

昭和 55 年度科学研究費補助金 (一般研究 A)
研究成果報告書

1. 課題番号

4 4 2 0 4 0

2. 研究課題

原子炉用鋼板容接断手部のぜい性亀裂阻止特性の研究

3. 研究代表者

横浜国立大学工学部

教授 小 倉 信 和

4. 研究分担者

横浜国立大学工学部

助教授 安 藤 柱

助 手 酒 井 讓

5. 研究経費

昭和 54 年度 18,500 千円

昭和 55 年度 3,200 千円

計 21,700 千円

2304111

横浜国立大学

539.5

06

大学研究

6. 研究成果

別 添 の と お り

539.5

:09

原子炉用超厚鋼板の
き裂伝播停止靱性に関する研究

酒井 譲

2304111

横浜国立大学

エネルギー材料研究 16.1 別刷

原子炉用超厚鋼板の き裂伝播停止靱性に関する研究

酒井 讓

A study on the crack arrest toughness of thick plate for nuclear pressure vessel

Yuzuru SAKAI

We have attempted to establish a crack arrest methodology for heavy walled nuclear vessels. Two methods of measuring crack arrest toughness (K_{Ia}) have been investigated : the measurement of K_{Ia} with a side wedge-loaded compact specimen in which a machine notched brittle weld is used as a crack starter, and the measurement with double cantilever beam specimen welded-on SAE4340 steel starter section.

The former method turns out to be useful for characterizing the crack arrest toughness and the dynamic fracture capabilities of structural materials, while the latter less promising.

1. 序 論

原子力発電プラントでは、ユニット容量の増大が急速に行なわれており、それに伴い原子炉圧力容器も大形化が図られている。近年では圧力容器の板厚は250mmにも達するのが現状である。このような超厚肉構造物の安全設計についてはASMEセクションⅢの規定が用いられ、原子炉圧力容器用鋼材に対しては中性子照射脆化の問題も含めて脆性破壊を防止することが要求されている。¹⁾ ASMEセクションⅢにおいては、脆性破壊防止のための解析法を線形弾性破壊力学の原理すなわち破壊靱性 K_{IC} にもとめ、潜在き裂が開口する状態の応力拡大係数 K_I

が、材料固有の K_{IC} に達すると破壊が発生している。さらに安全側の設計概念として、潜在き裂が脆性的に伝播するような場合においても、そのき裂の成長が板厚を貫通するまでに至らぬ範囲で停止し、圧力容器の重大な損傷を未然に防ぐ方法が採られている。従って、静的破壊靱性の概念は動的な荷重を受ける動的き裂場の破壊靱性（動的破壊靱性 K_{Id} ）および、伝播き裂が材料中において停止する瞬間の破壊靱性（き裂伝播停止靱性 K_{Ia} ）へと拡張され、これらの値が全て十分に安全側となるような設計を推奨している。しかし現在のところ動的破壊靱性と伝播停止靱性の測定法は種々の問題点を残し、

まだ十分に確立されていない。ことに、原子炉压力容器のような超厚肉鋼で板厚方向にき裂が伝播する場合のき裂伝播停止靱性 K_{Ia} については、アメリカにおいてようやくその測定試験法が規格化される動きが出てきたところである。^{2), 3)} 本論文では、き裂伝播停止靱性試験法として注目されている二方法、すなわち Battelle Columbus Laboratory で提唱された BCL 型 DCB 試験と Material Research Laboratory で提唱された MRL 型コンパクト試験を行い、その特徴および問題点の検討を行っている。

2. き裂伝播停止靱性試験

脆性き裂の伝播停止靱性とは、高速で伝播するき裂を停止させるための材料の抵抗を表わす特性値である。この特性値は、き裂が伝播を開始する条件として通常用いられる破壊靱性 K_{Ic} の物理的意味を拡張して扱われ、 K_{Ia} と表わされる。この二つの靱性値は同様の単位系 ($\text{kgf} \cdot \text{mm}^{3/2}$) であるが、材料に対する意味合いは異なる。き裂伝播停止靱性 K_{Ia} は材料の動的な特性値であり、単位面積当りき裂表面へ動的に解放されるエネルギーの下限值に関連して、それ以下の動的エネルギー解放率ではき裂がもはや伝播しない限界値と解釈される。⁵⁾ すなわち

$$R_{ID \cdot \min} \geq \frac{dW^D}{dA} - \frac{dU^D}{dA} - \frac{dT^D}{dA} = G_{Ia} \quad (1)$$

$$K_{Ia} = \sqrt{\frac{EG_{Ia}}{1-\nu^2}} \quad (2)$$

ここで $R_{ID \cdot \min}$ は動的き裂表面エネルギー解放率、 W , U , T はそれぞれ外力仕事、弾性ひずみエネルギー、運動エネルギー、 A はき裂表面積、 G_{Ia} はき裂伝播停止抵抗力、 E はヤング率、 ν はポアソン比を表わす。また D は動的を意味する添字である。一方、破壊靱性は静的特性値であり

$$R_{I(\nu=0)} \leq \frac{dW}{dA} - \frac{dU}{dA} = G_{Ic} \quad (3)$$

$$K_{Ic} = \sqrt{\frac{EG_{Ic}}{1-\nu^2}} \quad (4)$$

なる関係をもつ。ここに R_I は静的き裂表面解放率、 G_{Ic} はき裂抵抗力 (crack-resistance force) である。このようにき裂伝播停止靱性 K_{Ia} は、材料の動的効果を含んだパラメータであり、き裂の速度、材料のひずみ速度、荷重の負荷速度などの影響を受ける。しかしながら、それらの効果を定量的に評価することは今のところ困難であり、実験的・理論的研究は今後の課題である。

材料のき裂伝播停止特性を把握するためには、従来二重引張試験と ESSO 試験が行われてきた。⁶⁾ これらの試験片は通常 $1000\text{mm} \times 1000\text{mm}$ というような大型の試験片を用い温度こう配型で行なわれる。従って、実験手法上不便な点が多く、得られたデータもき裂伝播特性を表わすのではなく、むしろき裂の非発生温度といった性格を帯びてしまいき裂伝播停止靱性 K_{Ia} の実験としては問題が多い。実験の妥当性をうらづける理論的根拠も明確とは言い難い。ただし、大型試験片を用いるため実際の構造物中におけるき裂の伝播停止をシミュレートする意味合いは強い。

