

静的単調大変形を受ける鋼材の延性破壊から脆性破壊への遷移挙動

半田 恒久*・久保 高宏*・天野 慶一*²・中野 善文*³

Transition from Ductile Crack Growth to Brittle Fracture of Heavily Deformed Steel Plate

Tsunehisa HANDA, Takahiro KUBO, Keniti AMANO and Yoshifumi NAKANO

Synopsis : The tensile and bend tests were carried out using cracked specimens to clarify the transition behavior from ductile crack growth to brittle fracture. The brittle fracture initiation which occurred after the large plastic deformation was evaluated by comparing such fracture mechanical parameters as a stress intensity factor K and a CTOD δ obtained using the initial crack length with those calculated using the total length include ductile crack extension at the brittle fracture. The latter parameters were denoted as a K_{mod} and a δ_{mod} . Although the values of K , δ , and δ_{mod} at the brittle fracture depended on the loading mode and/or the crack length, the K_{mod} gave almost constant value.

In order to clarify the significance of K_{mod} , that dependence of K and δ on specimen geometry, in which the stress distribution ahead of crack was equal to that at the brittle fracture initiation under large deformation, was investigated using FEM analysis. Although the values of δ depended on specimen geometry, the values of K were almost constant. It was considered that K_{mod} was affected by plastic constraint theoretically. K_{mod} , however, was hardly affected by plastic constraint when the ductile crack grew enough to form a strain distribution peculiar to materials ahead of the crack. K_{mod} could be used as the criterion for the transition from ductile crack growth to brittle fracture.

Key words : fracture toughness; large deformation; ductile crack growth; brittle fracture.

1. 緒言

近年、建築分野において、大地震時における鋼材の塑性変形を許容することにより、地震エネルギーを吸収して構造物の倒壊を防ぐという設計概念（新耐震設計法）が適用されている¹⁾。これまでの研究で、建築鋼構造物は大きな塑性変形を受けると、延性き裂の発生・進展に引き続いて脆性破壊をする場合のあることが報告されている²⁾。この場合、鋼材が塑性変形を受ける場合の脆性破壊発生特性を記述するパラメータが必要となる。

延性き裂進展を伴う脆性破壊を実験に基づき考察した報告としては、CTOD値の有効性を検討したもの³⁾、脆性破壊への遷移現象をCTOD理論に基づいて解釈したもの⁴⁾など数多くがあるが、塑性崩壊により荷重が低下するような大規模な塑性領域における延性き裂の発生・進展に引き続く脆性破壊発生特性を扱った報告はない。

一方、き裂先端のエネルギー収支を理論的に考慮し、塑性変形を受けき裂が進展する場合にも理論的妥当性を失わない破壊パラメータとして $\tilde{G}c^5)$ 、 $J^6)$ および $T^*7)$ などが既に提案されており、その妥当性も検証されている⁸⁾。これらのパラメータは延性き裂の発生・進展に引き続く脆性破壊発生をあらわす破壊パラメータになる可能性が高いが、

その特性値を個々の試験ごとに有限要素法などの数値計算により求める必要がある。簡易評価法も提案されている⁹⁾が大規模な塑性領域への拡張はなされていない。

そのため、建築用鋼材およびその溶接接合部を対象に、大きな塑性変形を繰返した時の脆性破壊発生特性を工業的に評価した研究結果が報告されている¹⁰⁾。一般に塑性変形によりき裂先端近傍が小規模降伏条件を満足しなくなると K 値およびCTOD値などの破壊靱性値は塑性拘束の影響を受け試験片形状により異なる値を示す¹¹⁾ため、これらの報告においては塑性拘束の影響を破壊力学パラメータにFEM解析などで求まる補正係数を乗じる形で評価に取り入れている¹⁰⁾。したがって、これらの手法では評価部位が変わる度に補正係数を求める必要がある。

さて、延性き裂は試験片形状に依らずき裂先端開口角(CTOA)一定で進展すること¹²⁾、進展中の延性き裂先端近傍の相当塑性歪は塑性拘束に依らず一定であること¹³⁾が示されている。したがって進展中の延性き裂先端近傍の歪場は塑性拘束に依存しない材料固有の特性値になる可能性がある。進展中の延性き裂先端近傍の歪場が材料固有の特性値であれば、延性き裂から脆性破壊への遷移限界も材料固有の特性値として簡易に表現できる可能性がある。

そこで本研究では、この可能性を検討するため塑性拘束

平成11年2月22日受付 平成11年6月12日受理 (Received on Feb. 22, 1999; Accepted on June 12, 1999)

* 川崎製鉄(株)技術研究所 (Technical Research Laboratories, Kawasaki Steel Corp., 1 Kawasaki-cho Chuo-ku Chiba 260-0835)

* 2 川崎製鉄(株)技術研究所(水島) (Technical Research Laboratories (Mizushima), Kawasaki Steel Corp.)

* 3 川崎製鉄(株)知的財産部 (Intellectual Property Department, Kawasaki Steel Corp.)

Table 1. Mechanical properties of steel plate tested.

