DCB 試験による鋼材の脆性破壊伝播停止特性の評価

正員 金 沢 武* 正員 町 田 進*
正員 吉 成 仁 志*

Evaluation of Brittle Fracture Propagation Arrest Characteristics by DCB Testing

by Takeshi Kanazawa, *Member* Susumu Machida, *Member*
Hitoshi Yoshinari, *Member*

Summary

In the previous papers, dynamic fracture mechanics analysis was made on the experimental investigation using a ship steel to clarify the fundamental aspects of brittle crack propagation and arrest in structural steels. It was concluded that dynamic consideration was indispensable for the interpretation of fast fracture and crack arrest and dynamic fracture toughness K_D as material property could be defined as a function of temperature and crack velocity.

In this report, the experimental data obtained using different types of double-cantilever beam (DCB) test specimens are analyzed using the beam-on-elastic-foundation model. The results are compared with the results of double tension tests, and the previous conclusion is found to be valid.

A simple method is proposed to estimate dynamic fracture toughness curve of structural steels using DCB test specimen.

1 緒 言

既報¹⁾においては、KAS 鋼を供試した二重引張試験および DCB 試験結果を動的解析することにより、鋼材の脆性破壊伝播停止挙動の基礎的側面を把握することを目指した。その結果、実験的にも理論的にも静的概念による解釈との相違が明らかにされ、クラックの伝播停止挙動には動的効果を考慮した解析が必要不可欠であることが明らかとなった。また材料特性としての動的破壊靱性値 K_D が温度と速度の関数として定義できる事実を示した。

本報では、まず数値実験によって DCB 試験片の特性について考察を行なった後、寸法、形状の相違を考慮した DCB 試験結果を解析し、また既報²⁾で得られた二重引張試験の解析結果との総合的検討によって上述の結論をより明確にする。さらに、材料の特性値である動的破壊靱性値曲線を評価する際の煩雑さを克服するため、DCB 試験の利点を活かして動的破壊靱性値曲線を推定する簡便な手法を示し、アレストデザインの確立に到る過程での材料特性試験として DCB 試験を提案する。

2 解析手法

DCB 試験片の動的解析には Kanninen の beam on elastic-foundation model³⁾を用いる。Kanninen は、DCB 試験片の片側を引張と曲げの剛性を有する弾性床上の beam と考え、クラックの進展をクラック先端位置のばねが切れていくことに対応させている。高速でクラックが進展する場合、クラック先端の歪速度は大きく、塑性域の大きさはクラック長さに比べて充分小さいと考えられるので、巨視的には弾性体という仮定が成立すると思われる。解析モデルを Fig. 1 (a) (b) に模式的に示す。

さて beam の z 方向の断面平均変位を $w(x)$ 断面平均回転角を $\psi(x)$ とすると、DCB 試験片を支配する運動方程式は次のように表わせる。

$$\begin{aligned} & \frac{\partial}{\partial x} \left\{ EI \frac{\partial \psi}{\partial x} \right\} + \kappa G A \left\{ \frac{\partial w}{\partial x} - \psi \right\} - H^* k_e \psi \\ &= \rho I \frac{\partial^2 \psi}{\partial t^2} \\ & \frac{\partial}{\partial x} \left\{ \kappa G A \left(\frac{\partial w}{\partial x} - \psi \right) \right\} - H^* k_e w \\ &= \rho A \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} \end{aligned} \quad (1)$$

* 東京大学工学部

(a) DCB Specimen

(b) Beam on Elastic-Foundation Model

Fig. 1 (a), (b) Configuration of DCB specimen and beam-on-elastic-foundation model

ここに, I : 慣性モーメント ($=bh^3/12$)

A : 断面積 ($=bh$)

G : 剪断剛性 ($=E/2(1+\nu)$)

k_e : 弾性床の引張剛性 ($=2Eb/h$)

k_r : 弾性床の曲げ剛性 ($=\kappa GA/2$)

