

(昭和 47 年 10 月日本造船学会秋季講演会において講演)

近接切欠の脆性破壊発生特性 (第 2 報)

正員 永 井 欣 一* 正員 池 田 一 夫**
 正員 岩 田 光 正* 正員 前 中 浩***
 正員 梶 本 勝 也**** 正員 北 村 茂***
 南 渚 夫****

Brittle Fracture Initiation Characteristics of Twin Notches (2nd Report)

by Kin-ichi Nagai, *Member* Kazuo Ikeda, *Member*
 Mitsumasa Iwata, *Member* Hiroshi Maenaka, *Member*
 Katsuya Kajimoto, *Member* Shigeru Kitamura, *Member*
 Nagio Minami

Summary

A series of research for clarifying the brittle fracture initiation characteristics of narrowly spaced notches, has been carried out following the research reported previously (1st Report). Firstly, tensile tests were conducted at room temperature by using test specimens of 200 mm width, and thereby interaction effect of narrowly spaced notches were analysed by means of measuring the crack opening displacement by Moiré method. Secondly, brittle fracture tests were conducted at a low temperature (-160°C) by using test specimens of 400 mm width.

The above analyses and tests were respectively carried out for four kinds of neighboring notches, viz. equal length collinear notches, unequal length collinear notches, equal length parallel notches and equal length parallel staggered notches. Steel material tested was a 60 kg/mm² high strength steel.

The results of test were summarized as follows :

- 1) From crack opening displacement which is measured at room temperature by Moiré method, it is possible to estimate fracture stress of narrowly spaced notches.
- 2) Fracture stress of notches arranged in a straight line which is perpendicular to load direction, becomes lower in comparing with that of a single notch, and decreases with distance between notches.
- 3) Fracture stress of notches, which are arranged in parallel and perpendicularly to load direction, is higher in comparison with that of a single notch and increases with decreased distance between notches.
- 4) Fracture stress of equal length parallel staggered notches, having the characteristic which combines the equal length collinear notches and equal length parallel notches, varies complicatedly depending upon the location of notches.

1 序 論

脆性破壊の発生には、切欠の存在が必要条件となる。構造物には、溶接欠陥や不連続部の応力集中から発生し

* 広島大学工学部

** (株)神戸製鋼所 構造研究所

*** 船舶技術研究所 船体構造部

**** 三菱重工業(株)技術本部 広島研究所

た疲労亀裂が存在することが多く、それらの欠陥や亀裂は、発生しやすい箇所に多数検出される場合がある。複数の切欠が近接する場合には、切欠がたがい干渉しあうため単一の切欠と異なる脆性破壊発生特性を示すと考えられる。したがって、構造物の脆性破壊強度を評価するためには、近接する切欠からの発生特性を考慮する必要がある。

近接切欠の脆性破壊発生特性は、切欠相互の位置関係によって異なる。長さの等しい切欠が一直線上に並び、切欠に直角方向に引張力が作用する場合の切欠の干渉効果を第1報¹⁾で述べた。本報では、長さの異なる切欠が直線上に並ぶ場合、長さの等しい切欠が並列および階段状に並ぶ場合に切欠に直角に引張力が働いたときの干渉効果を取扱った。すなわち、近接する切欠の脆性破壊発生特性と従来すでに明らかにされている単一切欠の脆性破壊発生特性を比較することによって、切欠の干渉効果を検討した。試験は室温における切欠先端の亀裂開口変位のモアレ法による測定と、低温における破壊発生応力および限界亀裂開口変位の計測に大別される。

モアレ法による室温における亀裂開口変位の測定は、すでに求められている近接切欠の亀裂開口変位に関する理論式を検討するためと、低温の脆性破壊発生特性との関係を明らかにするために行ったものである。なお、モアレ法による試験結果から破壊発生応力を推定する方法は付録に解説した。