YS (MPa)	TS (MPa)	El. (%)	vTrs (°C)
385	523	25	-42

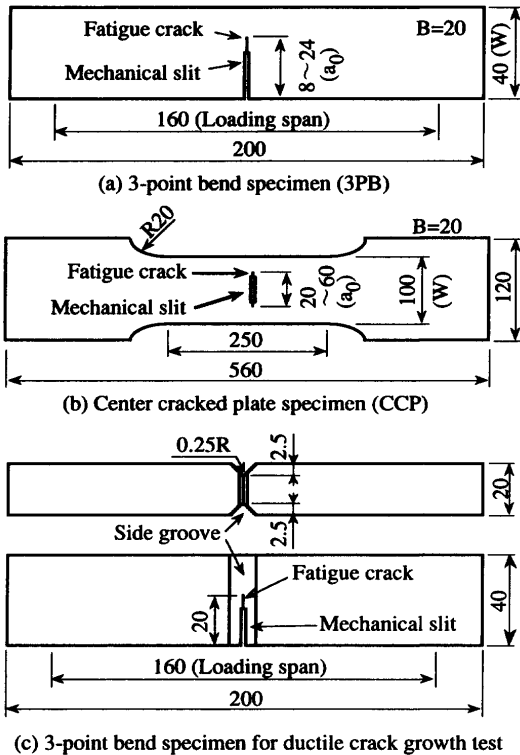


Fig. 1. Geometries of specimens.

の大きい切欠付三点曲げ試験および塑性拘束の小さい中央切欠付引張試験を実施し、単調荷重により延性破壊から脆性破壊へ遷移するときの K 値およびCTOD値の塑性拘束依存性を調べ、 J^6 および T^{*7} に比較して簡易に求まるこれらのパラメータが材料固有の特性値となるか検討した。

2. 実験方法

2.1 供試材

供試材は、板厚 25 mm の SM490B 鋼板である。Table 1 に、供試材の機械的性質を示す。破壊靱性の塑性拘束依存性に及ぼす強度および加工硬化特性の影響を調査する目的で、供試鋼板に単調引張予歪を与えた。引張予歪は0, 4, 9 および13%とした。

2.2 破壊靱性値の試験片形状依存性の評価

破壊靱性値の試験片形状依存性を評価するため、単調荷重試験は Fig. 1(a) および (b) に形状を示す三点曲げ [3PB] 試験片および板厚貫通中央切欠付引張 [CCP] 試験片を用いて実施した。切欠先端には疲労予き裂を導入した。また破壊靱性値のき裂深さ依存性を調査するため、初期き裂長さ (a_0) と試験片幅 (W) の比 (a_0/W) を、0.2, 0.4 および 0.6 に変化させた。予歪材はき裂の方向が予歪付加方向に直角

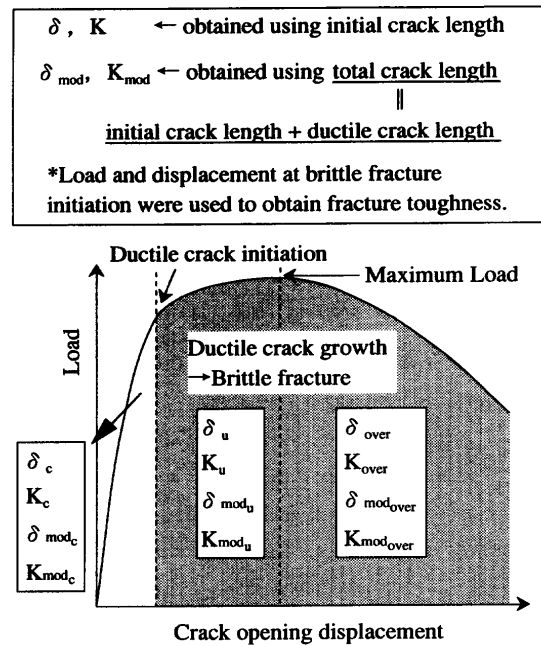


Fig. 2. Classification of fracture toughness.

になるように試験片を採取した。

試験温度は、 $a_0/W=0.4$ の CCP 試験において最高荷重到達以降に脆性破壊が発生する最低の温度である -60°C とした。3PB 試験は、 $a_0/W=0.5$ の 3PB 試験において最高荷重到達以降に脆性破壊が発生する最低の温度である -40°C においても実施した。荷重およびき裂開口変位を試験中に連続的に測定し、脆性破壊が発生するまで単調に荷重した。

2.3 延性き裂進展時の破壊力学パラメータの評価

延性き裂の発生・進展後最大荷重を越え荷重が低下する領域における破壊力学パラメータの延性き裂進展量に対する変化を調査するため、予歪0および9%材について、破壊力学パラメータと延性き裂進展量の関係を求めた。Fig. 1(c) に延性き裂進展試験に用いた 3PB 試験片の形状を示す。予歪材はき裂の方向が予歪付加方向に直角になるようにした。延性き裂前縁の形状を直線的にするため、き裂進展部にサイドグループを設け、 a_0/W を約 0.5 とした。複数の試験片に室温にて種々の荷重まで負荷し、除荷後加熱着色し破断させた後、初期き裂長さ a_0 と延性き裂長さを測定した。予歪0%材については荷重パターンの影響を調査するため、荷重の途中でき裂開口変位が1mm増す毎に荷重をゼロまで除荷する一方向繰返し荷重による延性き裂進展試験も実施した。