κ : beam の剪断率 ($=10(1+\nu)/(12+11\nu)$)

H^* はばねのあるところで1, 無いところで0の値を持ち, クラックの進展時にクラック先端に相当するばねは $1 \rightarrow 0$ の変化をする。

試験片全体の有する歪エネルギー U , 運動エネルギー K は次のように表わせる。

$$U = \int_{-e}^L \left\{ EI \left(\frac{\partial \psi}{\partial x} \right)^2 + \kappa GA \left(\frac{\partial w}{\partial x} - \psi \right)^2 + H^* (k_e w^2 + k_r \psi^2) \right\} dx$$

$$K = \int_{-e}^L \left\{ \rho A \left(\frac{\partial w}{\partial t} \right)^2 + \rho I \left(\frac{\partial \psi}{\partial t} \right)^2 \right\} dx \quad (2)$$

系のエネルギーバランスを考えると, W を外力仕事, D を散逸エネルギーとして

$$W = U + K + D \quad (3)$$

が, クラック進展中にも成立している。定変位条件下では次のようになる。

$$D = U_0 - U - K \quad (4)$$

U_0 はクラック発生直前の歪エネルギーである。 D はその大部分が破壊に費やされるものとみなすことができ, 材料の破壊エネルギーと考えられる。ここで静的な場合の類推から, 動的破壊靱性値 K_D を次式で定義する。

$$K_D = \sqrt{\frac{E}{1-\nu^2}} \frac{dD}{da} \quad (5)$$

(2), (4) 式を代入すると K_D は次式で表わせる。

$$K_D = \sqrt{\frac{E}{1-\nu^2} \{ k_e w^2(a) + k_r \psi^2(a) \}} \quad (6)$$

$w(a)$, $\psi(a)$ はクラック先端位置での値であり, K_D はクラック先端に相当するばねに蓄えられるエネルギーから求められる。

DCB 試験片における静的応力拡大係数 K_S は, このモデルの場合次式で求められる。

$$K_S = 2\sqrt{3} \frac{Pa}{bh^{3/2}} \left\{ 1 + \frac{2}{3} C_1 \left(\frac{h}{a} \right) + \frac{1}{3} C_2 \left(\frac{h}{a} \right)^2 \right\}^{1/2}$$

$$\delta/P = \frac{a^3}{3EI} \left\{ 1 + C_1 \left(\frac{h}{a} \right) + C_2 \left(\frac{h}{a} \right)^2 + C_3 \left(\frac{h}{a} \right)^3 \right\} \quad (7)$$

ここに, P : 荷重, δ : 荷重点変位 (片側)

$$C_1 = 3\sqrt{5}/4, C_2 = 3/2, C_3 = 3\sqrt{5}/16$$

さて, クラックの進展を時間依存型境界条件として (1) 式を解くには差分法を用いる。本論文での解析に際しては, メッシュサイズは $\Delta x/h = 0.05$, $C_0 \Delta t / \sqrt{12} h = 0.01$ ($C_0 = \sqrt{E/\rho}$: bar wave velocity) とし陽解法を用いた。また荷重点境界条件は全て定変位とした。後述するようにクラックはピン間にくさびを押し込む方法によって発生させており, クラック進展中はほぼ定変位条件を満たしていると思われるからである。

3 DCB 試験片の特性についての考察

既報¹⁾において, DCB 試験片における高速クラックの伝播停止挙動は二重引張試験の場合と大きく異なることが明らかとなった。その原因は DCB 試験片の特殊形状によって応力波の反射の影響, 運動エネルギーの寄与

(a)

