広幅混成 Esso 試験によるぜい性き裂伝播 停止性能の評価に関する一考察

正員 秋 山 俊 弥* 正員 加 藤 昭 彦*
渡 邊 之* 正員 川 原 正 言*

A Study for the Evaluation of Brittle Crack Arrestability
by the Wide Plate Duplex Esso Test

by Toshiya Akiyama, *Member* Akihiko Katoh, *Member*
Itaru Watanabe Masanori Kawahara, *Member*

Summary

For the purpose to evaluate the arrestability against brittle fracture propagation, wide plate duplex Esso tests were carried out for two kinds of 9% Ni steel plates at temperatures below the liquid natural gas temperature, and for an Al-killed steel plate at a temperature below the liquid propane gas temperature.

Brittle cracks were all arrested just after passing the starter-specimen boundary under relatively high nominal stress levels, about 1/2 to 2/3 of the yield strength at ambient temperature.

A new approach to evaluate the stress intensity factors of running brittle crack was proposed on the basis of the dynamic measurement of specimen boundary displacements and the FEM stress analysis of side notched plates under prescribed displacement conditions.

The results of analysis were compared with those by conventional tangent formula or by the compliance method. The K values obtained in the present method have a tendency to saturate to a limited level for longer cracks. Some features of wide plate duplex tests were as well discussed.

1 緒 言

LNG 貯槽, LPG 貯槽の内殻材として使用される 9% Ni 鋼またはアルミキルド鋼には, 優れた低温靱性が要求される。とりわけ, ぜい性破壊の伝播に対する抵抗性能は近年特に重視されつつある。今日まで, これらの鋼に対するぜい性き裂伝播停止性能を評価するために, 広幅混成二重引張試験または広幅混成 Esso 試験が行われてきた。これは助走板を用いて大きな応力拡大係数および十分加速された高速き裂を得ようとしたものである。

ぜい性き裂の伝播停止問題を定量的に取り扱うためには, 応力拡大係数 K が用いられる。試験片寸法の影響を考慮した K 値の評価法としては, 金沢, 町田¹⁾がコンプライアンス法による静的解を得ている。長大き裂の問題については, 町田, 青木²⁾や町田, 川口³⁾が, また動的解析としては, 金沢, 町田, 寺本^{4)~7)}が考察を行っている。

本報告では, 広幅混成 Esso 試験における試験片端部の動的変位挙動を調べ, これに基づく K 値算定方法を提案し, 合わせて, 従来のコンプライアンス法による評価方法との比較を行った。また, 広幅混成試験の諸特徴について検討した。

2 試 験 方 法

2.1 供 試 材

供試材は Table 1 に示す 2 種類の 9% Ni 鋼板および低温用アルミキルド鋼である。9% Ni-A 鋼は P および S をそれぞれ 0.003% および 0.002% の低レベルにおさえ, 特殊な QT 処理を施したものである。9% Ni-C 鋼は A 鋼に比較して, P の高い材料で通常の QT 処理を行ったものである。低温用アルミキルド鋼は制御圧延で製造され, QT 処理したものと同等の強度レベルを保持している。Table 2 にそれらの機械的性質を示す。

2.2 試 験 方 法

板厚 30 mm の 9% Ni 鋼を供試材として, Fig. 1 に

* 日本鋼管(株)技術研究所

Table 1 Chemical composition

Material	Chemical composition (wt%)							
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Ti	Sol. Al
9%Ni-A	0.05	0.23	0.45	0.003	0.002	8.86	—	—
9%Ni-C	0.04	0.22	0.45	0.009	0.003	9.20	—	—
SLA33B eq.	0.10	0.25	1.21	0.015	0.002	—	0.006	0.060

Table 2 Mechanical properties

Material	Thickness mm	Mechanical properties				
		Y. S. kgf/mm ²	T. S. kgf/mm ²	El ¹ %	vE-196 kgf-m	vTs °C
9%Ni-A	30	62	72	34	29	—
9%Ni-C	30	74	77	42	29	—
SLA33B eq.	24	39	48	36	—	-150