2 近接切欠の理論的取扱いについて

2.1 応力拡大係数

単一亀裂の問題を応力拡大係数で取扱う場合、たとえば無限板に長さ $2c$ の単一亀裂が存在し、亀裂に直角方向に引張応力 σ が作用するときの亀裂先端での応力拡大係数は次式で示され、

$$K = \sigma \sqrt{\pi c} \quad (1)$$

これが、材料・温度・ひずみ速度などに依存する限界値 K_c に達すると破壊が発生すると考える。これに対し、複数の切欠が近接して存在する場合にはたがいに切欠が干渉しあうので、干渉効果係数を $f(\lambda)$ とすれば亀裂先端での応力拡大係数は次式で示され、

$$K = f(\lambda) \cdot \sigma \sqrt{\pi c} \quad (2)$$

$f(\lambda)$: 干渉効果係数

λ : 亀裂長さと亀裂間距離の比

$f(\lambda)$ は、亀裂が直線上に並ぶ場合、並列に並ぶ場合および階段状に並ぶ場合で相違する。これら近接亀裂の干渉効果係数は、Erdogan²⁾、Sih³⁾、横堀ら^{4,5)}および石田⁶⁾の理論解を用いて求めることができる。これらの結果をまとめて示すと第1表のようになる。

2.2 亀裂開口変位

応力拡大係数による理論的取扱いは、亀裂先端部に形成される塑性領域の大きさが亀裂寸法に比べて十分小さい場合に限り有効な概念となる。最近、塑性領域を考慮したクラック・モデルを用い、亀裂先端の開口変位 ϕ を脆性破壊発生クライテリアとする亀裂開口変位理論が広く用いられるようになった。すなわち ϕ が材料・温度・ひずみ速度などに依存する限界値 ϕ_c に達すると破壊が発生するという考えである。

単一亀裂に対しては Bilby, Cottrell, Swinden ら⁷⁾の転位分布模型 (B. C. S. モデル) を用いれば無限板に長さ $2c$ の単一亀裂が存在し、亀裂に直角方向に引張応力 σ が作用するときの亀裂先端の開口変位は次式で示される。

$$\phi = \frac{8\sigma_Y c}{\pi E} \log_e [\sec(\pi\sigma/2\sigma_Y)] \quad (3)$$

亀裂先端の塑性領域の大きさが亀裂長さに比べて小さいときは、応力拡大係数 K との間に次の関係が成立する。

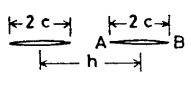
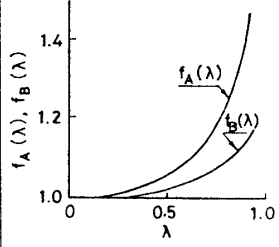
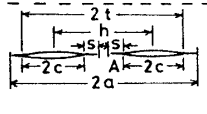
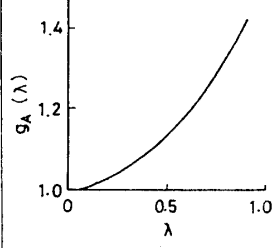
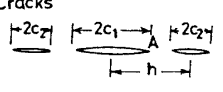
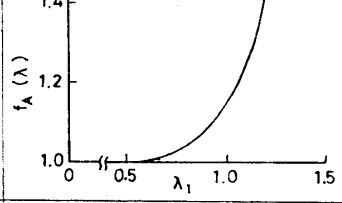
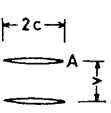
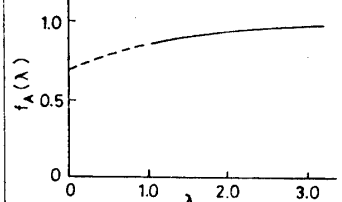
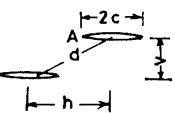
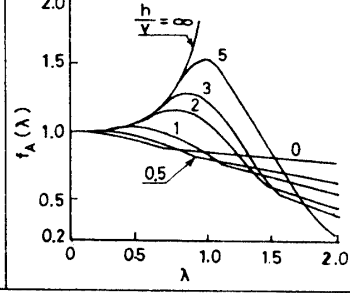
$$\phi = K^2/E\sigma_Y \quad (4)$$