Fig. 2 Variation of energy density with crack extension

が大きいことが考えられるが、ここでは DCB 試験片の特性について数値実験の結果による考察を行なう。

計算に用いる試験片形状は $L/h=3.0$, $a_0/h=1.0$ とし、破壊条件として K_D は一定とする。初期状態は $K_q/K_D=2.0$ (K_q : 発生時の応力拡大係数) とし、境界条件は定変位である。このようにして行なった数値実験の結果からクラック進展に伴う歪エネルギー密度、運動エネルギー密度の変化の一例を Fig. 2 に示す。図中矢印の先端が、クラック伝播開始時に発生した応力波の到達位置を示している。初期状態において 0 であった運動エネルギーがクラックの進展に伴って発生し、 C_0 の速度で両側に広がっていく様子が見てとれ、運動エネルギーは応力波によって伝達されていることがわかる。当然リガメント部の動きは抑えられるのでクラックのある部分で特に大きくなる。また歪エネルギー密度は常にクラック先端で最大となりクラック先端の応力集中を示している。

運動エネルギー密度は前半ビームの挙動をする部分で大きいですが、後半はクラックの先端にひきずられる形で移動しており、運動エネルギーが後半クラックの進展に寄与していることを示していると考えられる。またクラック先端から伝播した最初の応力波が自由端で反射して再びクラック先端に戻ってきた時点で系の運

動エネルギーはほぼ最大値をとることがわかるが、このことは応力波が戻った時点から運動エネルギーがクラック進展に寄与し始めることを示している。

以上の結果から、DCB 試験片においてはその特性により応力波が伝播停止挙動に極めて大きな影響を与え、応力波の影響を考慮した動的解析がいかに重要であるかが理解できよう。

4 寸法の相違を考慮した実験と解析

4.1 実験および結果

供試材は 15mm 板厚の造船用軟鋼の KAS 鋼でその機械的性質と化学成分を Table 1 に示す。

試験片は Fig. 3 に示すように大型 DCB (LD シリーズ)、小型 DCB (SD シリーズ) の 2 種類とし、試験温度は -100°C とした。LD シリーズは住友重機械(株)で実施された。

初期切欠先端には、脆性クラックの発生を容易にする

Fig. 3 Configurations of LD & SD series specimen

Table 1 Mechanical properties and chemical compositions of a ship steel (KAS-1)

Young's Modulus E (kg/mm ²)	Density ρ (g/cm ³)	Poisson's Ratio ν	Yield Strength σ_y (kg/mm ²)	Tensile Strength σ_u (kg/mm ²)	Elongation (%)
20180	8.0	0.287	28	43	34

Mechanical Properties of KAS-1

C	Si	Mn	P	S
0.11	0.33	0.75	0.022	0.008

Chemical Composition (%)

Table 2 Experimental results of LD & SD test series

	T (°C)	ϕ (mm)	2 δ (mm)	K_q (kg/mm ^{3/2})	$a_A - a_0$ (mm)	$\dot{a}_{max}$ (m/sec)
LD - 1	-100	0.1	0.72	178	90	-
LD - 2	-100	0.1	0.91	226	140	670
LD - 3	-100	0.4	0.89	223	CURVE	-
LD - 4	-100	0.7	0.87	217	142	650
LD - 5	-100	0.7	1.05	261	155	1100
SD - 1	-100	0.1	0.96	419	BRANCH	-
SD - 2	-100	0.4	0.58	249	BRANCH	-
SD - 3	-100	0.4	1.08	469	BRANCH	-
SD - 4	-100	0.7	0.46	199	59	800
SD - 5	-100	0.7	2.62	435	BRANCH	-
SD - 6	-100	0.7	0.69	296	BRANCH	-

ため硬化肉盛用ビードを置き、切欠加工後サイドプレスノッチを施した。クラック発生時の応力拡大係数（以後この値を K_q で表わすこととする）の大小によってクラック速度、停止長さの変化をコントロールする目的で、切欠先端半径は 0.1, 0.4, 0.7mm の 3 種類とした。

