ぜい性き裂伝ば過程および停止時の応力拡大係数*

中野善文** 片山道雄***

Stress Intensity Factors during Brittle Crack Propagation
and at Crack Arrest

by

Yoshifumi NAKANO and Michio KATAYAMA

(Research Laboratories, Kawasaki Steel Co., Chiba)

Quantitative evaluation of stress intensity factors during brittle crack propagation and at crack arrest was made by applying the X-ray diffraction technique to the fracture surface of compact specimens of a pressure vessel steel SA533B Cl. 1. The stress intensity factor determined using the half value breadth of the X-ray diffraction intensity curve from the fracture surface decreased gradually as the crack propagated, and then it oscillated before arrest. The stress intensity factor at crack arrest was not necessarily the minimum value obtained during the crack propagation. The stress intensity factor at crack arrest was in good agreement with the crack arrest toughness K_{Ia} determined by the static analysis, while it was smaller than K_{ID} by the dynamic one.

(Received Aug. 13, 1980)

キー・ワード：ぜい性破壊，き裂伝ば，応力拡大係数，X線回折

1 緒 言

ぜい性破壊は，き裂発生，伝ばおよび停止の三つの現象からなっている。き裂発生問題に関しては， K_{Ic} ¹⁾²⁾ 値あるいは COD 値を用いる評価方法が確定している。ところが，き裂伝ばおよび停止問題に関しては，現在のところ確定した評価方法はない。材料のぜい性き裂伝ば停止特性を表すぜい性き裂伝ば停止じん性値としては，試験結果の静的解析によって得られる K_{Ia} ³⁾⁴⁾ を用いるべきか，き裂伝ばに伴う運動エネルギーの効果を考慮に入れた動的解析による K_{ID} ⁵⁾ を用いるべきかについて種々議論がなされている。

実験的にぜい性き裂伝ば過程および停止時の応力拡大係数を求める試みはいくつかなされているが，それらはいずれも供試材として合成樹脂を用いた光学的手法によるものであり，ぜい性き裂の伝ばおよび停止が問題となる鋼材については皆無である。これらの研究より，ぜい性き裂が伝ばしている過程における応力拡大係数の評価には動的解析を用いる必要性が明らかとなっているが，ぜい性き裂伝ば停止じん性値の評価方法についてはまだ明解な結論が得られていない。

著者は先に，4種の構造用鋼材についてぜい性き裂

発生部の破面からのX線回折強度曲線の広がりを用いて，ぜい性破壊発生に対する材料の抵抗値である J_{Ic} ¹²⁾ を定量的に評価できることを示した。このようなX線フラクトグラフィ法は，試験後の試験片破面を測定対象として用いるものであるため，高速でき裂が伝ばする際あるいはき裂伝ば停止時の応力拡大係数を測定する有力な方法と考えられる。

本研究では，コンパクト試験片内をぜい性き裂が伝ばすることにより生じた破面にX線フラクトグラフィ法を適用し，き裂伝ば過程および停止時の応力拡大係数を測定し，鋼材のぜい性き裂伝ば停止じん性値についての検討を行った。

2 実験方法

2・1 供試材

供試材は厚さ 250 mm の圧力容器用鋼材 SA 533B Cl.1 であった。供試材の化学成分および機械的性質を Table I, II に示す。

Table I. Chemical composition.

(wt.%)								
	C	Si	Mn	P	S	Ni	Cr	Mo
Q 1	0.18	0.27	1.40	0.008	0.003	0.62	0.15	0.55
Q 2	0.19	0.24	1.41	0.004	0.003	0.68	0.09	0.52

* 原稿受理 昭和55年8月13日

** 正会員 川崎製鉄(株)技術研究所 千葉市川崎町

*** 川崎製鉄(株)技術研究所 千葉市川崎町

Table II. Mechanical properties.