これに対し、複数の切欠が近接して存在する場合には応力拡大係数の場合と同様に、干渉効果係数を $g(\lambda)$ とし亀裂先端の開口変位は次式で与えられる。

$$\phi = g(\lambda) \frac{8\sigma_Y c}{\pi E} \log_e [\sec(\pi\sigma/2\sigma_Y)] \quad (5)$$

この近接切欠の亀裂開口変位の理論解については、Smith⁸⁾が無限板に等長亀裂が一直線上に並ぶ場合について剪断応力を作用させた時の解を与えている。これを応用して得られる平面応力状態のもとで引張応力が作用する

第1表 近接切欠の理論的取扱

Crack model	$f(\lambda) \cdot g(\lambda)$	Example of $f(\lambda), g(\lambda)$ vs. λ
Equal Length Collinear Cracks  $\lambda = 2c/h$	From Erdogan ^{2),6)} $f_A(\lambda) = \frac{(1+\lambda)^2 \cdot \frac{E(k)}{K(k)} - (1-\lambda)^2}{2\lambda \sqrt{1-\lambda}}$ $f_B(\lambda) = \frac{(1+\lambda)^{3/2} \left\{ 1 - \frac{E(k)}{K(k)} \right\}}{2\lambda}$ $k = 2\sqrt{\lambda} / (1+\lambda)$ $K(k), E(k): \text{Complete elliptic integral of first and second kind associated with } k$	
 $\lambda = 2c/h$ $\sin 2\phi = s/a$ $\sin 2\psi = t/a$ $\frac{\sigma}{\sigma_Y} = 1 - \frac{4(\psi - \phi)}{\pi}$	From Smith ⁸⁾ When plasticity has not spread between the two cracks $\Phi_A = \frac{8\sigma_Y c}{\pi E} \cdot \frac{\pi^2 \sigma^2}{8\sigma_Y^2} \left(1 + \frac{\lambda^2}{2} \right)$ $g_A(\lambda) = 1 + \frac{\lambda^2}{2}$ When plasticity spreads between the two cracks $\Phi_A = \frac{8\sigma_Y c}{\pi E} \left\{ \log_e \{ \cot(\psi - \phi) \cot 2\phi - 1 \} - \frac{h}{2c} \log_e \{ \tan(\psi - \phi) \cot 2\phi + 1 \} \right\}$	
Unequal Length Collinear Cracks  $\lambda_1 = 2c_1/h$ $\lambda_2 = 2c_2/h$	From Sih ³⁾ $f_A(\lambda) = \sqrt{\frac{(2-\lambda_1+\lambda_2)(2+\lambda_1+\lambda_2)}{(2-\lambda_1-\lambda_2)(2+\lambda_1-\lambda_2)}} \cdot \frac{E(k)}{K(k)}$ $k^2 = \frac{8\lambda_2}{(2-\lambda_1+\lambda_2)(2+\lambda_1+\lambda_2)}$	
Equal Length Parallel Cracks  $\lambda = h/2c$	From Yokobori ⁴⁾ $f_A(\lambda) = \frac{K_A}{\sigma \sqrt{\pi c}}$	
Equal Length Parallel Staggered Cracks  $\lambda = 2c/d$	From Yokobori ⁵⁾ $f_A(\lambda) = \frac{K_A}{\sigma \sqrt{\pi c}}$	

場合の解を第1表*に示す。切欠干渉効果係数 $g(\lambda)$ は切欠間断面が全面降伏しないときは λ の関数として示されるが、全面降伏後は λ のほかに応力の項を含んだ形となる。

3 モアレ法による切欠干渉効果の解析

亀裂開口変位の新しい計測法として、著者らはモアレ法の適用を試み、切欠先端における亀裂開口変位を直

* 第1報で示した (10), (11), (12) 式を次のように訂正する。

$$\Phi_{(A)} = \frac{8\sigma_Y c}{\pi E} \cdot \frac{\pi^2 \sigma^2}{8\sigma_Y^2} \left(1 + \frac{\lambda^2}{2} \right) \quad (10)$$

$$\Phi_{(A)} = \frac{8\sigma_Y c}{\pi E} \left[\log_e \{ \cot(\psi - \phi) \cot 2\phi - 1 \} - \frac{h}{2c} \log_e \{ \tan(\psi - \phi) \cot 2\phi + 1 \} \right] \quad (11)$$

$$\Phi_{(B)} = \frac{8\sigma_Y c}{\pi E} \left[\log_e \{ \cot(\psi - \phi) \cot 2\psi + 1 \} + \frac{h}{2c} \log_e \{ 1 - \tan(\psi - \phi) \cot 2\phi \} \right] \quad (12)$$