載荷要領は LD シリーズの場合、ピン間に 15° の角度をもつくさびを押し込む方法を取り、試験機は 20 トンインストロン型万能試験機を用いた。SD シリーズではくさび角度は 20° で 50 トンアムスラー型万能試験機を用いた。荷重点変位はクリップゲージにより計測し、クラック伝播速度は等間隔（10mm～15mm）に貼付した CD ゲージを切断する手法により計測した。

実験結果を LD シリーズ、SD シリーズ両者をまとめて Table 2 に示す。 a_A はクラック停止長さ、 $\dot{a}_{max}$ は観測された最高速度である。この結果を見ると切欠先端半径による差は明瞭には現われていない。またクラックが分岐あるいは曲進したものが多く、特に SD シリーズでは 6 個のうち 5 個においてクラックが分岐し、十分なデータを得ることができなかった。この原因としては、初期切欠先端部での脆化ビードによる残留応力の影響が強いことが考えられる。

4.2 解析と考察

クラックが直進し、所期のデータのとれたものについて前述した手法により解析を行なった。 K_q に対応する初期状態を実現し、その後実験で測定された速度でクラックを進展させた。動的破壊靱性値 K_D の算定は(6)式による。

K_D および各種エネルギーのクラック進展に伴う変化の一例を LD シリーズについて Fig. 4, SD シリーズについて Fig. 5 に示す。考察のため静的応力拡大係数 K_s とクラック速度も併せて示してある。

各種エネルギーの変化を見ると、いずれの場合も歪エ

Fig. 4 Variation of dynamic toughness K_D and energies with crack extension in LD series specimen

Fig. 5 Variation of dynamic toughness K_D and energies with crack extension in SD series specimen

ネルギー U は減少し運動エネルギー K と散逸エネルギー D に変換されている。運動エネルギーは前半クラックの進展に伴い増加するが、後半減少してクラックの停止時には非常に小さい値になっている。この運動エネルギーの回復は、運動エネルギーが後半クラックの進展に寄与することを物語っている。これは DCB 試験に特有の現象であり、先に考察したように応力波による運動

Fig. 6 Dynamic fracture toughness K_D of KAS-1 as a function of crack velocity for temperatures of -40°C and -100°C

エネルギーの伝達が原因と考えられる。散逸エネルギー D は増加し続け、この D の傾きが K_D に相当するものである。

動的破壊靱性値 K_D は前半 K_s より小さいが、後半 K_s より大きくなっており、クラック発生直後を除けばクラック速度との対応が見てとれる。このような傾向は Kalthoff⁴⁾ らの shadow pattern 法による DCB 試験結果とも一致しており、 K_D がクラック速度に依存することを示唆しているとみられる。

以上の解析結果は、高速クラックの伝播停止挙動は運動エネルギーが重要な役割を持っており、 K_D と K_s の間には大きな差が見られて静的取扱いが不充分であり動的取扱いによらねばならないことを示している。

Fig. 6 は、すべての解析結果から K_D とクラック速度の関係を図示したものである。同一材料による -40°C の結果が既報¹⁾ の実験で得られているので同時に示してある。ばらつきはあるものの K_D とクラック速度の間には各温度について一義的な関係が存在するようであり、試験片の寸法によらない材料固有の曲線とみなすことができる。クラックの伝播停止挙動はこの曲線に支配される現象として捉えることが可能であると考えられる。すなわち材料の靱性値は主として温度とクラック速度の2つのパラメータに支配されているとみられる。式で表わすと、

$$K_D = f(\dot{a}, T) \quad (8)$$

と書くことができるであろう。

5 形状の相違を考慮した実験と解析

5.1 実験および結果

供試材は20mm 板厚の KAS 鋼でその機械的性質と化学成分を Table 3 に示す。

ここでは形状の違いを考慮する意味で、試験片は Fig. 7 に示すような通常型 DCB (OD シリーズ) およびテーパ付 DCB (TD シリーズ) の2種類とした。設定温度は -40°C 、 -100°C の2通りとし、実験は住友重機械(株)⁵⁾ で実施された。