最近 ASTM (American Society of Testing for Materials) はより簡便な試験方法として二つの新しい、き裂伝播停止破壊靱性試験を推奨した。そのひとつは、MRL で開発されたコンパクト試験片を用いる方法 (以下 MRL 型コンパクト試験とよぶ) と BCL で開発された DCB (Double Cantilever Beam) 試験片を用いる方法 (以下 BCL 型 DCB 試験とよぶ) である。これらの試験では試験片寸法が小型化され、脆性き裂発生にはくさび荷重が用いられ、測定結果から理論的に K_{Ia} が求められるなど大巾な改良点が認められる。また二重引張試験が温度勾配型であるのに対し、ASTM の推奨試験はいずれも応力勾配型といえる。これらの推奨試験法は ASTM レポートとして公表され、以来各国ことにアメリカ合衆国においてデータの蓄積がなされつゝあり我国においても、溶接学会、造船学会、鉄鋼メーカーの一部において研究の端緒がつけられ

たところである。^{7),8),9)} 以下にASTMレポートに従い当研究室で行った各推奨試験の結果について述べる。供試材は原子炉圧力容器に用いられているASTM A533 B C1鋼(板厚250mm)である。

2.1 MRL型コンパクト試験

(A) 本試験の特徴および実験方法

MRL型コンパクト試験片の形状をFig.1に示す。

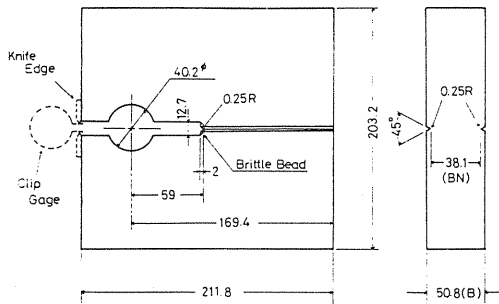


Fig. 1 Configuration of the MRL Compact test Specimen

Material Research Laboratories で開発された本試験法は、脆性き裂伝播靱性 K_{Ia} を平面ひずみ破壊靱性 K_{Ic} の理論の枠内で処理するという発想に立っていると見なせる。すなわち本来動的効果を含んだパラメータである K_{Ia} を求めるに際し、系の運動エネルギーならびに外力仕事、弾性ひずみエネルギーの動的効果を無視しようとして、(1)式のかわりに

$$R_{ID.min} \geq \frac{dW}{dA} - \frac{dU}{dA} = G_{Ia} \quad (5)$$

を用いるのである。上式は破壊靱性 K_{Ic} を求める(3)式と本質的な差はない。き裂伝播停止靱性 K_{Ia} は、停止き裂が再びその長さを初期き裂として伝播を開始する(あるいは伝播を始めない)臨界量としての K_{Ic} に等しくなる。このような発想から、用いる試験片は K_{Ic} 試験で通常用いられるコンパクト試験タイプであり、 K_{Ia} の解析に用いる式は、CT (Compact Tension) 試験用の理論式を適用している。従って、き裂伝播停止現象を静的に把握する

範囲では簡便な方法といえよう。

MRL型コンパクト試験片では、脆性き裂の発生部として脆化ビードを用いている。その溶接は容易で試験片製作上の困難さはない。試験片形状は正方形に近く、き裂は直線的に伝播しやすい。そのためき裂伝播径路を指定するサイドグループは比較的浅い。脆化ビードに加工された切欠の先端半径はASTMレポートに参考値が記載されているが、試行錯誤的に求められた値であり、容易にぜい性き裂が発生しかつ所定の K_{Ia} が求まる範囲で変更は可能である。Fig.2に負荷装置を示す。恒温槽内に試験片をセットし、所定の温度に達したら手動によりくさび荷重を負荷しぜい性き裂を発生させる。試験片開口端部のナイフエッジに取りつけたクリップゲージを用い開口変位量をX-Tレコーダに記録する。脆性き裂発生後、試験片をヒートティント(230°C 2~3hr)し、再び十分に冷却後完全に破断させる。

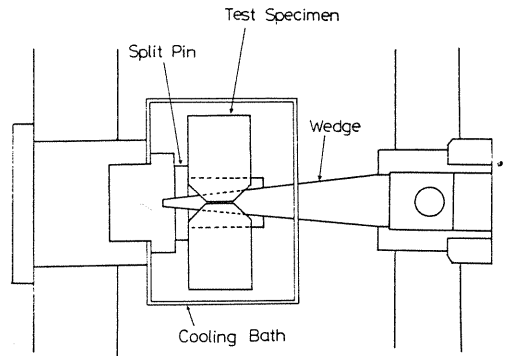


Fig. 2 Loading Arrangement

靱性値 K_{Ia} はき裂停止時の変位と停止き裂長さを計測することにより求まる。

(B) 解析方法および実験結果

き裂伝播停止靱性 K_{Ia} の評価式は、ASTM E399の標準コンパクト試験に対する評価式を利用している。

$$K_{Ia} = Y \cdot \Delta f \cdot E \cdot \sqrt{\frac{1}{W}} \cdot \left(\frac{B}{BN}\right)^{\frac{1}{2}} \quad (6)$$

ここでEは縦弾性係数, Bは試験片厚さ, B_N はサイドグループ底での試験片厚さ, W'はピン穴中心から試験片端までの距離で定義される試験片幅である。dfはピン穴中心から0.25 W'離れた位置における開口変位量であり, また係数Yは伝播停止き裂長と試験片幅の比より以下のように与えられる。

$$Y = \frac{f(\alpha) \cdot \sqrt{d}}{EBC} \quad (7)$$

ここで

$$f(\alpha) = \frac{(2+\alpha)}{(1-\alpha)^{3/2}} (0.886+4.64\alpha-13.32\alpha^2+14.72\alpha^3-5.6\alpha^4) \quad (8)$$

$$\alpha = a/W'$$

$$\sqrt{d} = 0.190072 + 1.78633\alpha - 1.89443\alpha^2 + 0.71899\alpha^3$$

$$EBC = 600 + 134838 \ln(1-\alpha) + \frac{2}{(1-\alpha)^2} \sum_{n=1}^{10} C_n \alpha^n$$

ここで, C₁ = 70.5587 C₂ = -84.684 C₃ = 30.9328

C₄ = -89.8105 C₅ = 128.921 C₆ = -45.1324

C₇ = -270592 C₈ = 28.0736 C₉ = 0.0319993

C₁₀ = -3.92

既に述べたようにMRL型コンパクト試験の解析に用いられる理論は破壊靱性K_{Ic}を求める理論と本質的にかわらない。式(6)~式(8)に与えた式は, き裂伝播停止靱性K_{Ic}を評価するうえで, 現象の動的効果を見逃しうる範囲で成立する近似式といえる。