* G. L. = 50mm

示すように広幅混成 Esso 試験片を作製した。助走板は 9% Ni 鋼を焼なまし処理してぜい化させたものである。助走板と試験板の溶接は 80 キロ級高張力鋼用溶接棒を用いた。溶接部の靱性は -162°C および -196°C で極めて低いものとなる。アルミキルド鋼の試験片は 600 mm 幅の試験板と 900 mm 幅の助走板とを溶接して作製した。助走板には試験板より低い靱性を持ち、なおかつ、き裂が分岐しない材料を試行錯誤で選定した。

使用した試験機は 5000 トンテスト・リグである。試験片をセットし、所定の温度に冷却した後、引張荷重を負荷し、き裂発生部に衝撃を与えてき裂を伝播させた。温度分布はき裂発生部を除き試験片全幅で一様な、いわゆる温度平坦型である。

測定項目はき裂伝播時のき裂速度、荷重、歪および試験片端部での変位である。き裂速度測定用ゲージは 100 mm 間隔に貼付けたが、溶接ビード付近は 60 mm 間隔とした。荷重は着力点手前 800 mm での動的変化を測定した。変位は 9% Ni 鋼の一部およびアルミキルド鋼の試験片について、き裂伝播部から 500 mm のタブ板溶接

Table 3 Test conditions

Material	No.	Duplex specimen width		Temperature (°C)	Load (tonf)	Applied stress (kgf/mm ²)
		Starter plate	Test plate			
9%Ni-A	1	1000	1000	-162	1950	32.5
	2	1000	1000	-162	2430	40.5
	3	1000	1000	-196	1950	32.5
	4	880	783	-196	2160	43.3
9%Ni-C	5	1000	1000	-162	1500	25.0
SLA33B eq.	6	900	600	-55	595	16.5

部近傍の上面および下面位置で変位を測定した。また、着力点位置での変位も一部測定した。

用いた変位計は非接触型で応答周波数特性は 20 kHz を有しており、今回の動的変化に対して十分な追従能力がある。また、変位計の測定精度はフルスケールの 1% が保証されており、用いたセンサーの最大変位は 5 mm および 10 mm であるので、精度は 0.05 mm および 0.1 mm となる。

試験条件を Table 3 に示す。負荷応力は 9% Ni 鋼では常温における公称降伏点の約 1/3~2/3 の範囲で変化させ、アルミキルド鋼では常温における公称降伏点の 1/2 とした。

3 試験結果

Table 3 の試験条件において、分岐することなく助走板を伝播したき裂は試験板に突入後全て停止した。9% Ni-A 鋼のき裂伝播径路を 1 例について Fig. 2 (a) に示す。試験板に突入したき裂は直ちに延性破面を呈し、せん断破壊モードで停止した。その長さをもっとも条件の厳しい負荷応力 $\sigma=43.3 \text{ kg/mm}^2$ 、温度 -196°C において、溶接ビード部止端から 36 mm であった。Fig. 3 に 9% Ni-A 鋼の停止部破面の 1 例を示す。試験板の板厚中央部、溶接ビードに隣接して、ほぼ三角形の繊維状延性破面を呈し、それからせん断破面に変化して停止している。試験板にはぜい性破面はまったく観察されなかった。9% Ni-C 鋼のき裂伝播径路を Fig. 2 (b) に示す。き裂は試験板に突入後 30 mm で停止した。アルミキルド鋼の場合、き裂は溶接ビード通過後直ちに停止し、試験板には進展しなかった。

助走板でのき裂速度測定例を Fig. 4 に示す。き裂長さの比較的短いうちはき裂速度が安定しないが、400 mm 以上では十分安定しており、そのレベルは試験温度の違いにもかかわらず約 1000 m/s であった。

9% Ni 鋼についてのき裂伝播中および停止後の動的変位測定結果を Fig. 5 に示す。縦軸は変位、横軸は時間である。トリガー以前の変位レベルが負荷応力時の変位レベルに相当し、き裂が進

Fig. 1 Arrangement of the duplex Esso test and specimen configuration of 9% Ni steel

Fig. 2 Examples of crack path

Fig. 3 An example of the fracture appearance at arrest point

Fig. 4 Examples of crack velocity measurement

展を開始して溶接ビードを通過するまでは着力点変位(点線)が変化していないことを示している。一方、試験片端面上部での変位(実線)は初期変位レベルから、トリガー後約 0.1 ms で増加し始めており、着力点変位の増加開始時間より早くなっている。