初期切欠先端には LD, SD シリーズと同様に脆化ビードを置き、サイドプレスノッチを施した。先の結果では分岐、曲進などが多く観測され、その原因は切欠先端部における圧縮残留応力の影響と考えられたので圧縮予荷重を加えることにより機械的応力除去を行なった。載荷要領、各種計測方法は LD シリーズと同様である。

実験結果を OD, TD 両シリーズまとめて Table 4 に示す。テーパ付 DCB の場合、静的応力拡大係数の計算において(7)式を用いることはできないので、8節点アイソパラメトリック要素を用いた有限要素法により求めた。

この実験結果では、すべてがほぼ直進しており、やは

Fig. 7 Configurations of OD & TD series specimen

Table 3 Mechanical properties and chemical compositions of a ship steel (KAS-2)

Young's Modulus E (kg/mm^2)	Density P (g/cm^3)	Poisson's Ratio ν	Yield Strength σ_y (kg/mm^2)	Tensile Strength σ_u (kg/mm^2)	Elongation (%)
20157	8.0	0.283	28	45	34

Mechanical Properties of KAS-2

C	Si	Mn	P	S
0.12	0.23	1.0	0.014	0.009

Chemical Composition (%)

Table 4 Experimental results of OD & TD test series

	T (°C)	2 δ (mm)	K _q (kg/mm ^{3/2})	a _A - a ₀ (mm)	$\dot{a}_{\max}$ (m/sec)
OD - 1	-40	0.78	193	67	-
OD - 2	-40	1.49	373	79	600
OD - 3	-40	1.53	383	86	480
OD - 4	-40	1.72	428	68	890
OD - 5	-40	1.54	385	76	-
OD - 6	-100	0.26	65	69	1200
OD - 7	-100	0.59	149	84	1200
OD - 8	-100	0.66	164	121	1200
TD - 1	-40	1.38	317	57	600
TD - 2	-40	1.35	308	62	1100
TD - 3	-40	1.36	310	61	-
TD - 4	-40	1.47	340	66	750
TD - 5	-100	0.48	110	83	1500
TD - 6	-100	0.52	120	68	1500
TD - 7	-100	0.42	97	66	1400

り脆化ビードによる残留応力の影響がクラックを分岐あるいは曲進させていたことがわかる。低温の方が低い K_q 値でクラックは発生し高速に到達している。また OD シリーズに比べ TD シリーズの方は K_q 値の大きさに割にはクラック進展距離が短い結果となっている。

5.2 解析と考察

Fig. 8 Variation of dynamic toughness K_D and energies with crack extension in OD series specimen

Fig. 9 Variation of dynamic toughness K_D and energies with crack extension in TD series specimen

所期の計測データが得られたものについて解析を行なった。結果の一例を OD シリーズについて Fig. 8, TD シリーズについて Fig. 9 に示す。

OD シリーズと TD シリーズのエネルギー変化の相違が明らかである。TD シリーズでは歪エネルギー U の減少が少なく、運動エネルギー K 、散逸エネルギー D ともにさほど増加していない。 K_D もクラック停止直前になってわずかに K_s を上回って停止しており、運動エ

Fig. 10 Dynamic fracture toughness K_D of KAS-2 as a function of crack velocity for temperatures of -40°C and -100°C

エネルギーの回復が OD シリーズほど明瞭ではない。試験片幅が線形に増加しているという形状からビームとしてのたわみ運動が OD シリーズほど容易ではないためである。

Fig. 10 に各温度における解析結果を総合し、 K_D とクラック速度の関係を図示する。動的破壊靱性値が形状に依らない材料固有の特性曲線としてこの場合も定義できよう。また高温、高速の方が高靱性、すなわち破壊に多くのエネルギーを必要とする結果となっているが、先の LD, SD シリーズの結果と同様である。