2.4 破壊力学パラメータの計算

通常の脆性破壊試験では K 値やCTOD値等の破壊靱性値の計算には、き裂長さとして初期き裂長さ (a_0) が用いられる¹⁴⁾。しかし、延性き裂の進展が顕著な場合には、延性き裂先端の応力場を評価する必要がある。そこで、本研究では a_0 と脆性破壊発生時の荷重を用いて K 値とCTOD値を計

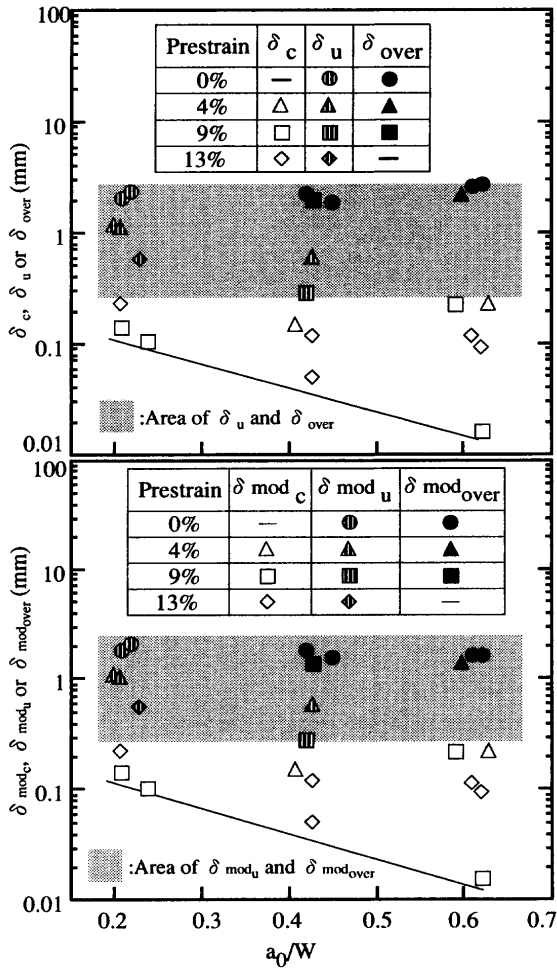


Fig. 3. Relation between CTOD value at -40°C and initial crack length for 3-point bend test.

算するとともに、脆性破壊発生時のき裂長さ (a_0 +延性き裂長さ (Δa) と脆性破壊発生時の荷重を用いて K 値 (K_{mod} 値) および CTOD 値¹⁵⁾ (δ_{mod} 値) を計算した。また、これらの破壊靱性値を破壊時の変形レベルに応じて Fig. 2 に示すように分類した。なお、3PB 試験における K 値および CTOD 値の計算には BS7448 に示される式¹⁴⁾ を、CCP 試験における K 値の計算には Tada¹⁶⁾ の式、CTOD 値の計算には豊貞ら¹⁷⁾ の式を用いた。

3. 実験結果

3.1 3PB 試験による破壊靱性値とき裂長さの関係

-40°C における 3PB 試験では、脆性破壊は疲労予き裂先

端から直ちに発生する場合と、延性き裂の発生・進展に引続き発生する場合があった。後者では、脆性破壊は最大荷重を越えた後に発生する場合があり、そのときの延性き裂進展量は $0.8\sim 4.8\text{mm}$ であった。

Fig. 3 に、CTOD 値と初期き裂長さ (a_0) と試験片幅 (W) の比 a_0/W の関係を示す。図の上段が初期き裂長さを用いて計算した CTOD 値 ($\delta_c, \delta_u, \delta_{\text{over}}$)、図の下段が脆性破壊発

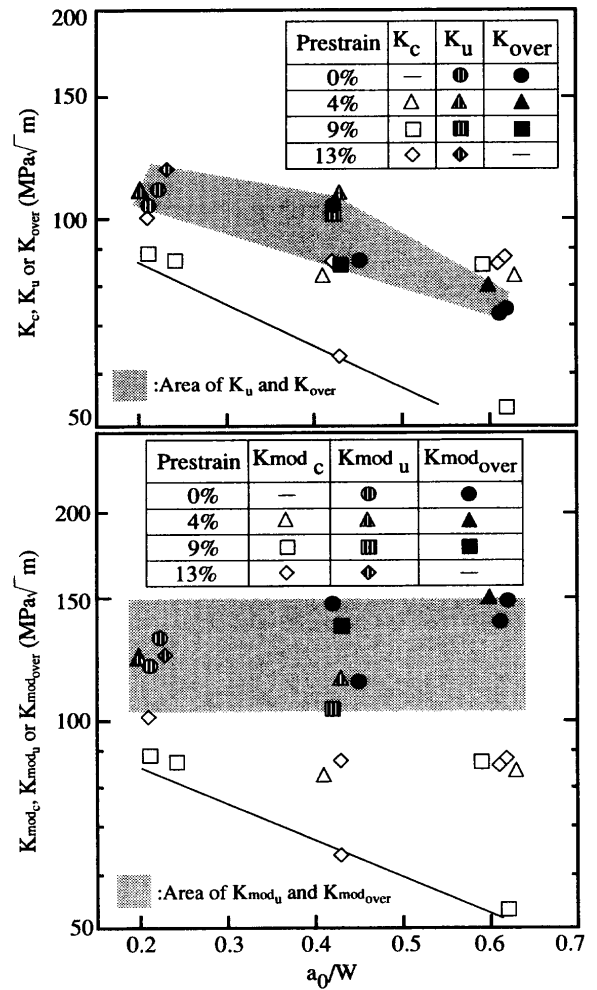


Fig. 4. Relation between K value at -40°C and initial crack length for 3-point bend test.