Fig. 6 はアルミキルド鋼についての動的変位測定結果を示す。X1, X2 の位置での変位カーブはそれぞれ試験

Fig. 5 Dynamic displacement measurement in a 9% Ni steel specimen

Fig. 6 Dynamic displacement measurement in Al-killed steel specimen

片とタブ板の境界近傍での試験片上面および下面の引張方向変位である。き裂が伝播中に上面の変位が下面の変位よりも早く増大することを示している。

4 考 察

4.1 ぜい性き裂伝播停止の解析アプローチ

ぜい性き裂伝播停止の解析には動的解析と静的解析の2つのアプローチがある。動的解析としては、Broberg⁹⁾, Freund⁹⁾ により無限板中のき裂の定常伝播の解が求められている。動的効果を考慮した応力拡大係数 K_D 値は静的な値 K_S にき裂伝播速度 v の関数 $f(v)$ を乗じた形で与えられ、 $v=1000$ m/s のとき $K_D/K_S \approx 0.8$ 程度である。より現実的なき裂の非定常伝播を解析する手段として、差分法⁴⁾, 有限要素法¹⁰⁾が開発されているが、大きな労力と時間を要し、必ずしも簡便な評価方法ではない。

ぜい性破壊伝播停止の初期の実験的研究では、 K 値の簡易評価のため静的解析による K 値がそのまま用いられ

Fig. 7 Boundary conditions in two different approaches : (a) compliance method, (b) present analysis

た^{11),12)}。しかし、金沢ら¹⁾はき裂が伝播している時、着力点変位は一定に保たれているとの仮定に立ち、試験片のコンプライアンスを考慮に入れて、より現実的な K 値評価法を提案した。この中で金沢らは中央き裂を有する有限板が一樣応力を受ける場合の石田¹³⁾による K 値を用いているが、町田、川口ら³⁾はさらに一樣変位を受ける場合の K 値を用いて同様の解析を行っている。

しかし、実際には Esso 試験または二重引張試験の試験板は片側き裂である。また境界条件も実試験時の試験片端部の変位挙動に合致したものを選ぶべきである。それ故、実際にき裂伝播時の試験片境界位置で変位計測を行い、これに基づいた K 値の評価を試みた。

4.2 変位計測に基づく K 値評価法の提案

変位計測に基づく K 値評価法の特徴を Fig. 7 に図式的に示す。文献 1) で提案されたコンプライアンス法が着力点での荷重変化をとらえているのに対し、本方法は試験片端部での変位をとらえる。試験片端部で変位が直線型の分布で近似されるものと仮定し、変位は試験片の上端および下端で測定する。同時に時間に対するき裂長さを計測する。これらの情報から以下に示す手順で K 値を求める。

まず、試験片端面における変位がき裂の進展と共に、初期変位から一樣に増加する場合を考える。変位 V と時間関数としてのき裂長さ a の関係が Fig. 8 のように与えられているものとする。変位 V が初期変位 V_0 に等しい間 K 値は V_0 における $K-a$ 曲線上を移動する。変位が時間(従ってき裂長さ)と共に V_0 から V_1 へ増加すると、 K 値は V_1 における $K-a$ 曲線上で、その時のき裂

Fig. 8 Schematic diagram of K determination under uniform displacement condition

Fig. 9 Schematic diagram of K determination under linear displacement condition

長さから決定される。結局 K 値は任意のき裂長さ、変位に対して決定できる。

次に、直線型変位分布の一般的な形として、Fig. 9 に示すように、試験片端部の上部変位 V_A および下部変位 V_B が初期変位 V_0 より変化する場合を考える。この時は V_A, V_B の組に対応する変位分布での $K-a$ 曲線から K 値が決定される。 V_A-V_B 間の変位の任意の分布に対しても、原理的には K 値を求めることができる。しかし通常、試験片を溶接するタブ板は試験板に比べて相対的に十分剛であり試験片幅方向の変位は直線型分布で近似して差しつかえない。

4.3 K 値の計算結果および従来法との比較

K 値の計算には特異要素 FEM プログラム¹⁴⁾を用いた。試験片幅が 2000 mm の場合について要素分割を Fig. 10 に示す。このプログラムから得られた K 値は石田の解析解とよく一致することが確認されている。Fig. 11 は試験片幅が 2000 mm の場合について、 K 値とき