Fig.3に試験片採取位置を示す。試験片は板厚 $\frac{1}{4}$, $\frac{2}{4}$, $\frac{3}{4}$, $\frac{4}{4}$ の位置で試験方向が圧延方向に対して垂直となるようにとってある。

Fig.4に荷重と開口変位の時間変化の記録例を示す。脆性破壊発生と同時に開口変化は増加し, 荷重は急激に減少する。脆性き裂伝播停止時の開口変位は, 変位量の急増が終了した点とする。破壊発生からき裂停止に至る過程はおそらく数100μsecで終始する極めて短時間の動的現象であり, 有限要素法などの理論解析によれば弾性波の入反射から生ずる材料の振動現象が現われ, 極めて複雑な様相を示すことが知られている。従って開口変位変化は本

来, Fig.4にみられるほど単純ではない。ただし, 本試験が式(6)~式(8)を理論的根拠とする範囲では, 開口変位量は現象の開始点と終止点で精度良く求めれば良い。

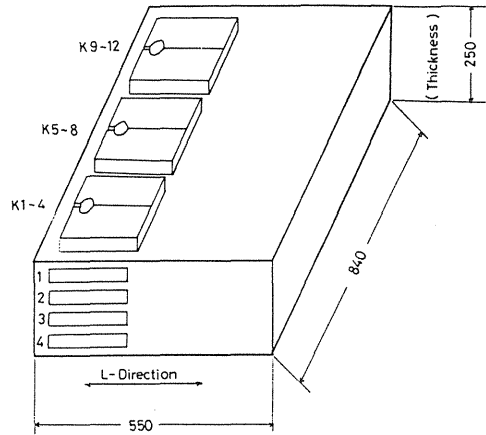


Fig. 3 Location of the Specimens to the 8HA Steel (A533B C1.1)

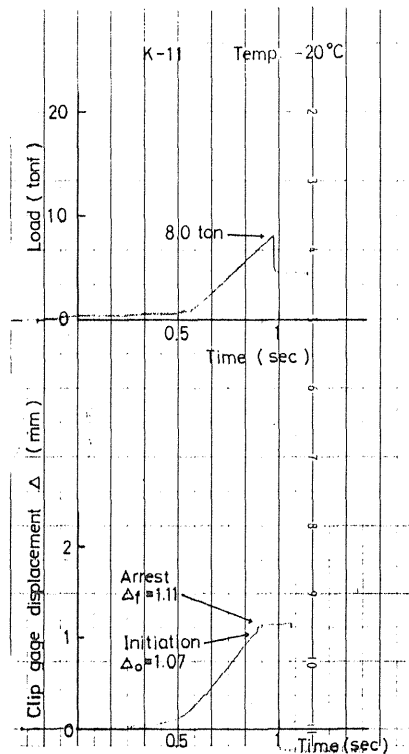


Fig. 4 A Typical Record of Load and Displacement vs. Time (MRL COMP.)

Table 1 に 12 本の試験片について行った実験結果を示す。K_Q は、き裂発生時の開口変位 Δ_o と初期き裂長さ a_o を用いて計算した応力拡大係数である。

試験温度は室温から -50℃ の範囲であり、切欠先端半径は全て 0.25 mm である。発生した脆性き裂がサイドグループ部を通過した例が 7 本であり、サイドグループ部を少しそれたものが 3 本、また完全に

それてしまったものが 2 本あった。表中の K_Q の値はやや高いと思われる。K_Q 値が高いことは、停止き裂長 a_f が長くなりリガメント部が少くなる結果、試験の精度を下げる原因となる。これは脆化ビードに加工した切欠先端半径が大きいためなのか、もしくは脆化ビード自体にまだ問題があるのかは明らかでない。

Table 1. Result of the MRL-Type Compact Test on 8HA Steel (A533B, Cl. 1)

Specimen No.	Temperature (°C)	Displacement at initiation Δ _o (mm)	Displacement at arrest Δ _f (mm)	Arrested crack length (mm)				Y _f	K _Q ** kgf mm/mm ²	K _{Ia} ** kgf mm/mm ²
				a ₁	a ₂	a ₃	a _f			
K- 1	0	2.58	2.91	144.4	141.4	134.4	129.9	0.114	1027.9	619.7
K- 2	-35	2.26	2.59	148.4	133.4	147.4	147.0 ¹⁾	0.081	900.4	393.0
K- 3	-20	2.30	2.52	148.4	147.4	144.4	146.7	0.082	916.4	385.4
K- 4	27	3.53	3.78	123.4	122.4	129.4	116.4 ¹⁾	0.136	1406.4	957.1
K- 5	-10	3.20	3.45	140.4	137.4	123.4	127.2 ¹⁾	0.119	(1275.0)	(764.0) ²⁾
K- 6	10	4.55	4.85	140.0	140.0	139.4	140.0	0.096	1812.8	866.0
K- 7	-10	3.70	3.85	150.4	153.4	156.4	153.4	0.067	1474.2	479.2
K- 8	-40	3.19	3.61	134.4	146.4	155.4	139.7 ¹⁾	0.096	1271.0	648.6
K- 9	-20	2.31	2.36	143.4	144.4	143.4	143.7	0.088	920.4	388.8
K- 0	-20	2.15	2.67	145.4	145.4	144.4	145.1	0.086	856.6	425.3
K-11	-20	1.07	1.11	99.4	99.4	95.8	98.2	0.162	(426.3)	(335.8) ²⁾
K-12	-50	1.07	1.33	140.9	134.4	126.4	133.9	0.107	426.3	265.8

$$*) K_{Ia} = Y \cdot \Delta_f \cdot E \cdot (1/W) \cdot (B/B_N)^{1/2}$$

1) Crack front is round.

$$**) K_Q = Y \cdot \Delta_o \cdot E \cdot (1/W) \cdot (B/B_N)^{1/2}$$

$$= 0.0887 \cdot E \cdot Y \cdot \Delta_o$$

2) Crack was running apart from the side grooves.