生時のき裂長さを用いて計算した CTOD 値 ($\delta_{\text{mod}_c}, \delta_{\text{mod}_u}, \delta_{\text{mod}_{\text{over}}}$) である。ここで、Fig. 2 に示すように δ_c および δ_{mod_c} は疲労予き裂先端から直ちに脆性破壊が発生したときの CTOD 値、 δ_u および δ_{mod_u} は延性き裂発生後最高荷重到達前に脆性破壊が発生したときの CTOD 値、 δ_{over} および $\delta_{\text{mod}_{\text{over}}}$ は延性き裂の発生・進展後最大荷重を越えた後に脆性破壊が発生したときの CTOD 値である。疲労予き裂先端から直ちに脆性破壊が発生する際の CTOD 値の最低値は a_0/W が大きくなるに従い低下する傾向を示した。一方、延性き裂発生後の CTOD 値は、 a_0/W によらずほぼ同じレベルの値を示した。

Fig. 4 に、 K 値と a_0/W の関係を Fig. 3 と同様に示す。CTOD 値と同様に、疲労予き裂先端から直ちに脆性破壊が

発生したときの K 値の最低値は a_0/W が大きくなるに従い低下した。一方、延性き裂発生後に脆性破壊したときの K 値は、初期き裂長さを用いた場合は a_0/W が大きくなるに従い低下したが、脆性破壊発生時のき裂長さを用いた場合は、 a_0/W によらずほぼ同じレベルであった。

単調曲げ負荷により延性き裂の発生・進展を伴い脆性破壊へ遷移するときの K 値は、脆性破壊発生時の総き裂長さ

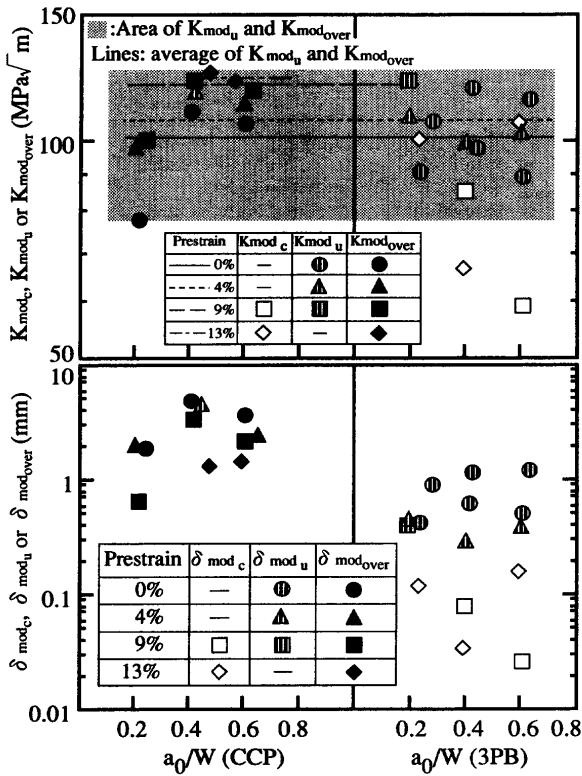


Fig. 5. Relation between modified fracture toughnesses at -60°C and initial crack length for tensile and 3-point bend test.

を用いて計算することにより、き裂長さ依存性を示さなくなった。このことは、延性き裂進展を考慮し脆性破壊発生時のき裂長さを用いて現行の計算式で求めた破壊靱性値は単調変形下において延性破壊から脆性破壊への遷移限界をあらわす特性値になる可能性を示す。

3.2 3PBおよびCCP試験による破壊靱性値と負荷様式の関係

Fig. 5 に、3PBおよびCCP試験にて得られたCTOD値 (δ_{mod} 値) およびK値 (K_{mod} 値) を a_0/W に対して示す。CCP試験では、脆性破壊は全て延性き裂の進展に引続いて発生した。延性き裂発生後のCTOD値 ($\delta_{mod,u}$ 値 および $\delta_{mod,over}$ 値) は、3PB試験よりCCP試験の方が大きく、また負荷様式に依存した。すなわち、延性き裂進展を考慮して脆性破壊発生時のき裂長さを用いて現行の計算式で計算したCTOD値は材料固有の特性値にはならない。

一方延性き裂発生後のK値 ($K_{mod,u}$ 値および $K_{mod,over}$ 値) は、負荷様式および a_0/W によらずほぼ同じレベルの値を示した。すなわち、脆性破壊発生時のき裂長さを用いて計算した K_{mod} 値は、単調大変形下における延性破壊から脆性破壊への遷移限界をあらわす塑性拘束に依存しない材料固有の特性値になる可能性がある。

