で応力拡大係数が 0 となるという条件から、伝達応力に関する 2 つの積分方程式が得られる。フラクチャプロセスゾーンの長さを l_p とすれば、

$$\int_0^{l_p} g(s, t) [\sigma_t(s) - \sigma_0(l_p - s)] ds = \delta_c [1 - \sigma_t(t) / \sigma_c] \quad (2)$$

$$\int_0^{l_p} k(s) [\sigma_t(s) - \sigma_0(l_p - s)] ds = 0 \quad (3)$$

ここで $g(s, t)$ は t に（クラック先端から t の位置に）単位集中力が作用した場合の s における開口変位を表わし、そのときのフラクチャプロセスゾーン先端における応力拡大係数が $k(t)$ である³⁷⁾。

式（2）、（3）を無次元化した上で数値的に解くことにより与えられた荷重に対する伝達応力の分布とフラクチャプロセスゾーンの長さが求まる。ここで注意すべきことは、荷重とフラクチャプロセスゾーン長の関係に対して影響するパラメータは λ のみであり、材料パラメータ σ_c 、 δ_0 は無次元化パラメータ

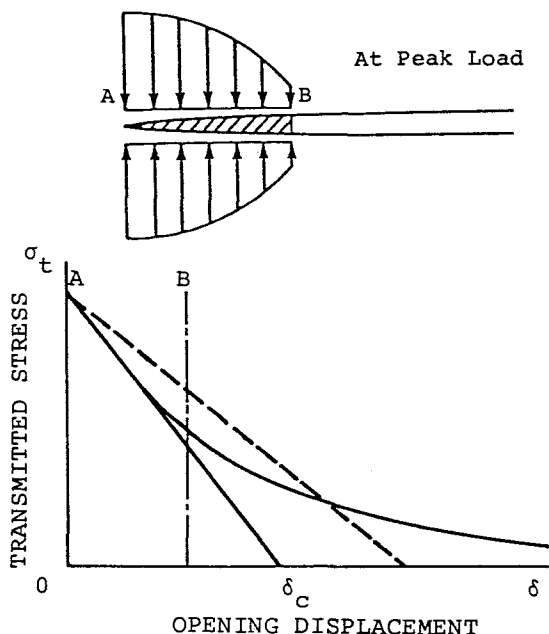


Fig. 22. Real tension-softening curve and linear approximation

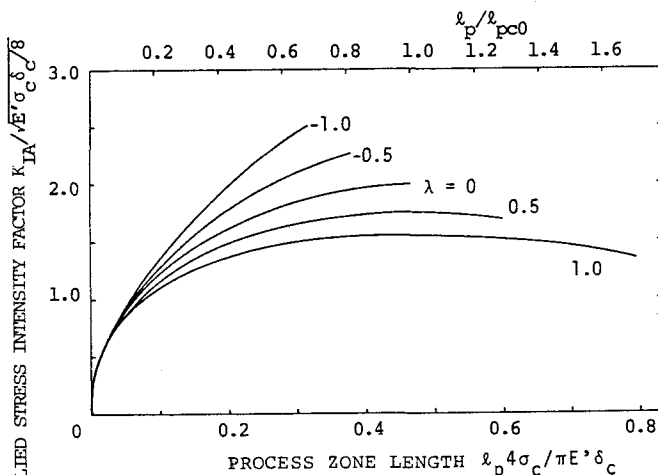


Fig. 23. Growth of fracture process zone for indicated values of λ

として現われ、異なる材料に対してその度ごとに計算をする必要はないということである。異なる λ の値に対してそれぞれ式(2)、(3)を解くことにより荷重とフラクチャープロセスゾーン長の関係が求まる。その結果を図23に示す。荷重の増加にともないフラクチャープロセスゾーン長は増加しやがて最大荷重をむかえる。異なる λ の値に対しては異なる限界荷重が得られる。曲線の終点において最大開口変位が限界開口変位 δ_c に達しており、この点でフラクチャープロセスゾーンの成長は終わり、この後はストレスフリークラックがフラクチャープロセスゾーンを伴い成長を開始する。

$\lambda = 0$ の場合クラック先端の応力分布はよく知られたクラック先端近傍特異応力場に等しいが、この場合の限界フラクチャープロセスゾーン長を l_{pc0} と表わすこととする。式(2)、(3)を解いた結果 $l_{pc0} = 0.366E\delta_c / \sigma_c$ であり、 l_{pc0} は材料の性質のみによる材料特性値であることがわかる。これを無次元化のパラメータとして式(1)で用いた。