Fig.5 に求めた K_{Ia} と温度の関係を示す。き裂がはじめからサイドグループ部をそれてしまい無効となった結果を除き 10 点のプロットを与えている。括弧内のデータはき裂がサイドグループ部をそれたものであり参考値として示してある。また図中には参照破壊靱性曲線 (K_{IR}カーブ) も示してある。K_{Ia} の温度依存性は明らかであり、また K_{IR}カーブよりも十分に低温側に位置している。

RTNDT 温度 (-35℃) における K_{Ia} の値はおよそ 300 kgf · mm^{3/2} を示した。

Fig.6 に参考として、数種の鋼材における MRL 型コンパクト試験結果の K_{Ia} ~ T 関係を示す。図中の 8HA~8HE で示した鋼種はそれぞれ新日鉄 A533 B Cl 1 材、川崎製鉄 A533 B Cl 1 材、日本製鋼所 A508 Cl 3 材、神戸製鋼 A508 Cl 3 材である。試験担当は当研究室 (8HA) の他川崎製鉄 (8HB, 8HE) 石川島播磨重工 (8HD) の各社が行っている。また試験片の製作方法は各社ほぼ共通であり、試験片寸法もピン穴直径を除き共通とみなせる。実験方法も同様である。Fig.6 では各鋼種の K_{Ia} 値

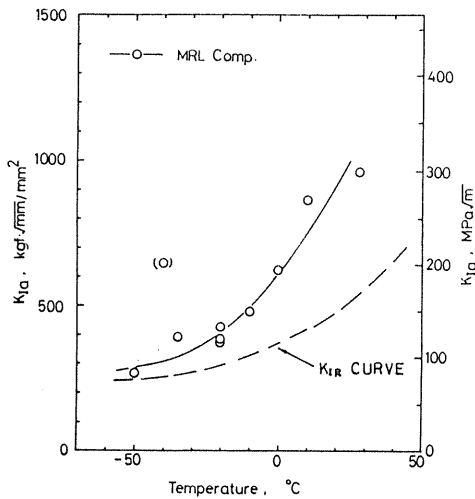


Fig. 5 Plot of K_{Ia} vs. Temperature for A533B C1.1 (8HA)

の差が現われている。すなわちA533B材の方がA508材よりもかなり低温側に位置している。また8HA材と8HB材、8HD材と8HE材の間にはそれぞれ差がみられない。これは供試材の肉厚(A533Bは250mm A508 C1.3は300mm)あるいは製造法(それぞれ圧延, 鍛造)などによる材質の差などが影響しているものと考えられるが, 真の原因は明らかでない。

Photo. 1に各試験片の破面を示す。各試験片破面

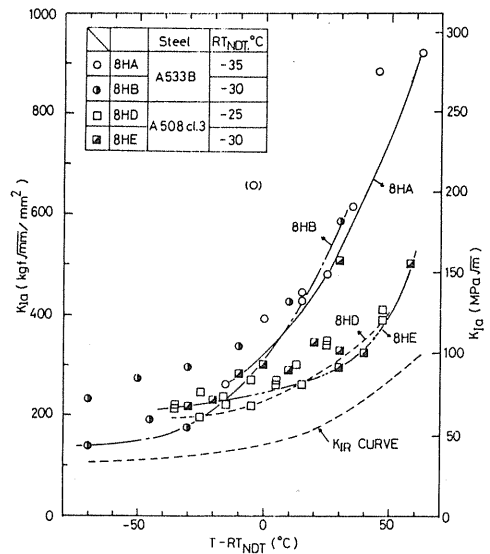
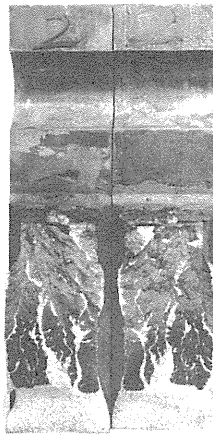


Fig. 6 Summary of the MRL-Type Compact Test Results

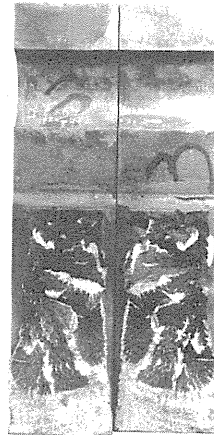
についていえることは, 延性破面がいずれにも見られずき裂伝播停止は脆性的に生じていること, また停止き裂先端は丸みを帯びていて, き裂進展は板厚中央でかなり先行していること, 破面全体に加熱着色されていない島状の部分がかなり残されていて, この部分は分離していなかったことになる点などである。これらの特徴は試験温度に依存していて, 低温になるほどき裂先端はフラットになり, 島状の部分は減少してゆく。



K-1
0 °C



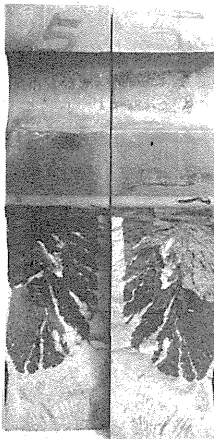
K-2
-35 °C



K-3
-20 °C



K-4
27 °C



K-5
-10 °C



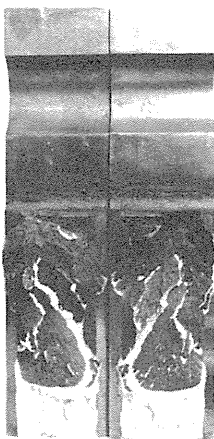
K-6
10 °C



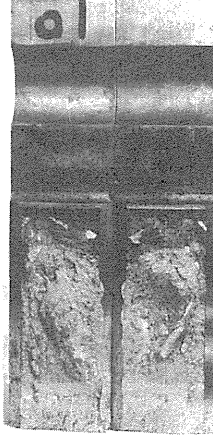
K-7
-10 °C



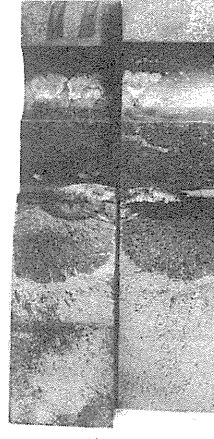
K-8
-40 °C



K-9
-20 °C



K-10
-20 °C



K-11
-20 °C



K-12
-50 °C

Photo. 1 Fracture Appearances of MRL Type Compact Specimen

2.2 BCL型DCB試験

(A) 本試験の特徴および実験方法

BCL型DCB試験片の形状をFig. 7に示す。本試験法はBattele Columbus Laboratoriesで開発され、脆性き裂伝播停止靱性 KIa をDCBモデルを用いて解析的に取り扱おうとする方法である。¹⁰⁾