3.3 K_{mod} 値と延性き裂進展量の関係

K_{mod} 値は変形量を用いずに荷重とき裂長さのみを用いて計算するため、最高荷重到達後荷重が低下するような領域において、変形に伴い値が減少する可能性がある。変形中

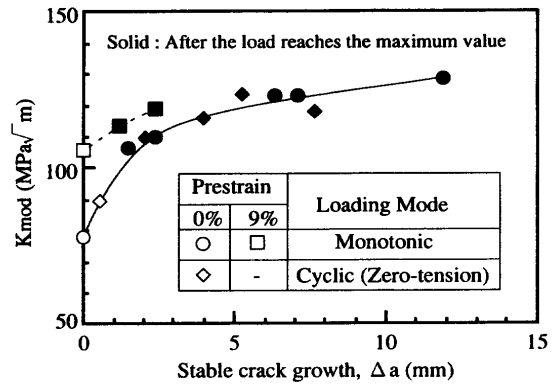


Fig. 6. Relation between K_{mod} and stable crack growth.

に値が減少しては、 K_{mod} 値は脆性破壊発生限界をあらわす指標にはなり得ない。 K_{mod} 値が単調大変形下における延性破壊から脆性破壊への遷移限界をあらわす材料固有の特性値であるためには最高荷重到達後荷重が低下するような領域においても変形の増加に伴い K_{mod} 値が増加する必要がある。

Fig. 6 に、単調載荷および一方方向繰返し載荷延性き裂進展試験により得られた K_{mod} 値と延性き裂進展量 (Δa) の関係 ($K_{mod}-R$ カーブ) を示す。予歪0および9%材ともに、延性き裂の発生・進展後最大荷重を越えた領域においても、 K_{mod} 値は増加する傾向を示した。すなわち、強度や加工硬化特性の違いに依らず変形の増加に伴い K_{mod} 値が増加する。したがって、延性き裂から脆性破壊への遷移は K_{mod} 値がある値に到達したときに起こるという考え方が可能となる。

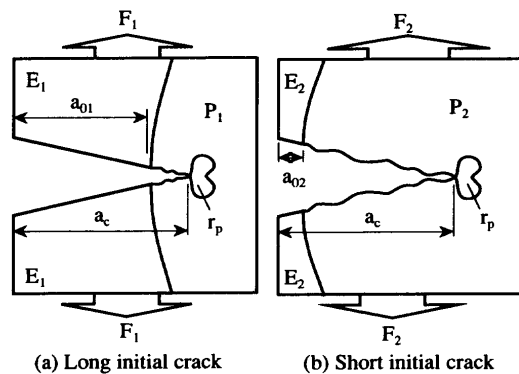
また、予歪0%材の単調載荷と一方方向繰返し載荷の $K_{mod}-R$ カーブには差が認められなかったので、単調載荷と一方方向繰返し載荷の延性き裂進展挙動は等価に扱える。

4. 考察

大変形下の破壊では小規模降伏条件が満たされなくなるため、試験片形状により破壊靱性値は異なる。しかし、延性き裂の進展を考慮して、脆性破壊時のき裂長さから計算したK値 (K_{mod} 値) は試験片形状の影響を受けずほぼ一定の値を示した。本章では K_{mod} 値の延性破壊から脆性破壊への遷移限界指標としての可能性をCTOD値 (δ_{mod} 値) と比較して検討する。

4.1 延性き裂発生後の K_{mod} 値および δ_{mod} 値の材料定数としての可能性

K 値の材料定数としての有効性は変形レベルが大きくなり小規模降伏条件を満足しなくなると失われる。しかし、1章で述べたように進展中の延性き裂先端近傍の歪場は塑性拘束に依存しない材料固有のパラメータとなる可能性がある^{12,13)}。



F_1, F_2 : Applied force E_1, E_2 : Elastic arias
 P_1, P_2 : Plastic arias
 a_{01}, a_{02} : Initial crack length
 a_c : Crack length at brittle fracture initiation
 r_p : Plastic arias ahead of crack tip (= Constant)

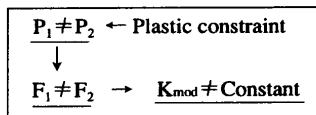


Fig. 7. Schematic illustration of plastic arias at brittle fracture initiation following ductile crack growth.

さて、進展中の延性き裂先端近傍の歪場は変化せずに、応力は延性き裂の進展に伴い増加する状態を考える。脆性破壊はき裂先端の応力が材料固有の限界値に到達したときに発生すると考えられるので¹⁸⁾、延性破壊から脆性破壊へ遷移する際の延性き裂先端の応力および歪はともに、試験片形状に依らず同一となる。しかし、延性き裂先端近傍の材料固有の歪場の外側に生じている塑性域は、試験片形状により異なる。このため、材料固有の歪場の外側の測定点から変位を測定して求めるCTOD値 (δ_{mod} 値)は試験片形状により異なる値を示す。