ここで提案する簡便なモデルにより、与えられた λ に対して荷重とフラクチャープロセスゾーン長の関係が得られる。考える構造物や供試体に対して λ の値を求めることが必要となるが、その問題におけるクラック先端の応力拡大係数がクラック長の関数として与えられれば、次の近似式より λ の値は決定できる³⁷⁾。

$$K_I(\Delta a) = - \int_0^{\Delta a} k(s) \sigma_0(\Delta a - s) ds = K_{IA} \left(1 + \lambda \frac{\Delta a}{2l_{pc0}} \right) \quad (4)$$

典型的な供試体についてはハンドブックに応力拡大係数とクラック長の関係が近似式、または数表で与えられており、式(4)を用いて λ の値は容易に決定できる。

図24に表わしたように、ここで提案するモデルに基づき任意の構造物・供試体の破壊に支配された限界荷重を求める工学的な破壊力学体系が考えられる。そこでは一度様々な λ の値に対して式(2)、(3)を解いておけばよく、各々の構造物・供試体・材料に対してその都度複雑な解析をする必要がない。一般のフラクチャープロセスゾーンモデルではその度ごとにフラクチャープロセスゾーンを含んだ供試体を、有限要素法や境界積分方程式法(境界要素法)を組み合わせる必要となる。ここでは、支配的要因を見つけ出し、それを含んだ簡便なモデルを考えているのでそのような煩雑な解析を避けることができる。

このモデル、およびこの破壊力学体系の妥当性を検討するため、結果をCLWL供試体に対する実験結果³⁹⁾と比較した。結果を図25-27

に示す。実験においてフラクチャープロセスゾーン(巨視クラック)の長さ、供試体表面のレプリカをとり、光学顕微鏡を用いて測定している。中空、黒の点はそれぞれ、報告されたコンプライアンスの結果からプロセスゾーンの成長、応力自由クラックの成長に対応すると判定し、区別している。 a_0 は初期ノッチ長を表わし、 a はトータルの巨視クラック長(=プロセスゾーン長+応力自由クラック長)を表わす。モデルにおいて材料パラメータとして入力すべき値は引張強度 σ_c と限界開口変位 δ_c 及び弾性定数 E の三つで

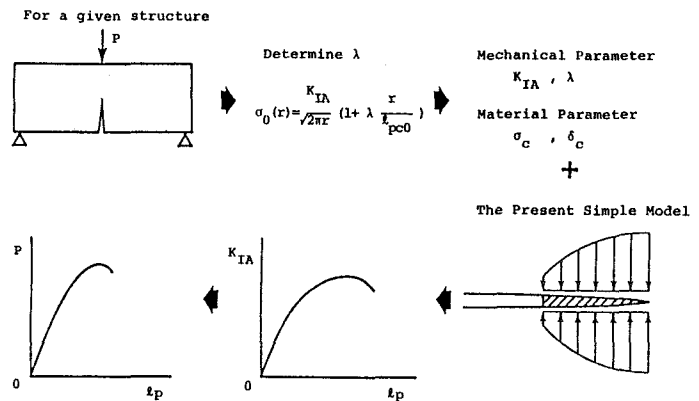


Fig. 24. The procedure to estimate the relation between the applied load and the fracture process zone length

ある。 σ_c 、 δ_c の値を変化させ、得られる結果を実線および破線で示した。実線はフラクチャープロセスゾーンの成長を表わす($a = a_0 + l_p$)。破線部分では、応力自由のクラック先端における最大開口変位が限界開口変位に達し、成長しきったプロセスゾーンを先端に伴いながら応力自由クラックが進展している。この部分では荷重が急激に減少しているが、これは必ずしも実験結果と一致しない。この原因としては引張軟化曲線がモデルで仮定した直線とは異なり、長いテイル部分を有すること、またモデルには含まれていないマイクロクラッキングによる破壊耐力の増加があることなどが考えられる。本モデルが目的としているのは最大荷重までの挙動の記述であるが、実験結果と一致する最大荷重を与える σ_c と δ_c の値は、実験で報告された値と比較しほぼ妥当である。