第2表 室温における亀裂開口変位の計測に使用した鋼材の化学成分と機械的性質

Steel	Chemical Compositions (%)							Mechanical Properties		
	C	Si	Mn	P	S	Cr	V	σ_Y (kg/mm ²)	σ_B (kg/mm ²)	ϕ (%)
Welten 60 (Thickness 10 mm)	0.14	0.44	1.22	0.014	0.014	0.18	0.03	58	68	32

接、精度よく計測することに成功した。本章ではモアレ測定技術を用いて近接切欠の干渉効果を検討した。すなわち、後述する大型脆性破壊試験の試験片寸法 (500×400×20) の1/2の小型試験片を用い、室温の引張試験で亀裂開口変位を計測することによって近接切欠の干渉効果を解析した。

3.1 供試鋼および試験片

供試鋼は板厚 10 mm の 60 キロ高張力鋼 (Welten 60) で、その化学成分と機械的性質 (ミル・シートによる) を第2表に示す。試験片は第1図に示すように全長 760 mm, 平行部長さ 500 mm, 幅 200 mm で、中央部に近接切欠の典型例として4種類の亀裂状スリットを機械加工により設けた。

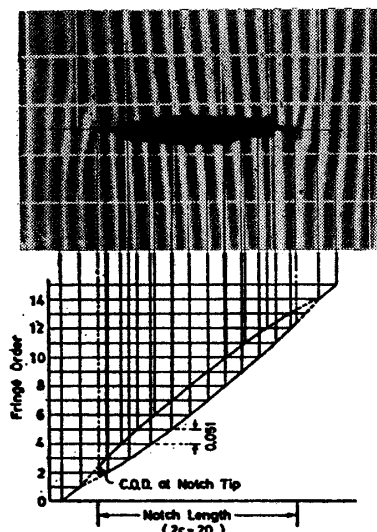
等長直線切欠試験片とは、長さ $2c=20$ mm の2個の切欠が内側切欠間距離 l の間隔をもって一直線に並ぶ試験片で、 l を 2.5, 5, 20 mm の3種類に変化させた。

不等長直線切欠試験片とは、長さの異なる2個の切欠の干渉効果を調べる目的のもので、実際には試験片を引張る際に曲げが生ずるのを防ぐために、図に示すように中央に長い切欠 $2c_1=40$ mm, 両側に短い切欠 $2c_2=20$ mm を切欠先端間距離 l だけ離して配置し、 l を 5, 10 mm の2種類に変化させた。

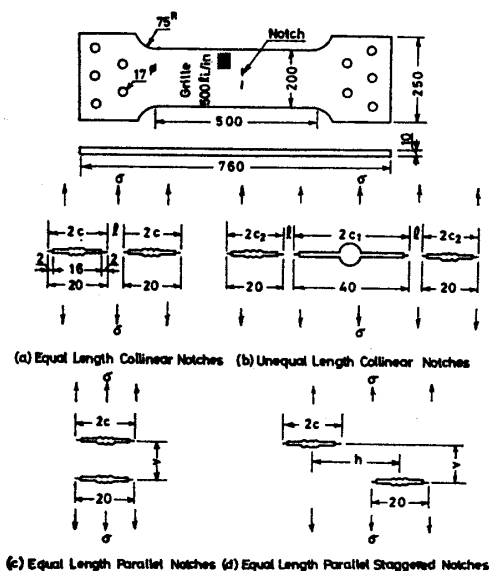
等長並列切欠試験片とは、長さ $2c=20$ mm の2個の切欠が引張方向と直角に並列に並ぶ試験片で、垂直距離 v を 5, 10, 20, 40 mm の4種類に変化させた。