次に、 K_{mod} 値の材料定数としての可能性を検討するため、力の釣り合いを考える。ここでは、Fig. 7に示す様に、長いき裂 (a_{01}) から延性き裂が発生しある長さ (a_c) で脆性破壊へ遷移する場合と、短いき裂 (a_{02}) から延性き裂が発生し同じき裂長さ (a_c) で脆性破壊へ遷移する場合を考える。脆性破壊が発生する際の延性き裂先端近傍の歪場 (r_p) と応力場は試験片形状に依らず同一であるので、その外側に生じている塑性域 (P_1 および P_2) との境界に作用する力も同一となる。しかしながら、 r_p に力を伝えるための試験片への作用力 (F_1 および F_2) は、 P_1 および P_2 を介して伝達される。 P_1 と P_2 は塑性変形レベルが異なるので P_1 および P_2 から荷重点作用点へ作用する力 (F_1 および F_2) はそれぞれ異なる。脆性破壊発生時のき裂長さを同じとして考えた場合の試験片への作用力が異なるので、 K_{mod} 値は試験片形状により異なる値となる。したがって、 K_{mod} 値も材料定数としての意味は持たない。

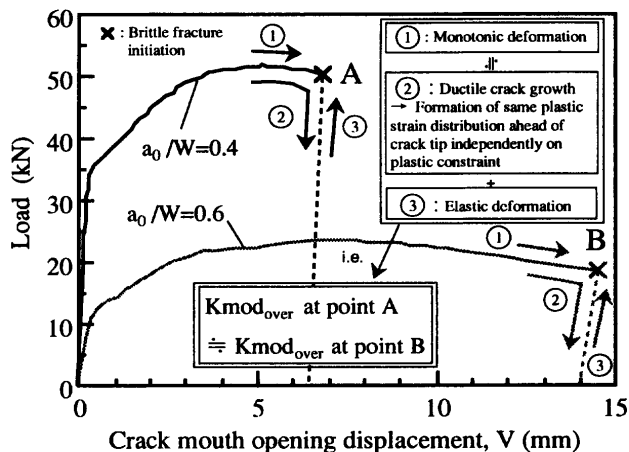


Fig. 8. Load-crack mouth opening displacement curves at -40°C obtained by 3-point bend test.

しかしながら、Fig. 6に示した様に、単調荷重と一方向繰返し荷重の延性き裂進展長さ (Δa) と K_{mod} 値の関係は等価である。すなわち、Fig. 8に示す様に、単調荷重により延性破壊から脆性破壊へ遷移するときの K_{mod} 値は、破壊直前に除荷し弾性変形主体の再荷重により脆性破壊するときの K_{mod} 値とほぼ等価となる可能性がある。破壊直前に除荷を行うと、き裂先端近傍に生じる残留応力が破壊限界に及ぼす影響が強くなり K 値の形式的適用はできない¹⁹⁾が、ここでは上述の塑性域 (P_1 および P_2) の影響が小さいと仮定し、残留応力を生じさせずに除荷した仮想的状態を考える。この仮想的状態においては、延性き裂進展により塑性拘束に無関係に同じ予歪が付与され、再荷重時には弾性変形が主体となる。したがって、単調大変形下においては、延性き裂が十分に進展し材料固有の歪場を形成し、且つその外側の塑性域 (P_1 および P_2) の影響が小さければ、弾性パラメータである K_{mod} 値が延性破壊から脆性破壊への遷移限界をあらゆる塑性拘束に依存しない指標となる可能性がある。

4.2 FEM解析による K_{mod} 値の有効性の検討

延性き裂進展により形成される材料固有の歪場の外側の塑性域の違いは、試験片形状の違いと等価である。したがって本節では、延性破壊から脆性破壊へ遷移するときの K_{mod} 値が試験片形状 (塑性拘束) に依存しない指標になり得るかを解析的に検証するため、予歪 0.4 および 9% 材の CCP および 3PB 試験 ($a_0/W=0.4$) の FEM 解析を実施した。解析モデルを Fig. 9 に、予歪 0% 材の真応力-真歪曲線を Fig. 10 に示す。予歪材の真応力-真歪曲線は Fig. 10 の原点を予歪量だけ歪軸方向にずらしたものとした。解析には汎用プログラム MARC K.6 を用い、使用要素を 4 節点平面歪要素とした。

まず予歪 0% 材について応力拡大係数が $105 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ となるように荷重を作用させ、き裂開口応力 σ_{yy} のき裂先端近傍における分布を求めた。ここで、 $105 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ は、予

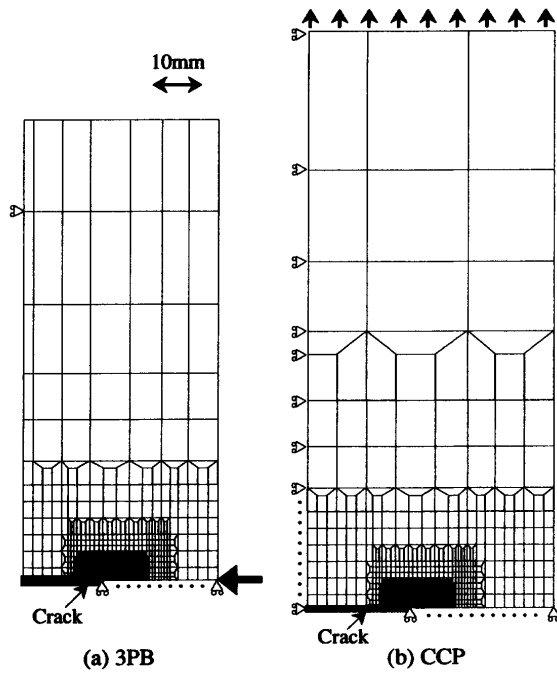


Fig. 9. Mesh geometries used in FEM analysis.