	Yield stress (kgf/mm ²)	Tensile strength (kgf/mm ²)	Elongation (%)	Reduction of area (%)	νT_s (°C)	RT_{NDT} (°C)
Q 1	49.7	62.6	27	69	-3	-25
Q 2	51.1	64.8	27	69	-25	-30

2.2 ぜい性き裂伝ば停止試験

ぜい性き裂伝ば停止試験としてコンパクト試験を実施した。試験片形状を Fig. 1 に示す。試験片には、あらかじめ盛っておいた硬くてもろい溶接金属部に先端が位置するように機械切欠きを入れた。試験片のうちAとBはQ1材より、CはQ2材より、いずれも板厚の1/4の位置で、主圧延方向に直角な方向に試験方向が一致するように採取した。

Fig. 1. Dimensions of a compact specimen.

所定の温度に冷却した試験片の穴に割りピンとくさびを入れ、くさびを押し込むことにより切欠きを上げ、もろい溶接金属内に先端を有する機械切欠きからぜい性き裂を発生させ、伝ば停止させた。試験片は切欠き先端部に引張残留応力を発生させてぜい性破壊の発生を容易にするため、試験に先立って切欠きが閉じる方向に圧縮荷重を負荷した。試験片の切欠き開口変位の測定は、試験片厚さ中心で、負荷軸から0.25W離れた位置に固定したつめに取付けたクリップゲージを用いて行った。

静的解析によるぜい性き裂伝ば停止じん性値 K_{Ia} は、(1)式を用いて、ぜい性き裂伝ば停止時の荷重軸から0.25W離れた位置での切欠き開口変位 Δ_f および荷重軸から伝ば停止したき裂の先端までの距離で定義されるき裂長さ a_f から計算した。

$$K_{Ia} = Y \Delta_f E \sqrt{\frac{B}{B_N W}} \quad (1)$$

ここに、 E は縦弾性係数、 B 、 B_N および W は Fig. 1 に定義した試験片寸法であり、 Y は(2)式で与えられる。

$$Y = \frac{2.2434(1.7164 - 0.9\alpha + \alpha^2)\sqrt{1-\alpha}}{(9.85 - 0.17\alpha + 11.0\alpha^2)} \quad (2)$$

$$\alpha = \frac{a_f}{W}$$

(1)式において、 Δ_f の代りにぜい性き裂発生時の切欠き開口変位 Δ_0 を、 a_f の代りに初期き裂長さ a_0 を用いて、ぜい性き裂発生時の応力拡大係数 K_Q を計算した。

動的解析によるぜい性き裂伝ば停止じん性値 K_{ID} は、き裂伝ばに伴い発生する運動エネルギーを考慮した理論式を用いて数値計算により求めた動的応力拡大係数のき裂伝ばに伴う変化を求め、その平均的なものとして作成された K_{ID}/K_Q と $\Delta a_{total}/W$ の関係を示すグラフを用いて、ぜい性き裂発生時の応力拡大係数 K_Q と伝ばき裂長さ ($\Delta a_{total} = a_f - a_0$) から計算した。

2.3 X線測定

ぜい性き裂伝ばにより生じたコンパクト試験片破面直下の材料の微視的組織変化を定量的に観察するために、計数管式のX線平行ビーム法を用いた。X線測定条件を Table III に示す。X線測定は試験片破面の厚さ中心線上で5 mm 間隔で実施した。なお、Q2材から採取した厚さ100 mmの切欠き付3点曲げ試験片の予き裂直近の破面についても、Table III の条件でX線を照射し、回折強度曲線の広がりを求めた。

Table III. X-ray conditions.

Diffraction plane	(211)
Target	Cr
Tube voltage	30 kV
Tube current	8 mA
Filter	V
Counter	Scintillation
Divergency slit	0.35°
Receiving slit	0.35°
Slit area	2 mm × 2 mm
Irradiated area	4 mm × 4 mm
Incidence angle	0°

3 実験結果および考察

3.1 コンパクト試験結果

Fig. 2 に代表的な荷重および切欠き開口変位の時間的な変化の記録を示す。ぜい性破壊の発生に伴い、変位は急激に増加し、一方荷重は急激に減少する。切欠き開口変位の急増が終了した点をぜい性き裂が伝ばを停止した点とした。

Fig. 3 に -60°C で試験に供したコンパクト試験片 C の破面を示す。破面で黒っぽくなっている部分は、ぜ

Fig. 2. A typical record of displacement and load vs. time for compact test.