6. あとがき

近年、コンクリート・岩石・セラミックスに対して破壊力学を適用することを目的とした研究が数多くなされ、材料定数を測定する試験法を確立する努力がなされている。そこで重要なことは、研究の目的をはっきり意識し目的にあった方向を目指すべきであるということである。すなわち、理学的な関心に基づいているのか工学的な要請に対処するのかを明確にする必要がある。また、この分野における研究の中心課題はフラクチャープロセスゾーンの力学的モデル化であり、材料パラメータ及びその試験法は力学モデルに対応して定まるべきものである。力学モデルは材料試験と問題となる構造物における限界荷重の予測の2つの段階で用いられるということに注意が必要である。材料試験においてフラクチャープロセスゾーンの力学モデルを用い、構造物における限界荷重の予測においては線形破壊力学を用いることが妥当であるかは十分な検討を必要とする。理論と実験の両者を見渡し、新たな破壊力学体系を構築するという観点が重要であると考えられる。

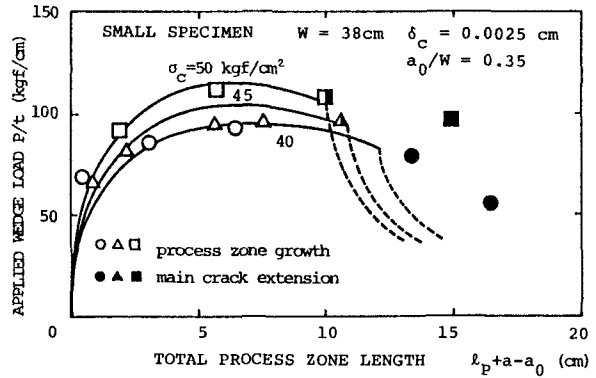


Fig. 25. Applied wedge load vs total fracture process zone length

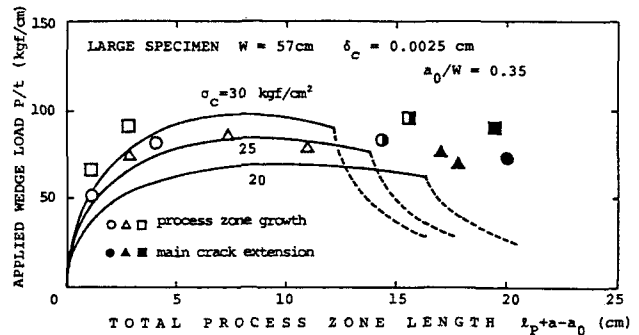


Fig. 26. Applied wedge load vs total fracture process zone length

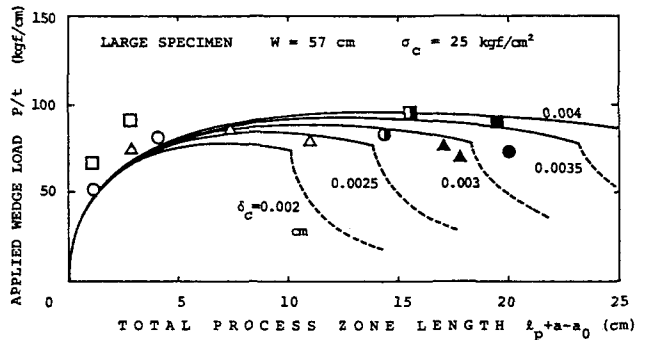


Fig. 27. Applied wedge load vs total fracture process zone length

参考文献

- 1) Fracture Toughness and Fracture Energy of Concrete, ed. by F.H. Wittmann, Elsevier (1986).
- 2) Ouchterlony, F., SM Archives, Vol. 7, pp. 131-211 (1982).
- 3) Abe, H., Hayashi, K., and Hashida, T., Fracture of Concrete and Rock, ed. by S.P. Shah and S.E. Swartz, SEM-RILEM Int. Conf., June 1987, Houston, pp. 354-361 (1988).
- 4) Fracture in Ceramic Materials, ed. by A.G. Evans, Noyes Pub. (1984).
- 5) Science and Technology of Zirconia II, Advances in Ceramics, Vol. 12, The American Ceramic Society (1984).
- 6) Evans, A.G. and Heuer, A.H., J. of the American Ceramic Society, Vol. 63, No. 5-6, pp. 241-248 (1980).
- 7) Claussen, N., Steeb, J., and Pabst, R., Amererican Ceramic Society Bulletin, Vol. 56, No. 6, pp. 559-562 (1977).
- 8) Wu, C.Cm., Freiman, S.W., Rice, R.W. and Mecholsky, J.J., J. Mater. Sci., Vol. 13, pp. 2659-2670 (1978).
- 9) Darwin, D. and Dewey, G.R., Proc. of France-U.S. Workshop on Strain Localization and Size Effect Due to Cracking and Damage, ed. by J. Mazars and Z.P. Bazant, Sept. 1988; to appear.
- 10) Maji, A., and Shah, S.P., Proc. Society of Experimental Mechanics, Spring Conference, New Orleans, LA, June 1986, (1986).
- 11) Shah, S.P., Oral presentation at Workshop of Ref. 9.
- 12) Jacquot, P. and Rastogi, P.K., Fracture Mechanics of Concrete, ed. by F.H. Wittmann, Elsevier, pp. 113-155 (1983).
- 13) Du, J.J., Kobayashi, A.S., and Hawkins, N.M., the same as Ref. 3, pp. 199-204 (1988).
- 14) Shah, S.P. and Maji, A., the same as Ref. 9.
- 15) Hoagland, R.G., Hahn, G.T., and Rosenfield, A.R., Rock Mechanics, Vol. 5, pp. 77-106 (1973).
- 16) Labuz, J.F., Shah, S.P. and Dowding, C.H., Int. J. Rock Mech. Min. Sci. & Geomech. Abstr., Vol. 24, No. 4, pp. 235-246 (1987).