Fig. 10 FEM mesh of side notched plate

Fig. 11 Stress intensity factor K in side-notched plate obtained by FEM calculation

裂長さ a の関係を示している。一様変位条件では K 値は a の増加と共に飽和する傾向となる。Fig. 12 は今回の解析に必要な一様変位および直線型変位分布の境界条件における K 値の計算結果である。実際の変位測定データから K 値を求めるには Fig. 12(A)(B) の解を重ね合わせればよい。

Fig. 13 は 9% Ni 鋼について、 K 値と a の関係を示す。試験片端部の下部変位は計測できなかったが、他のデータを勘案して下部変位 $V_B = V_0$ (一定) と見なした。 K 値は a が約 300 mm まで定変位条件で求め得るが、その後の変位増加と共に大きくなる。Fig. 13 には従来の tangent 公式およびコンプライアンス法から求めた K 値を合わせて示した。ここでコンプライアンス法による K 値算出には金沢ら¹⁾と同様に次式を用いた。

$$K = \frac{P_t}{P_0} F(x) \cdot \sigma_0 \sqrt{\pi a} \quad (1)$$

$$\frac{P_t}{P_0} = \frac{m(0) + n_0}{m(0) + n_0 + \frac{\pi}{Et} \int_0^x \{F(x)\}^2 x dx} \quad (2)$$

ただし、 $x=a/b$, $F(x)$; 形状係数, p_t ; き裂長さ a の時の荷重, P_0 ; 初期荷重, σ_0 ; 初期応力, $m(0)$; き裂長さ 0 のときの試験体のコンプライアンス, n_0 ; タブ板を含めた試験機系のコンプライアンスである。また、形

Fig. 12 Stress intensity factor K in side-notched plate under two typical displacement conditions Fig. 13 Variation of K value in 9% Ni steel specimen

状係数 $F(x)$ は試験片端面変位がき裂伝播中一様に保たれているものと仮定して、FEM 計算により求めた。本方法による K 値はコンプライアンス法に比較して、ほぼ同等またはやや低目となっている。コンプライアンス法による K 値の変化は下に凸の曲線となるのに対し、本方法のそれは上に凸となって、き裂長さの増加と共に K 値が飽和する傾向にある解となっている。

Fig. 14 は同じくアルミキルド鋼についての K 値の計算結果を示す。この場合は K 値がコンプライアンス法に

Fig. 14 Variation of K value in Al-killed steel specimen

よる値にほとんど等しいが、同様に曲線が上に凸となり、き裂が長くなるにつれて K 値が飽和傾向にあることを示している。

このようにして、き裂が溶接ビードを通過する時の K 値を求め、tangent 公式およびコンプライアンス法による値と合わせて Table 4 に示す。9% Ni-A 鋼については C 鋼の変位測定結果を参考にして K 値を決定した。変位から求めた K 値は tangent 公式のそれに比較して約 50%，コンプライアンス法のそれに比較して約 80～90% の値となる。

4.4 広幅混成き裂伝播停止試験についての検討

緒言に述べたように、広幅混成き裂伝播停止試験のもっとも大きなねらいは大きな K 値を得ること、ならびに十分加速された高速き裂伝播を得ることであった。そのために幅の広い助走板を用いて長なき裂を作り、上記の目的を達成しようとする試みが行われている¹⁵⁾。しかし試験機寸法、容量の限界のため試験片全幅には制約があり、いきおい助走板幅/試験片幅の比は 0.5 またはそれ以上にとられることが多い。前項 4.3 に述べたように、き裂長さ/試験片幅の比 a/b が大きくなると K 値は飽和する傾向にあり、 K 値の増加はあまり期待できない。また測定結果 (Fig. 4) が示すように、き裂伝播速度はあるき裂長さ以上では、ほとんど増加しない。それ故、試験機の容量とピン間距離に制限がある限り、助走板幅の大きい混成試験片は所期の目的を達する有効な手段とは必ずしもなり得ない。

本報告での解析の範囲では、助走板幅/試験片全幅は 0.1～0.2 程度でも十分であることがうかがわれる。こ

Table 4 Comparison of K values obtained by present analysis with those by tangent formula and compliance method