Fig. 3. An example of fracture appearance of a compact specimen.

い性き裂伝ば停止後、最終破断させる前に、試験片を250℃で2時間加熱することにより酸化着色させた破面であり、試験時にぜい性き裂が伝ばした部分である。白っぽい部分は、試験片を加熱着色後液体窒素で冷却して破断分離したことによって生じた破面である。Table IV にコンパクト試験結果をまとめて示す。動的解析を用いて求めたぜい性き裂伝ば停止じん性値 K_{ID} は、静的解析により求めた値 K_{Ia} より試験片Aで46%，Bで31%，Cで14%それぞれ大きい。言い換えれば、試験片Aでもっとも動的効果が大きく、Cがもっとも小さいと考えられる。

Table IV. Compact test results.

Specimen	Steel	Temperature (°C)	Crack arrest toughness (kgf/mm ^{3/2})	
			K_{Ia}	K_{ID}
A	Q 1	-25	366	534
B	Q 1	0	397	520
C	Q 2	-60	283	322

3・2 X線測定結果のばらつき

コンパクト試験片Cについて、ぜい性き裂伝ばによって生じた破面からのX線回折強度曲線の広がりのはらつきを半価幅と積分幅について調べた。Fig. 4 は試験片厚さ中心線上で、停止き裂先端において測定を11回繰返したときの測定結果のばらつきを示したものである。半価幅は平均値が2.230 deg.、標準偏差が0.016 deg.であるのに対し、積分幅はそれぞれ2.673 deg. および0.015 deg. であり、絶対値は半価幅の方が小さいが、標準偏差に差は認められなかった。

Fig. 4. Variation of the breadth of an X-ray diffraction intensity curve.

Fig. 5 は停止き裂先端に沿って測定したX線回折強度曲線の広がりの変化を示したものである。広がりには試験片厚さ方向に顕著な差は認められなかった。一方、半価幅は平均値が2.214 deg.、標準偏差が0.022 deg.であるのに対し、積分幅はそれぞれ2.655 deg. および0.033 deg. となり、積分幅の方がいくぶんばらつきが大きく検出されるようである。そこで、以後のX線回折強度曲線の広がりとしては半価幅を用いた。

3・3 ぜい性き裂伝ば過程の半価幅の変化

Fig. 6 にコンパクト試験片の破面について測定したX線回折強度曲線の半価幅の変化を示す。1の位置はぜい性き裂が発生したまろい溶接金属直近の破面であり、それより5 mm 間隔に測定位置を変化させ、試験片AおよびCでは13の位置、試験片Bでは11の位置が

Fig. 5. Plot of the breadth of an X-ray diffraction intensity curve vs. the distance from the center of the specimen thickness.

Fig. 6. Plot of the half value breadth of an X-ray diffraction intensity curve vs. location.

いずれもぜい性き裂が伝ば停止した位置に相当する。ぜい性き裂伝ば過程における半価幅の変化は、Fig. 4 および Fig. 5 に示した半価幅の測定上のばらつきの結果から判断して充分有意差があるといえる。

X線回折強度曲線の半価幅は、X線を照射した破面直下の材料がき裂の伝ばに際して受けた塑性変形に伴う微視的組織変化を示す尺度である。したがって、Fig. 6 は、コンパクト試験片中にぜい性き裂が伝ばする際に破面直下の材料に与えた微視的組織変化の量は、ぜい性き裂の進展に伴い始めは一様に減少するが、停止き裂長さの1/2程度を伝ばしたのち振動を起しながら伝ばし、停止に至ることを示している。き裂が停止した位置での微視的組織変化は、伝ば途中にき裂が残したそれに比べて必ずしも小さくはなく、最大値あるいは上昇途中のものもあった。