5.3 二重引張試験による結果との総合的検討

OD, TD シリーズと同一の材料を供試した二重引張試験による解析結果が既報²⁾で得られているので DCB 試験による結果と併せて考察する。

Fig. 11 に両者の結果を総合して K_D とクラック速度の関係を図示する。0°C から -100°C までそれぞれの温度について前述の K_D とクラック速度にある一義的な関係を導入することの妥当性を支持する結果となっている。また -40°C においては、二重引張試験, DCB 試験両者の結果をスムーズに連結することができ、上記の推論にさらに根拠を与えている。すなわちここでも (8) 式の形で材料の特性曲線としての動的破壊靱性値曲線が定義できることを確認できたといえよう。

この曲線群の特徴は、低温部において K_D のクラック速度依存性が小さいが高温部では K_D はクラック速度に強い依存性を示す点である。低温部では少ないエネルギーで高速クラックが得られ、高温部ではシャリップや塑性域を形成するエネルギーとして多くを必要とすることを考えれば納得がいく。

DCB 試験の場合、得られるクラック速度は比較的低

速であり、高速域での動的破壊靱性値曲線の形状あるいは速度の上限の問題については二重引張試験などとの比較検討が望まれる。しかしながら DCB 試験は、逆に停止時の靱性値 K_{Df} を決定するのに適しており、脆性破壊伝播停止特性値の評価に関してすぐれた試験法であるといえることができる。

6 動的概念による破壊防止設計へのアプローチ

動的破壊靱性値曲線は、材料の破壊挙動を知るうえで非常に重要な意味をもち実構造物の破壊防止設計、すなわち一旦発生した脆性破壊を最終崩壊に到る前に停止させようとするクラックアレスターの設計においてはその基礎となる材料の特性曲線である。しかし、この場合問題となることは、厳密な動的取扱いを複雑な実構造物にいちいち適用することは煩雑すぎて実用上困難であるということである。安全性を確保する設計思想の確立は緊急な課題であり、現在用いられているクラックアレスターの信頼性の検討や、また今後積極的に構造設計にアレスターを導入していくためには、実構造物への適用を可能にする簡便な取扱い方法の開発研究が必須である。

ここでは上記の最終目的への第一歩として、動的破壊靱性値曲線の簡便な推定法を示し材料特性試験としての DCB 試験を提案する。

6.1 動的破壊靱性値曲線による伝播停止予測

まず動的破壊靱性値曲線（以後 K_D 曲線とする）が与えられれば、クラックの伝播停止を予測することが可能

Fig. 11 Dynamic fracture toughness K_D of KAS-2 as a function of crack velocity for various temperatures

Fig. 12 Comparison between measured and calculated velocities

であることを示そう。

K_D 曲線は材料の脆性破壊伝播停止挙動を支配する特性量であり、この曲線に基づき実験と同じ境界条件によって運動方程式を数値的に解けば実験結果をシミュレートできるはずである。そこで Fig. 6, Fig. 10 の各材料の K_D 曲線によって実験結果をシミュレートしたものが Fig. 12 である。いずれも寸法や形状の違いにかかわらず伝播から停止に到るまで速度は実測値とよく一致し、また停止長さも同様であって、 K_D 曲線が材料固有の特性曲線であることを強く支持した結果となっている。

既報の結果^{1),2)}では二重引張試験片のように応力波の反射が比較的少ない場合には準動的取扱いによる簡便な伝播停止予測が可能であったが、DCB 試験片のように応力波の反射の影響の大きい場合には現在のところ数値計算に頼らざるを得ない。実構造物においては対象とする構造要素によって動的効果の影響は著るしく異なると考えられ、材料の破壊特性の評価はむしろのこと応力波の反射、運動エネルギーの寄与といった動的な力学的側面を把握し、できるだけ簡便な手法の適用を可能にすることが重要課題であろう。