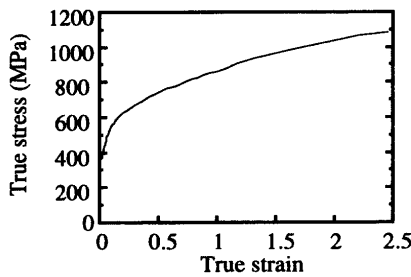


Fig. 10. True stress-true strain curve used in FEM analysis.

歪 0% 材の延性き裂発生後の K_{mod} 値 (K_{mod_u} 値および $K_{mod_{over}}$ 値) の平均値である。結果を Fig.11 に示す。き裂先端近傍の応力分布は CCP モデルと 3PB モデルでほぼ同じになる。

次に、予歪材の脆性破壊はき裂先端近傍の応力分布が予歪 0% 材が破壊した際の応力分布 (Fig.11) に等しくなったときに発生すると仮定し (Fig.12), 予歪材が脆性破壊するときの K 値と CTOD 値を求め、実験値と比較した。この仮定は予歪により脆性破壊発生時の劈開応力は変化しない²⁰⁾ ことを考慮すれば妥当である。Fig.13 に FEM 解析により得られた CTOD 値 (δ_{FEM} 値) および K 値 (K_{FEM} 値) を負荷様式別に示す。ここで、 δ_{FEM} 値および K_{FEM} 値はモデルのき裂長さ、モデルへの作用荷重および実験で開口変位を測定した位置における節点の変位量を用いて求めた。3PB モデルの場合は BS7448¹⁴⁾ から、CCP モデルの場合は δ_{FEM} 値および K_{FEM} 値をそれぞれ豊貞ら¹⁷⁾ および Tada¹⁶⁾ の式から求めた。 δ_{FEM} 値は、3PB モデルより CCP モデルの方が大きな値を示し、 K_{FEM} 値は負荷様式に依らずほぼ一定で予歪の増加に伴い大きくなる傾向を示した。これらの傾向は、

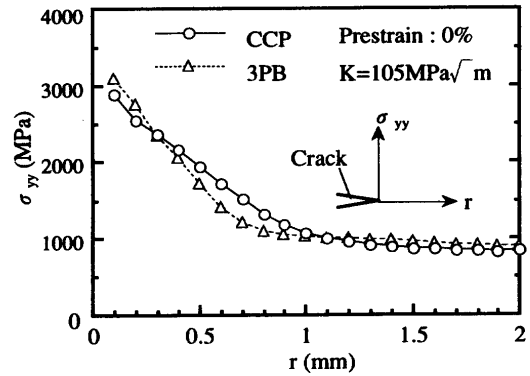


Fig. 11. Effect of loading mode on opening stress distribution ahead of crack tip.

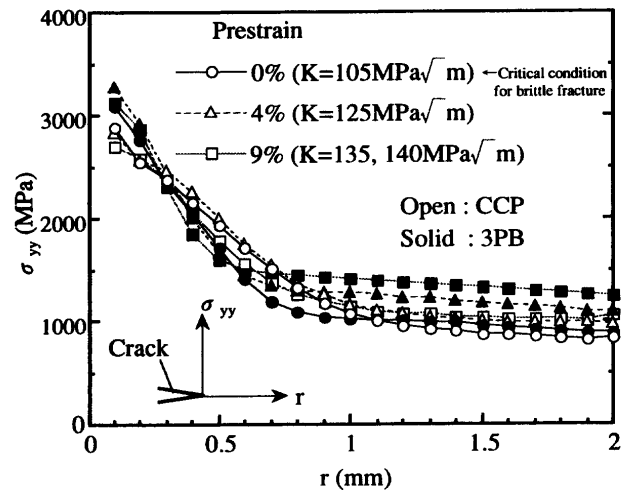


Fig. 12. Assumed opening stress distributions ahead of crack tip at brittle fracture.

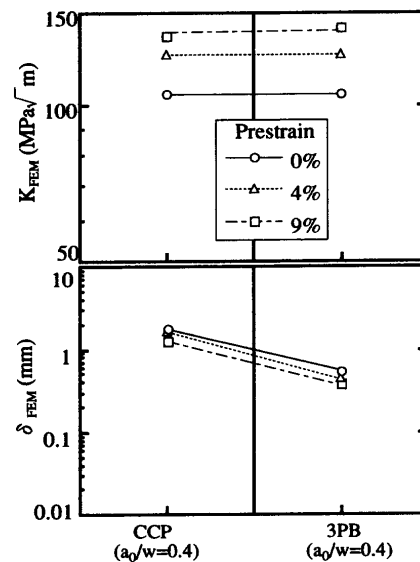


Fig. 13. Fracture mechanics parameters obtained by FEM analyses.