3・4 半価幅と破壊じん性値の関係

切欠き付3点曲げ試験片により求めた静的破壊じん

性値 J_{Ic} とぜい性破壊発生部直近の破面からのX線回折強度曲線の広がり¹²⁾¹³⁾はよい相関関係にある。そこで、Q2 材から採取した厚さ100 mmの切欠き付3点曲げ試験片で K_{Ic} 条件を満足してぜい性破壊したのについて、破壊発生部のぜい性破面からのX線回折強度曲線の半価幅と K_{Ic} から計算した J の関係、およびコンパクト試験片のぜい性破壊発生点であるもろい溶接金属直近の破面からの半価幅とぜい性破壊発生時の応力拡大係数 K_Q から計算した J の関係を Fig. 7 に示す。なお、 J は K_{Ic} あるいは K_Q から(3)式を用いて計算した。

Fig. 7. Plot of J vs. the half value breadth of an X-ray diffraction intensity curve.

$$J = \frac{(1-\nu^2)}{E} (K_{Ic}^2 \text{ or } K_Q^2) \quad (3)$$

ここに、 ν はポアソン比、 E は縦弾性定数である。

Fig. 7 に示した結果より、 J (kgf/mm) と半価幅 B (deg.) の関係は次式で表される。

$$J = 1.849 \times 10^{-9} \exp(9.40B) \quad (4)$$

(4)式を求めた際の指数回帰決定係数 r^2 は0.92であり、 J と半価幅の間にはよい相関関係があることがわかる。

3・5 ぜい性き裂伝ば過程および停止時の応力拡大係数

Fig. 7 に示したぜい性き裂伝ば過程および停止時のX線回折強度曲線の半価幅より、(3)式および(4)式を用いてぜい性き裂伝ば過程および停止時の応力拡大係数 K_I^{dyn} を求めた。結果を Fig. 8 に示す。図には K_Q もあわせ示す。 K_I^{dyn} はぜい性き裂伝ばとともに漸減し、その後振動しながら停止に至っている。 K_I^{dyn} が振動する現象は、解析的にあるいは合成樹脂を用いて実験的に得られている結果と同じである。ぜい性き裂伝ば停止時の K_I^{dyn} は伝ば過程におけるその最小値ではなく、また振動する部分におけるその極小値にも必ずしもなっていない。すなわち、試験片Aでは

Fig. 8. Change in K_I^{dyn} during crack propagation.

停止時の K_I^{dyn} は下降過程にあったが、伝ば過程全体から見れば最小値ではない。試験片BおよびCでは、いずれも停止時の K_I^{dyn} は極小値を過ぎ上昇過程にあった。以上のことより、ぜい性き裂は必ずしも K_I^{dyn} が最小値となったときに停止するとは限らないといえる。

Fig. 9 は K_I^{dyn} を静的解析により求めたぜい性き裂伝ば停止じん性値 K_{Ia} および動的解析により求めた値 K_{ID} と比較して示したものである。伝ば停止時の K_I^{dyn} は K_{Ia} とよい一致を示している。一方、 K_{ID} はいずれの試験片においてもぜい性破壊発生点近傍を除き、伝ば過程における K_I^{dyn} より大きい値を与えており、ぜい性き裂伝ば停止じん性値を過大評価しているといえる。この結果は、Kalthoff¹⁰⁾らが合成樹脂を用いて実験的に得た K_I^{dyn} と構造用鋼材のコンパクト試験結果の比較解析から著者が得た、 K_{ID} がぜい性き裂伝ば停止じん性値を過大評価し、 K_{Ia} を用いるのが適当であるという結論と一致する。

Fig. 9. Relation between K_I^{dyn} , K_{ID} and K_{Ia} .