6.2 DCB 試験による動的破壊靱性値曲線の簡便な推定法

材料の特性曲線である K_D 曲線を評価するには、二重引張試験、DCB 試験などを行ない動的解析を行なえば求められる。しかしながら、精確な速度測定が必要はあるし、また解析は煩雑にすぎる。

DCB 試験は小型で実験も容易である。同一温度において、発生、伝播、停止という一連の過程を実現し得る。この場合、伝播開始時の応力拡大係数 K_q とクラック停止長さ a_A は簡単に計測できる量であり、速度という計測に際しても問題の多い量を省いて K_D 曲線を推定できれば非常に有用であるといえる。最終的にアレストデザインを確立するという目的においても、材料の特性曲線を簡便に推定できることが、材質的側面の解決に対しても誠に重要といわねばならない。

まず Fig. 11 の K_D 曲線群に注目して、各温度についてそれぞれ二次曲線による近似が可能であると思われることから、 K_D 曲線が次式で表わされると仮定する。

$$K_D/K_0 = A(\dot{a}/C_0)^2 + B \quad (9)$$

ここに、 A, B : 一般に温度に依存する定数

$$C_0 = \sqrt{E/\rho}$$

$$K_0 = \text{定数}$$

Fig. 13 は、 A, B に同図中に示すような値を与えて、高温になるほど傾きが急になるという様相を想定した曲線群を示してある。各曲線について同図中に示す試験片形状を用い、初期値すなわち K_q 値に種々の値を与えてシミュレーションを行なった。なお荷重点境界条件はす

Fig. 13 Specimen configuration and dynamic fracture toughness curves for numerical simulation

Fig. 14 Relation between arrested crack length and stress intensity factor at crack initiation

べて定変位条件である。その結果、 K_q と a_A の間には各 K_D 曲線に関して Fig. 14 のように一価の関係となることがわかった。

ここで興味深いことは、各 K_D 曲線における最小値 K_m (ここでは K_D に対応) で横軸を無次元化すると (3), (4) の曲線は全く (2) の曲線に一致することである。すなわちクラックの挙動と K_D 曲線あるいは K_q 値との関連を探るうえでパラメータを1個へらすことができることを意味している。つまり、 K_q 値とクラック停止長さは K_D 曲線の傾きのみをパラメータとして一義的

Fig. 15 Estimation of dynamic fracture toughness curve of KAS-1 at the temperature of -100°C

関係を持つことになり、逆に K_Q とクラック停止長さの関係から K_D 曲線の形状決定が可能である。

この方法を適用して実際に K_D 曲線を推定してみる。ここでは LD シリーズの実験結果を用いる。実験で用いた DCB 試験片の形状で適当な K_D 曲線を仮定し、数種の K_Q 値を与えてシミュレーションを行なった結果、各曲線に対して K_Q/K_m とクラック停止長さの関係は Fig. 15 の実線のようにになる。そこで実験により得られた K_Q 値とクラック停止長さの関係をプロットし、得られる K_m 値で無次元化すると同図中の点線のようにになる。シミュレーションで得られた結果との比較により、この材料の -100°C における K_D 曲線はほぼ次のような形をもつものと推定される。

$$K_D/K_m = 60(\dot{a}/C_0)^2 + 1.0 \quad (10)$$

ここに、 $K_m \cong 75 \text{ kg/mm}^{3/2}$

$$C_0 = \sqrt{E/\rho} = 4970 \text{ m/sec}$$

Fig. 16 に (10) 式を実線で表わすが、計測された速度

Fig. 16 Comparison between calculated and estimated dynamic fracture toughness curve

Fig. 17 Configuration of the proposed standard specimen and the chart for estimation of dynamic fracture toughness curve