DCBモデルを用いるのは、動的効果を比較的容易に解析手法へ導入するためであり、弾性床とチモンエンコ梁を組み合わせた1次元梁の運動方程式とエネルギー平衡方程式、すなわち(1)式により KIa を導いている。DCB試験は本来三次元的なき裂伝播停止現象を一次元的に解析するために用いられるのであり、自から様々な制約を持つが、次のような利点がある。

- ① 理論上、発生したき裂は停止寸前まで一定速度で伝播する。この伝播速度は切欠先端半径をかえることにより様々な値が得られる。
- ② 伝播き裂速度は、材料固有の弾性波速度のある比の値であり、き裂は必ず材料中でアレストされる。
- ③ き裂発生部に脆性材料を用い試験材と溶接することにより高靱性の材料の KIa の測定が可能となる。

以上の利点が開発者らによって指摘されているが、本試験法の特徴はき裂伝播停止靱性を動的な場で解析的に導いた理論の裏付けを持っている点であり、MRL型コンパクト試験が全く静的な扱いをしているのと対照的である。

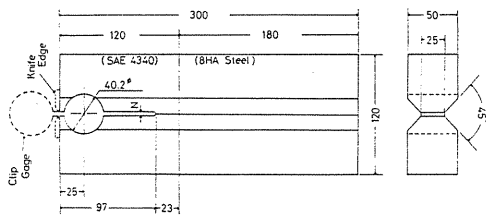


Fig. 7 Configuration of the BCL-type DCB Test Specimen

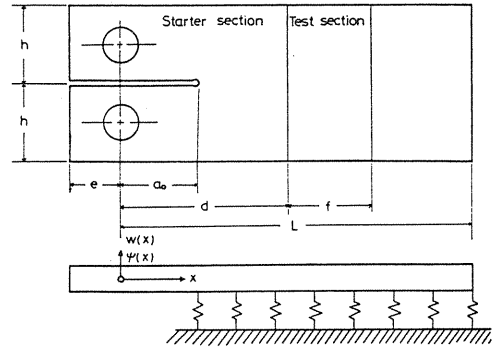


Fig. 8 The double cantilever beam (DCB) test specimen and the beam-on-elastic foundation model

まず第1近似としてDCBモデルによる静的解法を示す。Fig. 8にDCBモデルの図を示す。いまFig. 8の弾性床上のチモンエンコ梁に外力が加わりき裂が進展を開始すると系のひずみエネルギー U と運動エネルギー T は次式で表わされる。

$$U = \int_e^L \left\{ EI \left(\frac{\partial \Psi}{\partial x} \right)^2 + \kappa GA' \left(\frac{\partial w}{\partial x} - \Psi \right)^2 + H^* (\theta_r - \theta) [\kappa_e w^2 + \kappa_r \Psi^2] \right\} dx \quad (9)$$

$$T = \int_e^L \rho A \left\{ \left(\frac{\partial w}{\partial t} \right)^2 + \rho I \left(\frac{\partial \Psi}{\partial t} \right)^2 \right\} dx \quad (10)$$

ここで w は断面のたわみの平均、 Ψ は中立軸まわりの断面の回転角の平均、 I は慣性モーメント、 G は剪断係数、 ρ は比重、 A は断面積でありまた、

$$\kappa = \frac{10(1+\nu)}{12+11\nu}, \quad \kappa_e = \frac{2EB}{h}, \quad \kappa_r = \frac{\kappa GA}{2}$$

$$\theta = \kappa_e w^2 + \kappa_r \Psi^2$$

などである。 θ_c はき裂停止時の θ の値である。 H^* はヘビサイド関数である。式(1)、式(2)、式(9)、式(10)を用いラプラス変換で積分を実行すると、き裂伝播停止靱性は次のように陽な形で求まる。

$$K = \frac{2\sqrt{3Pa}}{Bh^{3/2}} \left\{ 1 + \frac{\sqrt{5}}{2} \left(\frac{h}{a} \right) + \frac{1}{2} \left(\frac{h}{a} \right)^2 \right\}^{1/2} \quad (11)$$

$$\delta \bar{P} = \frac{4a^3}{EBh^3} \left\{ 1 + \frac{3\sqrt{5}}{4} \left(\frac{h}{a} \right) + \frac{2}{3} \left(\frac{h}{a} \right)^2 + \frac{3\sqrt{5}}{16} \left(\frac{h}{a} \right)^3 \right\} \quad (12)$$

ここで δ はピン穴中心での開口変位, P は外力である。

式(11)で与えられたき裂伝播停止靱性 K_{Ia} には, もはやき裂速度などの動的な要因が消えている。DCB 試験を実施し, その結果の解析には上式(11), (12)を用いることもできるが更に動的な取扱いも可能である。

M. F. Kanninen の方法によれば, 式(9), 式(10)を

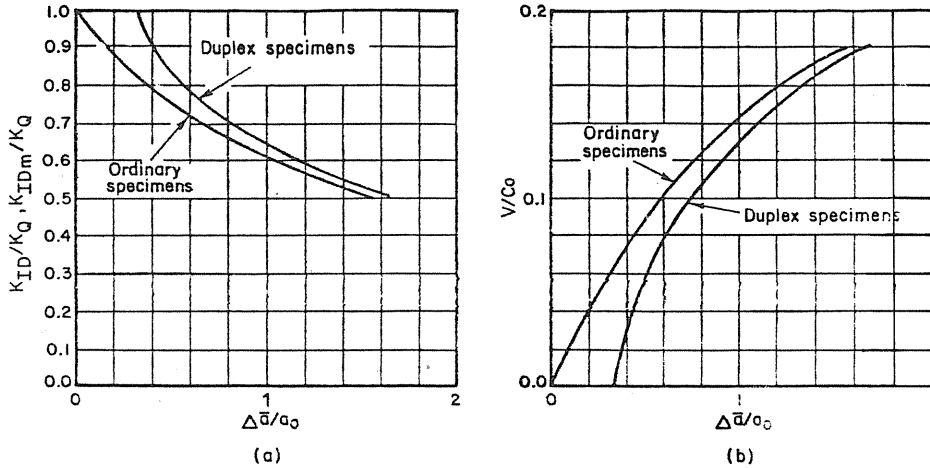


Fig. 9 K_{ID}/K_Q vs. a and V/C_0 vs. a

Table 2. Factors for computing stress intensity from measured displacement in the DCB specimen