- 17) Gopalartnam, V.S., and Shah, S.P., ACI Journal, pp. 310-323 (1985).
- 18) Reinhardt, H.W., and Hordijk, D.A., the same as Ref. 9.
- 19) Li, Victor C., Chan, C.-M., and Leung, C.K.Y., Cement and Concrete Research, Vol. 17, pp. 441-452 (1987).
- 20) Hashida, T., Preprints of Int. Workshop on Fracture Toughness and Fracture Energy-Test Methods for Concrete and Rock-, Oct. 1988, Sendai, pp. 37-47 (1988).
- 21) Mihashi, H., Nomura, N. and Izumi, M., the same as Ref. 20, pp. 77-89 (1988).
- 22) Huang, J. and Li, V.C., "A meso-mechanical model of the tensile behavior of concrete Part II: modelling of post-peak tension softening behavior"; to appear.
- 23) 50-FMC(Committee on Fracture Mechanics of Concrete), Materials and Structures, RILEM, Vol. 18, No. 106, pp. 45-48 (1985).
- 24) Rokugo, K., Iwasa, M., Suzuki, T. and Koyanagi, W., the same as Ref. 20, pp. 128-138 (1988).
- 25) Hoagland, R.G., and Embury, J.D., J. of the American Ceramic Society, Vol. 63, No. 7-8, pp. 404-410 (1980).
- 26) Kachanov, M., Int. J. Solids Structures, Vol. 23, No. 1, pp. 23-43 (1987).
- 27) Rose, L.R.F., Int. J. Fracture, Vol. 31, pp. 233-242 (1986).
- 28) Gong, S.X., and Horii, H., J. Mech. Phys. Solids, Vol. 37, No. 1, pp. 27-46 (1989).
- 29) Budiansky, B. and O'Connel, R.J., Int. J. Solids Structures, Vol. 12, pp. 81-97 (1979).
- 30) Horii, H., and Nemat-Nasser, S., J. Mech. Phys. Solids, Vol. 31, No. 2, pp. 155-177 (1983).
- 31) Hutchinson, J.W., Acta Metall., Vol. 35, pp. 1605-1619 (1987).
- 32) Ortiz, M., J. Applied Mechanics, Vol. 54, pp. 54-58 (1987).
- 33) Charalambides, P., and McMeeking, R.M., Mechanics of Materials, Vol. 6, pp. 71-87 (1987).
- 34) Hillerborg, A., Fracture Mechanics of Concrete, ed. by F.H. Wittmann, Elsevier, pp.223-249 (1983).
- 35) Ballarini, R., Shah, S.P. and Keer, L.M., Eng. Fract. Mech., Vol. 20, pp. 433-445 (1984).
- 36) Li, V.C., and Liang, E., J. Engineering Mechanics, Vol. 112, No. 6, pp. 566-586 (1986).
- 37) Horii, H., Hasegawa, A. and Nishino, F., the same as Ref. 3, pp. 205-219 (1988).
- 38) Horii, H., Boundary Element Methods in Applied Mechanics, Pergamon Press, Proceedings of First Joint Japan/U.S. Symposium on Boundary Element Methods, Oct. 3-6, 1988 Tokyo, pp. 129-138 (1988).
- 39) Kobayashi, A.S., Hawkins, N.M., Barker, D.B. and Liaw, B.M., Proc. of Nato Advanced Research Workshop Sept. 4-7, 1984, pp. 25-48 (1984).

(1989年10月12日受付)