を入力して動的解析を行なった結果 (図中黒丸印) と良好な一致をみせ、この手法の有効性が示された。

ところでシミュレーションによって K_D 曲線推定のチャート (Fig. 15 の実線で示される曲線群) を作成する場合、計算は全て無次元化して行なうので運動方程式は材料定数の影響を受けない。つまり、試験片の相対的形状や荷重点境界条件のみが問題となるわけで、これらを一定とすれば一度シミュレーションを行ないチャートを作成しておけば、すべての材料、温度における脆性破壊伝播停止試験結果より、簡便にその材料、温度における K_D 曲線を推定することが可能である。またここでは K_D 曲線を二次曲線で近似したが、材料によっては二次近似ができない場合もあると考えられる。しかし、その場合も (9) 式の A , B に相当するパラメータがふえるだけで同様な手法の適用が可能である。

以上を総合して著者らは次のような DCB 試験を脆性破壊伝播停止特性を求める一つの標準的材料特性試験として提案したい。材料特性試験としての DCB 試験における標準試験片として、例えば Fig. 17 に示すようなバツル記念コロンバス研究所 (BCL) で用いられている形状⁶⁾を採用すればよい。この試験片形状で作成したのが同図のチャートである。今後、材料の動的破壊靱性値曲線を評価したい場合は、上記の形状の DCB 試験を行ない K_Q 値とクラック停止長さの測定から Fig. 17 により推定すればよいのである。

7 結 論

脆性破壊伝播停止挙動の解明には動的効果を考慮した解析が必要不可欠であることが明らかになってきたことから、本論文では主として DCB 試験片を対象に動的な解析を試みた。その結果、動的解析の必要性をさらに確認すると共に、アレストデザインの確立への足がかりと

なる結果を得た。

本研究により得られた結論をまとめると次のようである。

(1) 材料の特性値が動的破壊靱性値とクラック速度、温度との間の固有の関係として定義できる。また特定の条件下では動的破壊靱性値曲線に基づき、クラックの伝播停止を予測することが可能である。

(2) DCB 試験片の特性を活かし、実験結果から煩雑な数値解析によらず動的破壊靱性値曲線を推定する簡便な手法を示し、材料特性試験としての DCB 試験を提案した。

(3) 厳密な動的取扱いを複雑な実構造物に適用することは煩雑すぎて実用上困難である。動的効果は対象とする構造要素の幾何学的因子や荷重条件に大きく依存すると考えられ、ケーススタディや模型実験を通して実構造物への適用を可能にする簡便な取扱い方法の確立が今後の課題である。

謝 辞

本研究は文部省科学研究費および日本造船研究協会第169研究部会の一環として実施されたものであることを記して関係者各位に感謝の意を表する。さらに上記169研究部会委員各位ならびに日本造船学会溶接研究委員会第一分科会委員各位から有益な御討論を賜わった。深く

感謝の意を表する次第である。

なお本論文の数値計算は、東京大学大型計算機センター HITAC 8800/8700 システムによった。

参 考 文 献

- 1) 金沢 武, 町田 進, 新村 豊, 寺本徳郎, 吉成 仁志: 高速クラックの動的様相に関する研究(第3報) — 造船用鋼材の動的破壊特性 —, 日本造船学会論文集, 第144号(1978).
- 2) 寺本徳郎, 町田 進, 金沢 武: 高速クラックの動的様相に関する研究(第4報) — 応力波の影響について —, 日本造船学会論文集, 第146号(1979).
- 3) Kanninen, M. F. et al.: Dynamic Analysis of Crack Propagation and Arrest in the Double-Cantilever-Beam Specimen, ASTM STP 627, (1977).
- 4) Kalthoff, J. F. et al.: Measurements of Dynamic Stress Intensity Factors for Fast Running and Arresting Cracks in Double-Cantilever-Beam Specimens, ASTM STP 627, (1977).
- 5) 船体構造の破壊管理制御設計に関する研究, 日本造船研究協会第169研究部会報告書, (1979).
- 6) Hahn, G. T. et al.: Critical Experiments, Measurements and Analyses to Establish a Crack Arrest Methodology for Nuclear Pressure Vessel Steels, BCL BMI-1995, (1977).