$\frac{a}{H}$	$\frac{KH^{1/2}}{E\Delta p_{in}}$	$\frac{\Delta p_{in}}{\Delta p_{end}}$ (a)
1.00	0.1223	0.744
1.05	0.1170	0.749
1.10	0.1114	0.754
1.15	0.1062	0.759
1.20	0.1023	0.764
1.25	0.0973	0.768
1.30	0.0933	0.773
1.35	0.0893	0.777
1.40	0.0856	0.781
1.45	0.0821	0.785
1.50	0.0788	0.789
1.55	0.0760	0.792
1.60	0.0731	0.796
1.65	0.0703	0.799
1.70	0.0678	0.803
1.75	0.0653	0.806
1.80	0.0631	0.809
1.85	0.0610	0.812
1.90	0.0589	0.815
1.95	0.0569	0.818
2.00	0.0550	0.821

式(1), 式(2)のもとで特性曲線法により解くことで, き裂停止長さ Δa と K_{IDM}/K_Q および Δa とき裂速度 V の関係が数値的に求まる。その結果を Fig. 9 に示す。一方破壊靱性 K_Q は試験片形状から決定でき, その一例を Table 2 に示す。き裂伝播停止靱性 K_{Ia} は, 高速き裂の進展に対する抵抗値 K_{ID} の最小値 K_{IDM} と等価であるから, Fig. 9 より求めることができる。

BCL型DCB試験片では脆性き裂の発生部として高強度低靱性のSAE4340鋼を使用している。その化学成分, 熱処理, 硬さはTable 3に示すとおりである。試験体とき裂発生部の接合は電子ビーム溶接によって行う。溶接の際, 予後熱はそれぞれ250°C以上, 300°Cで両面一層とし欠陥, とけ込み不足の防止に特に注意を要する。溶接後き裂を直進させるため深いサイドグループを加工する。SAE 4340鋼は極めて硬いため放電加工で行う。実験方法はMRL型コンパクト試験と全く同様である。

(B) 解析方法および実験結果

き裂伝播停止靱性 K_{Ia} の評価式はTable 2, Fig. 9 およびサイドグループ部の実効厚さを考慮して

$$K_{Ia} = K_{IDM} \times \left(\frac{B}{B_N}\right)^{1/2} \tag{13}$$

で与えられる。式(13)により求められたき裂伝播停

Table 3. SAE4340 鋼の成分

C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo	熱処理	Hr
0.38	0.25	0.78	0.019	0.014	1.77	0.80	0.24	840°C OQ, 430°C AC	460

Table 4. BCL-Type DCB Test on 8HA Steel (A533B, Cl. 1)

Specimen No	Temperature (°C)	Displacement at initiation Δ_o (mm)	Displacement at arrest Δ_f (mm)	Crack length (mm)		K_Q kgf mm ^{3/2}	K_{Ia} kgf mm ^{3/2}	
				a_o	a_f			
B-1	18	2.5	2.0	2.23	72.0	123.0	424.0	265.0 ¹⁾
B-2	-40	2.0	1.88	1.88	72.0	125.0	398.0	220.0
B-3	-20	2.0	1.81	—	72.0	—	384.0	— ²⁾
B-4	-5	2.0	2.23	2.38	72.0	156.0	473.0	207.0
B-5	-20	2.5	2.08	2.08	72.0	153.0	441.0	185.0
B-6	-50	1.0	1.27	—	72.0	—	350.0	— ³⁾
B-7	-30	1.0	1.77	1.92	72.0	142.0	488.0	190.0
B-8	-50	2.0	1.56	—	72.0	—	331.0	— ²⁾
B-9	6	2.0	1.81	—	72.0	—	384.0	— ²⁾

1) The brittle crack seems to be weakened by kinetic energy loss in the weld region.

2) The brittle crack stopped at weld line.

3) Once the brittle crack stopped at weld line and then propagated by reloading.

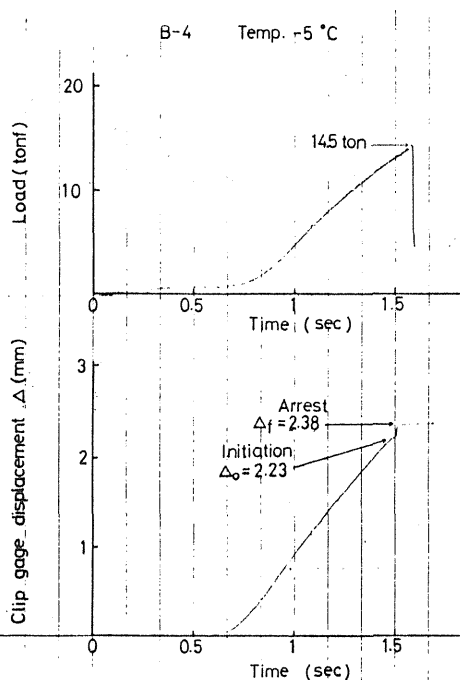


Fig. 10 A Typical Record of Load and Displacement vs. Time (BCL DCB)

止靱性 K_{Ia} は、現象の動的効果をも含めた値である点に特色がある。

Fig. 10 に荷重と開口変位の時間変化の記録例を示す。荷重が加わり、ある瞬間において脆性き裂が発生しアレストされるまでの様子は M R L 型コンパクト試験の場合とはほぼ同様である。

Table 4 に 9 本の試験片について行った実験結果を示す。 K_Q はき裂発生時の応力拡大係数である。10 本のうち発生したき裂が溶接線で停止した例が 5 本あった。このうちき裂先端半径が 2.0 mm のものが 3 本、1.0 mm のものが 1 本である。またき裂が分岐した例 (B-10) が 1 本あった。本実験の成功率は 50% であり M R L 型コンパクト試験と比較するとかなり悪い。前年度 (昭和 53 年) においても B C L 型 D C B 試験を 12 本実施したがその際実験が有効であったのは 1 本のみであった。このように本実験は今のところかなり難点を持っているといえ