Material	No.	K value (kgf/mm ^{3/2})		
		Tangent formula	Compliance method	Present analysis
9% Ni-A	1	2055	1241	944
	2	2562	1548	1124
	3	2055	1241	944
	4	2614	1652	1188
9% Ni-C	5	1581	954	775
SLA33B eq.	6	1060	648	608

うすることによって応力波の反射の影響も少なく、一様応力および一様変位条件下での K 値の差も小さくすることができる。

5 結 論

広幅混成 Esso 試験における試験片端面の動的変位挙動を基に、応力拡大係数 K を求め、以下の結論を得た。

(1) 変位計測の結果、き裂伝播中の試験片端面は一様変位ではないことが判明した。

(2) 試験片端部の変位計測に基いた応力拡大係数 K の評価法を提案した。

(3) 得られた K 値はき裂長さが比較的短い範囲ではコンプライアンス法とほぼ一致する。

(4) き裂長さが長くなると、変位に基いた K 値は飽和する傾向を示した。従来のコンプライアンス法ではき裂が長くなるにつれて、大きすぎる K 値を与えているものと考えられる。

(5) 大きな K 値、高速き裂伝播を実現する目的に対しては、試験機の容量とピン間距離に制限がある限り、助走板幅/試験片全幅の比を大きめにとってもあまり有効でない。

終りに本研究に対して有益なご討論、ご教示をいただいた日本造船学会溶接研究委員会第一分科会主査 町田進東京大学教授をはじめ、委員各位に深く感謝いたします。

参 考 文 献

- 1) 金沢 武, 町田 進, 矢島 浩, 青木 満: 脆性破壊伝播停止特性におよぼす寸法効果および荷重条件の影響, 日本造船学会論文集, 130 (1971), p.343.
- 2) 町田 進, 青木 満: クラックアレスターに関する基礎的研究 (第7報), 日本造船学会論文集, 131 (1972), p.367.
- 3) 町田 進, 川口喜昭, 塚本雅敏: 長大亀裂に対する 9% Ni 鋼板の脆性破壊伝播停止性能について

- て, 日本造船学会論文集, 150 (1981), p.511.
- 4) 金沢 武, 町田 進, 寺本徳郎: 高速クラックの動的様相に関する研究 (第1報) —差分法による動的解析—, 日本造船学会論文集, 141 (1977), p.290.
 - 5) 金沢 武, 町田 進, 新村 豊, 寺本徳郎: 高速クラックの動的様相に関する研究 (第2報) —PMMA の動的破壊特性—, 日本造船学会論文集, 142 (1977), p.156.
 - 6) 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, 144 (1978), p.334.
 - 7) 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, 146 (1979), p.465.
 - 8) K. B. Broberg: The Propagation of a Brittle Crack, Arkiv för Fysik, 18 (1960), p.159.
 - 9) L. B. Freund: Crack Propagation in an Elastic Solid Subjected to General Loading—I. Constant Rate of Extension, J. Mech. Phys. Solids, Vol.20 (1972), p.129.
 - 10) 西岡俊久, Satya N Atluri: 動的破壊力学問題の有限要素法シミュレーション, 日本機械学会誌, 第85巻, 第759号 (1982), p.12.
 - 11) 吉識雅夫, 金沢 武, 町田 進: 鋼材の脆性破壊伝播試験に関する一考察, 日本造船学会論文集, 113 (1963), p.125.
 - 12) 越賀房夫, 今沢 理, 竹花莊治: 鋼板における脆性亀裂の停止遷移現象, 日本造船学会論文集, 114 (1963), p.200.
 - 13) Isida, M.: Effect of Width and Length on Stress Intensity Factors of Internally Cracked Plates under Various Boundary Conditions, Intern. J. Frac. Mech., Vol. 7, No. 3 (1971), p.301.
 - 14) 樋口道之助, 川原正言, 近藤 潔, 栗原正好: 2次元き裂の進展シミュレーション, 日本造船学会論文集, 139 (1976), p.221.
 - 15) Y. Kawaguchi, M. Tsukamoto et al.: Fracture Toughness Testing, International Conference 9-10, June (1982), London.
-