等長階段状切欠試験片は、長さ $2c=20$ mm の2個の切欠が引張方向に v だけ離れ、引張方向と直角に切欠の中心間距離 h だけ離れて並ぶ試験片で、 $v=10$ mm と一定にして h を 10, 20, 30 mm の3種類に変化させた。

これらのほかに、干渉効果を調べるための基礎資料を得る目的で、切欠長さ $2c=20, 40$ mm の単一切欠試験片を用意した。



第2図 亀裂開口変位の測定結果
(単一切欠, $\sigma=40$ kg/mm²)



第1図 小型近接切欠試験片の形状寸法および切欠部の詳細

3.2 試験方法

試験片の一方の表面には線密度 500 本/インチの平行単線格子を切欠の長さ方向に写真食刻法で焼付けた。もう一方の表面には切欠をはさんで標点距離 10 mm のコンタクト・ストレーンゲージ用鋼球を打込んだ。

室温で引張試験を行い、引張りの各段階における亀裂開口変位の変化を計測した。すなわち、モアレ法による計測は、まず無負荷の状態では格子を接写し、これを基準格子とする。ついで引張試験の各応力レベルごとに变形後の格子すなわち模型格子を上述の基準格子と同じ倍率で接写する。引張試験終了後、撮影された基準格子と模型格子のフィルムを重ね合わせてモアレ縞を得る方法を採用した。コンタクト・ストレーンゲージによる計測は、各段階ごとに標点距離の変化を 1/1000 mm の精度で読み取って、モアレ法による亀裂開口変位と比較した。

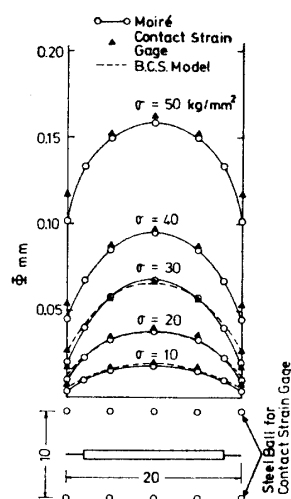
3.3 試験結果

モアレ法による亀裂開口変位の測定結果の一例として単一切欠の場合を第2図に示す。縞と縞の間には基準格子の1ピッチ分に相当する変

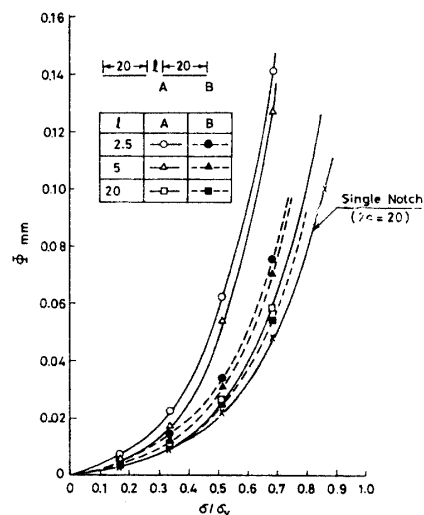
位を生じているので、図に示すようにある点を起点としてスリットの両側で変位-距離曲線をプロットすれば、亀裂開口変位を求めることができる。すなわち、モアレ法は亀裂先端部の開口変位を直接計測できるうえに、亀裂全体としての開口状況も観察でき、精度も rotational mismatching 法によれば基準格子間隔の 1/10 すなわち 1/200 mm の変位まで計測可能である。

引張試験の各段階ごとにモアレ法を用いて計測した結果は、切欠先端を除いてはコンタクト・ストレーンゲージによる計測値とよく一致している。切欠先端のコンタクト・ストレーンゲージによる計測値は、亀裂開口変位のほかに標点間に生ずる変形も含むのでモアレ法による値より大きくなるものと考えられる。また単一切欠試験片と等長直線切欠試験片の結果については、B. C. S. モデルを用いて導き出された理論値^{8,9)}と比較した。これらの結果の一例を第3図に示す。切欠先端ではモアレ法による計測値が理論値より小さい値を示した。これは理論値が、板厚が薄くて亀裂長さが比較的長い平面応力状態を取扱っているためで、亀裂先端の応力状態が本実験の場合と異なることによると考えられる。