る。その第1は発生部で生じた脆性き裂が溶接線で停止してしまう確率が非常に高いことである。この原因は主として溶接線近傍に存在する圧縮残留応力がき裂の運動エネルギーを吸収する作用をしまうためと考えられる。この対策としては、①試験片を再熱処理して応力除去をする。②切欠先端半径を大きくする。③溶接部をき裂が通過しやすくするためサイドグループ底に切欠を入れる。などの方法が考えられる。このうち①の方法は試験片の機械的性質が変わる可能性があり容易でないとされる。き裂が溶接線で停止せず材料中を伝播するためにはき裂の運動エネルギーを大きくしてやればよく②の方法は実験の成功率の上昇に寄与していると思われる。しかし切欠先端半径を大きくすれば溶接線を通過する可能性は高くなるものの、伝播き裂速度がそれに伴い増大するためき裂がサイドグループからそれたり分岐現象を生じたりする可能性も増大する。従って最適の切欠先端半径を推定すべきであるが、それには溶接条件、試験温度などもパラメータとなるので容易ではない。また③の方法は溶接部断面積を減少させその部分のK値を増大させき裂を通過させやすくする方法であり、石川島播磨重工で実験に採用された。しかしその効果は明らかでないとしている。いずれにせよ溶接部でき裂が停止してしまう原因は4340鋼のK_Q値、溶接条件、負荷方法、試験温度などに関係すると思われるが、それに対する有効な対策は未だ明らかでない。本実験方法の難点の第2として、伝播き裂が分岐する確率もMRL型に較べて大きいと思われる。これは発生部に用いた4340鋼の脆性度が高くき裂速度が大きくなることと、前述のようにき裂先端半径を大きくせざるを得ない理由による。

Fig.11にK_{Ia}値の温度依存性を示す。有効なデータ数が少ないため明瞭な結果を導くことはできない。得られたK_{Ia}値はK_{IR}曲線より低温側に位置している。

Photo. 2に各試験片の破面を示す。B-3, B-

8, B-9の各試験片は溶接線でき裂が停止した例である。

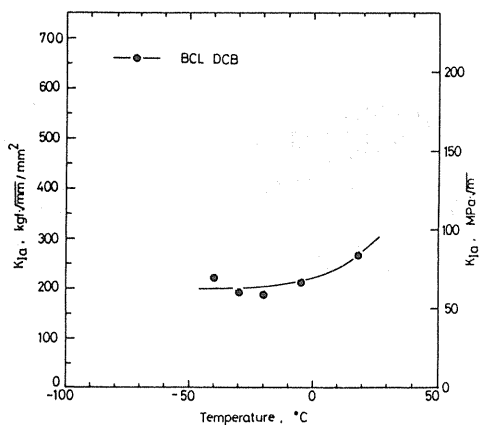


Fig. 11 Plot of K_{Ia} vs. Temperature for A533B C1.1 (8HA)

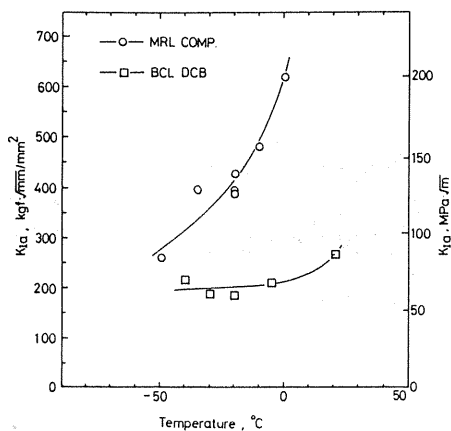
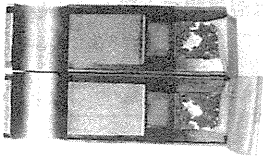
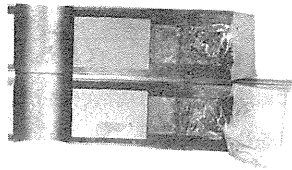


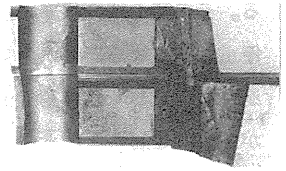
Fig. 12 Temperature dependence of K_{Ia} values obtained by MRL COMP. and BCL DCB (8HA Steel)



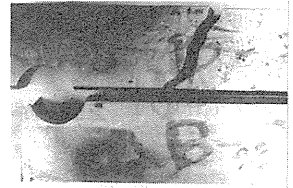
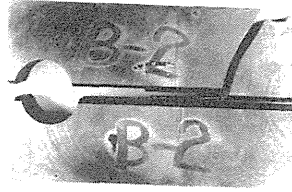
B-1
18 °C



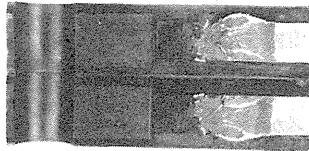
B-2
-40 °C



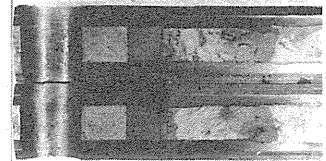
B-3
-20 °C



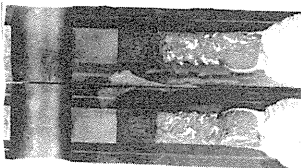
B-4
-5 °C



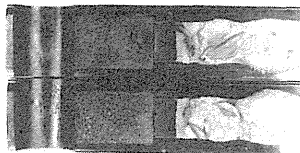
B-5
-20 °C



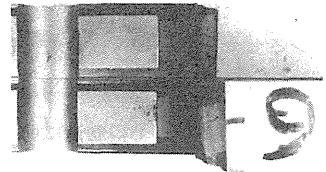
B-6
-50 °C



B-7
-30 °C



B-8
-50 °C



B-9
6 °C



Photo. 2 Fracture Appearances of BCL Type DCB Specimen

3. 考 察

2章で述べたようにき裂伝播停止靱性試験としての両試験方法にはそれぞれ長所と短所がある。本章ではその比較検討を行なう。

M R L型コンパクト試験と B C L型 D C B試験で得られた K_{Ia} の温度依存性を Fig.12に示す。この図から明らかなように両試験法の実験結果はそれぞれかなり異った傾向を見せている。M R L型による実験結果が温度依存性を明らかに持ちかなり高い K_{Ia} 値を示すのに対し、B C L型の結果は温度依存性があまり明瞭でなく低い値を示している。き裂伝播停止靱性が温度依存性を持つことは材料力学的に明らかである。その点 B C L型の結果は平坦なゆるい曲線を描いて温度依存性が不明瞭であり問題である。その原因は主として溶接部の残留応力によるものであろう。伝播き裂のエネルギーが残留応力の緩和で吸収されてしまい試験部で伝播する運動エネルギーがかなり減殺されてしまうと思われる。温度がより高い場合材料の靱性は高いからき裂が発生するまで蓄積されるエネルギーは大きくなるはずである。従って伝播き裂のエネルギーは高温であるほど SAE3430鋼中では大きく、そのエネルギーと試験材の靱性の温度依存性の関係によりき裂停止靱性 K_{Ia} が定まる。従って伝播中のエネルギー損失は実験特性を不明瞭にする。このように B C L型の場合、き裂発生部に異種鋼を用いるいわゆる混成型を用いる以上、得られた結果に対してもあいまいな因子が絶えずつきまとうと考えられる。一方 M R L型の結果は明瞭な温度依存性を示すが高い K_{Ia} 値を与えている。参考のため Fig.13 に四種のき裂伝播停止靱性試験結果の比較を示す。同図には同鋼材による E S S O 試験と Tapered D C B 試験結果が併せて示してある。(住友金属材料研究所データ)。図から明らかなように M R L型の結果は他の試験法による結果に較べかなり高い。しかし、今のところ蓄積データが少いためこの傾向が M R L型に特有なものかどうかは断定できない。また Tapered D C B 試験