Fig. 5 に示す δ_{mod} 値および K_{mod} 値の実験結果と良く対応している。

大変形下におけるき裂先端近傍の応力分布が脆性破壊発

生時の応力分布と同じになるように求めた K 値 (K_{FEM} 値) はモデルの形状に依存しなかったため、 K_{mod} 値の有効性が示された。すなわち、延性き裂進展により形成される材料固有の歪場の外側の塑性域の違いが K_{mod} 値に及ぼす影響は小さいと考えられる。また、予歪材においてもこの傾向は変わらなかったため、強度や加工硬化特性が違ってても K_{mod} 値の塑性拘束に依存しない指標としての有効性は失われない。

以上より、脆性破壊が発生するときの延性き裂先端近傍の応力場は K_{mod} 値でほぼ代表され、顕著な延性き裂の進展が伴う場合、 K_{mod} 値が単調大変形下における延性破壊から脆性破壊への遷移限界をあらわす塑性拘束に依存しない指標になり得る。

5. 結言

切欠付3点曲げおよび中央切欠付引張試験により鋼材の単調大変形下における K 値およびCTOD値の試験片形状依存性を調査し、延性き裂進展試験およびFEM解析によりそれらの有効性を検討した結果、以下の知見を得た。

(1) 単調大変形により延性破壊から脆性破壊へ遷移するときの、初期き裂長さもしくは脆性破壊発生時のき裂長さ(初期き裂長さ+延性き裂長さ)と脆性破壊発生時の荷重を用いて計算したCTOD値および初期き裂長さ、脆性破壊発生時の荷重を用いて計算した K 値は、試験片形状に依存したが、脆性破壊発生時のき裂長さ、脆性破壊発生時の荷重を用いて計算した K 値 (K_{mod} 値) は、試験片形状に依らずほぼ一定の値を示した。

(2) 単調荷重と一方向繰返し荷重の延性き裂進展長さ(Δa)と K_{mod} 値の関係は等価であり、 K_{mod} 値は延性き裂の発生・進展後最大荷重を越えた領域においても延性き裂進展に伴い増加した。

(3) 大変形下におけるき裂先端近傍の応力分布が、脆

性破壊発生時の応力分布と同じになる様にFEM解析により求めたCTOD値はモデルの形状に依存したが、 K 値はモデルの形状に依存しなかった。

(4) K_{mod} 値は力学的解釈の下では塑性拘束に依存すると考えられるが、延性き裂の進展が顕著な場合には塑性拘束の影響を受けにくくなり、単調大変形下における延性破壊から脆性破壊への遷移限界をあらわす指標になり得る。

文 献

- 1) 建築構造設計指針, 東京都建築構造行政連絡会監修, 東京都建築士事務所協会, 東京, (1982).
- 2) M.Toyoda, Y.Hagiwara, H.Kagawa and Y.Nakano: *J. Constr. Steel*, **1** (1993), 585.
- 3) T.Kanazawa, S.Machida and J.Kudo: *J. Soc. Nav. Archit. Jpn.*, **138** (1975), 471.
- 4) K.Satoh, M.Toyoda and Y.Itoh: *J. Soc. Nav. Archit. Jpn.*, **141** (1977), 268.
- 5) J.Eftis, D.L.Jones and H.Liebowitz: *Eng. Fract. Mech.*, **7** (1975), 491.
- 6) K.Kishimoto, S.Aoki and M.Sakata: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng., A*, **46** (1980), 1049.
- 7) S.N.Atluri and T.Nishioka: *Eng. Fract. Mech.*, **20** (1984), 209.
- 8) T.Nishioka and M.Kobashi: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng., A*, **54** (1988), 301.
- 9) K.Kishimoto, A.Suzuki, S.Aoki and M.Sakata: *Trans. Jpn. Soc. Mech. Eng., A*, **53** (1987), 899.
- 10) 建築鉄骨の地震被害と鋼材セミナーテキスト, 日本溶接協会鉄鋼部会技術委員会編, 日本溶接協会, 東京, (1997), 45.
- 11) A.Otsuka, T.Miyata, S.Nishimura, M.Ohashi and Y.Kashiwagi: *J. Soc. Nav. Archit. Jpn.*, **135** (1974), 307.
- 12) T.Kanazawa, S.Machida, Y.Kuriyama, S.Aihara and A.Inami: *J. Soc. Nav. Archit. Jpn.*, **148** (1980), 193.
- 13) K.Michiba, H.Hiramatsu, H.Hasegawa, H.Matsumura and M.Toyoda: *Q. J. Jpn. Weld. Soc.*, **14** (1996), 414.
- 14) British Standard Institution: BS7448 PART I, (1991).
- 15) 田中 潔: 東京大学博士論文, (1988), 114.
- 16) H.Tada: *Eng. Fract. Mech.*, **3** (1971), 345.
- 17) M.Toyosada, K.Yamaguchi: *J. Soc. Nav. Archit. Jpn.*, **164** (1988), 339.
- 18) R.O.Ritchie, J.F.Knott and J.R.Rice: *J. Mech. Phys. Solids*, **21** (1973), 395.
- 19) T.Kanazawa, H.Mimura, S.Machida, T.Miyata, Y.Hagiwara: *J. Soc. Nav. Archit. Jpn.*, **129** (1971), 237.
- 20) T.Tagawa, A.Itoh, T.Miyata: *Q. J. Jpn. Weld. Soc.*, **14** (1996), 429.