ここで用いた動的解析による K_{ID} はぜい性き裂の平均伝ば速度に対応した値であり、したがって伝ば停止時の応力拡大係数であるぜい性き裂伝ば停止じん性値を過大評価することは予想できたことである。一方、伝ば停止時の K_I^{dyn} と静的解析により求めた K_{Ia} がよい一致を示したことは、伝ば停止時には動的効果を考慮に入れる必要がないことを示している。しかしながら、このことはき裂伝ば過程における応力

拡大係数の評価に静的解析を用いてよいことには必ずしもならない。Fig. 10 は、ぜい性き裂伝ば過程および停止時における応力拡大係数の測定値 K_I^{dyn} と、き裂長さおよび切欠き開口変位の時間的変化の割合が一定と仮定して(1)式と同様の静的解析により求めた値の比較を示したものである。静的解析により求めた応力拡大係数は、き裂伝ばとともに一様に低下しており、実験的に得られた振動現象は認められない。また、静的解析により求めた値は実験値よりも概して大きい。このようにぜい性き裂伝ば過程においては、静的解析により求められる応力拡大係数は、現実なき裂先端で発生する応力拡大係数を正しく評価してはいない。

Fig. 10. Relation between the stress intensity factor obtained empirically and that estimated using a static analysis.

4 結 言

圧力容器用鋼材 SA533B C1.1 について、ぜい性き裂伝ば停止試験に供したコンパクト試験片の破面にX線的手法を適用し、ぜい性き裂伝ば過程および停止時の応力拡大係数の定量的評価を行った。得られた結果をまとめると次のようになる。

- (1) ぜい性き裂の伝ばに伴い、破面から得られたX線回折強度曲線の半価幅は単調減少したが、停止き裂長さの1/2程度を伝ばしたのち振動を示した。
- (2) 厚さ100mmの切欠き付3点曲げ試験片で求めた K_{Ia} とコンパクト試験片で求めたぜい性破壊発生時の応力拡大係数 K_Q から計算した J は、予き裂あるいは溶接金属直近のぜい性破面から得たX線回折強度曲線の半価幅とよい相関関係があった。
- (3) コンパクト試験片の破面から得たX線回折強度曲線の半価幅を用いて、試験片内をぜい性き裂が伝ばし停止するまでの応力拡大係数 K_I^{dyn} を求めた。 K_I^{dyn} はぜい性き裂伝ばとともに漸減し、その後振動しながら停止に至ったが、停止時の K_I^{dyn} は伝ば過程におけるその最小値ではなく、また振動する部分におけるその極小値にも必ずしもならなかった。
- (4) 伝ば停止時の K_I^{dyn} は静的解析により求めたぜい性き裂伝ば停止じん性値 K_{Ia} とよい一致を示し

たが、動的解析により求めた値 K_{ID} より小さかった。

(昭和55年7月24日 第17回X線材料強度に関するシンポジウムにて講演)

参 考 文 献

- 1) ASTM Standard, E399-78 (1978).
- 2) BSI, BS 5762 : 1979 (1979).
- 3) Crosley, P. B., and E. J. Ripling, J. Pressure Vessel Tech., 291 (1975).
- 4) Ripling, E. J., 私信
- 5) Hahn, G. T., H. T. Corten, K. S. Kim, C. P. Debel, C. W. Marschall, P. C. Gehlen, C. Popelar, R. G. Hoagland, A. R. Rosenfield, M. F. Kanninen, and R. Simon, NUREG/CR-0057, BMI-1995 (1978).
- 6) Urabe, Y., A. S. Kobayashi, A. F. Emery, and W. J. Love, J. Eng. Mat. and Tech., (1977).
- 7) 金沢 武, 町田 進, 吉成仁志, 日本造船学会論文集, **144**, 455 (1978).
- 8) 中野善文, 田中康浩, 鉄と鋼, **67** (7), (1981)に掲載予定
- 9) Irwin, G. R., J. M. Dally, T. Kobayashi, W. L. Fournery, and J. M. Etheridge, NUREG-0072 (1976).
- 10) Kalthoff, J. F., J. Beinert, and S. Winkler, ASTM STP, 627, 161 (1977).
- 11) Kobayashi, A. S., A. F. Emery, and S. Mall, ASTM STP, 627, 95 (1977).
- 12) 中野善文, 片山道雄, 日本材料学会第16回X線材料強度に関するシンポジウム, 65 (1979).
- 13) Nakano, Y., and M. Katayama, Reprints for a Joint U.S.A.-Japan Seminar on Fracture Mechanics of Ductile and Tough Materials and Its Application to Energy Related Structures, 81 (1979).