E S S O 試験のいずれについてもいくつかの問題点が指摘されているのが現状である。

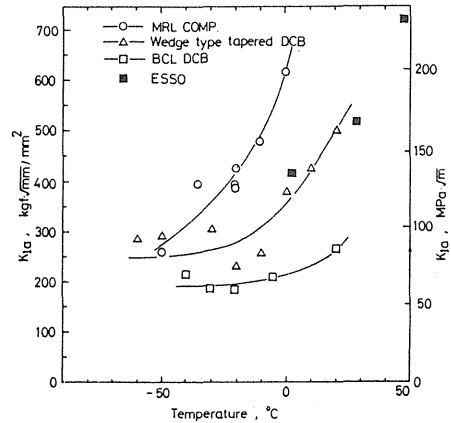


Fig. 13 Temperature dependence of K_{Ia} values obtained by various kind of test (8HA Steel)

第2章で述べたように M R L型コンパクト試験の解析理論はき裂伝播停止現象を全く静的に扱い、しかもき裂発生時の応力拡大係数を求める定義式と同等の理論式を用いているのが特徴である。従って実験結果も動的な要因を除去され、B C L型に較べればより静的な結果が強調されるだろう。たとえば、動的な破壊靱性 K_{ID} の速度依存性が無視され、実験結果は静的破壊靱性試験結果に似た様相を示すと思われる。一方 B C L型 D C B試験の理論は動的解析に基いたものであり、M R L型に較べれば実際の現象により接近したアプローチをしているといえる。しかし、最近そこで用いられている動的解析方法に疑問点がいくつか存在することが指摘されている。特性曲線法および有限要素法を用いた動的き裂伝播問題の解析は未だ種々の問題を残して、B C L型 D C B試験の理論は動的解析手法の過程でも様々な近似を行っている事実も見逃せない。Table 5 に両試験方法の比較を示す。

Table 5. 両試験法の比較

	MRL型コンパクト試験	BCL型DCB試験
試験片製作	容易	難かしい
実験方法	容易	容易
成功率 (本実験)	高い (90%)	低い (50%)
解析理論	静的	動的
脆性き裂発生部	脆化ビード	SAE4340鋼
き裂速度 (V)	初速は比較的遅い	初めから速い
K _{Ia} とVの関係の仮定	K _{Ia} はVに無関係な材料物性値	K _{Ia} はVに依存する

4. 結 論

き裂伝播停止靱性試験としてMRL型コンパクト試験とBCL型DCB試験を実施し以下の結論を得た。

(1) MRL型コンパクト試験は以下の特徴を持っている。試験片の製作、実験方法は比較的容易といえる。同試験で得られたき裂伝播停止靱性K_{Ia}は明瞭な温度依存性を示す。またK_{IR}曲線よりも充分低温側に位置している。解析理論は静的であり、現象の動的な要因を無視している。したがって式(1), 式(2)で定義されるき裂伝播停止靱性の動的効果が本実験からは明らかにされない。今後は他の実験法によるデータなどとの関係から、動的効果の補正項などを導入すべきであろう。

(2) BCL型DCB試験は、試験片製作の過程で問題があることがわかった。き裂発生部と試験部を溶接で接合するため接合部に材料力学的不連続部が残されてしまう。その部分の残留応力、溶接欠陥、材質変化などのため発生した脆性き裂が溶接線近傍で停止してしまう確率がきわめて高くなることがわかった。また得られた実験結果についても溶接部の影響が及んでいると考えられる。

参 考 文 献

- 1) 薄田, "超厚鋼の破壊靱性の評価について" JHP I, Vol.14, No.4, 1976
- 2) ASTM. E24.0304 task group;"Prospects for a cooperative test program on crack arrest toughness measurement".
- 3) P.G. Croseley and E.J. Ripling: Guidance for Measuring K_{Ia} with a Compact Specimen (July 1977), [Materials Research Laboratory, Inc.]
- 4) R.G. Hoagland, P.C. Gehlen, A.R. Rosenfield, M.F. Kanninen and G.T. Hahn: Proposed Tentative Method for Fast Fracture Toughness and Crack Arrest Toughness (October, 1977), [Battelle Columbus Laboratories]
- 5) G.T.Hahn, et.al., "Pilot Study of the Fracture Arrest Capabilities of A533B Steel" Cracks and Fracture, ASTM STP 601 1975.
- 6) 金沢武他, "脆性破壊2" 破壊力学と材料強度講座8, 培風館, 1977
- 7) 日本溶接協会, 7 H S T小委員会, "原子炉圧力容器用超厚鋼材の安全性に関する試験研究" 日本溶接協会, 1978
- 8) 金沢, 町田他, "高速クラックの動的様相に関する研究" 日本造船学会講演論文, 1978
- 9) 長谷部, 川口, "テーパ形DCB試験によるNi添加鋼板の脆性破壊伝播停止特性について" 鉄と鋼, 第61年第6号, 1975
- 10) M.F. Kanninen, "A dynamic analysis of unstable crack propagation and arrest in the DCB test specimen", International Journal of Fracture, Vol.10, No.3, September 1974.
- 11) R.G. Hoagland, A.R. Rosenfield, "A Crack Arrest Measuring Procedure for Kim, Kid, and K_{Ia} Properties" Fast Fracture and Crack Arrest, ASTM STP, 627. 1976.
- 12) G.T.Hahn, R.G.Hogland, "A preliminary study of fast fracture and arrest in the DCB test specimen" Dynamic crack propagation, G.C.Sih ed., Noordhoff In Int. Pub., 1973.