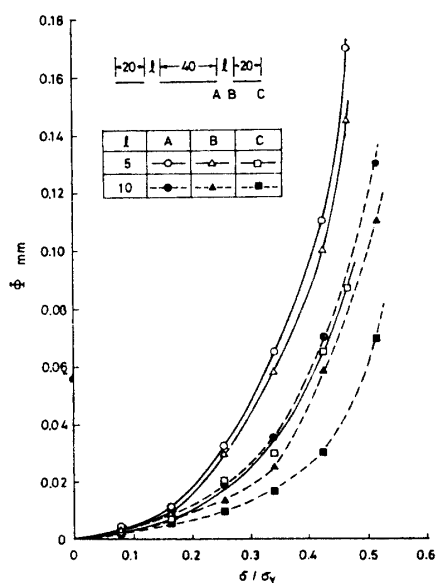
等長直線切欠における内側および外側切欠先端での亀裂開口変位を比較すると第4図に示すようになる。応力レベルの上昇に伴い内側切欠先端A点の開口変位が外側切欠先端B点と比べて大きくなり、この傾向は切欠が接



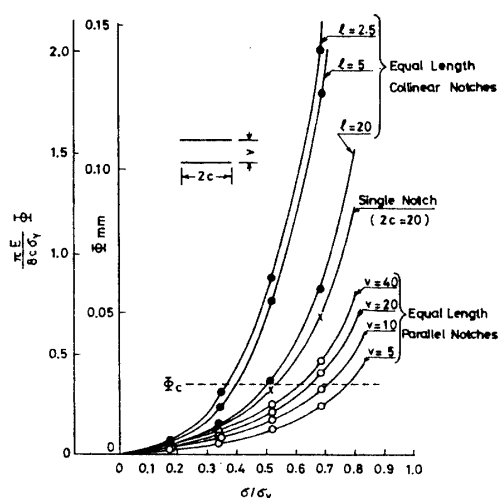
第3図 各応力レベルにおける亀裂開口変位の比較 (単一切欠, $2c=20$ mm)



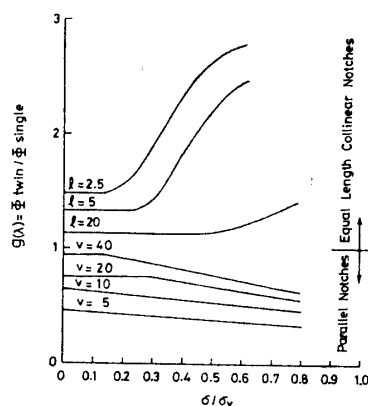
第4図 等長直線切欠の内側切欠先端と外側切欠先端の亀裂開口変位と応力比の関係



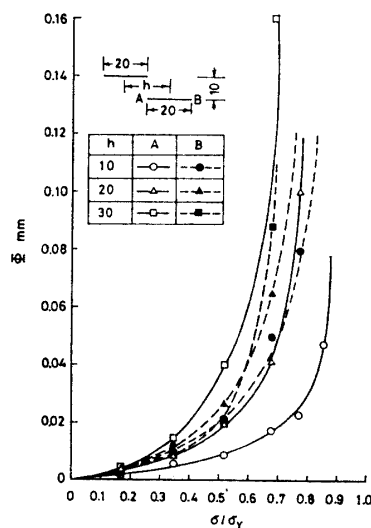
第5図 不等長直線切欠の亀裂開口変位と応力比の関係



第6図 等長直線切欠と等長並列切欠の亀裂開口変位と応力比の関係



第7図 等長直線切欠と等長並列切欠の干渉効果係数 $g(\lambda)$ と応力比の関係



第8図 等長階段状切欠の亀裂開口変位と応力比の関係

近すると顕著になることがわかる。また同一応力レベルで比較すれば、切欠間距離 l が小さくなると亀裂開口変位は大きくなる。これらの結果は第1報の結果とも一致する。

つぎに、不等長直線切欠における各切欠先端での亀裂開口変位を比較すると第5図に示すようになる。亀裂開口変位は、常に中央の長い切欠先端A点が最も大きく、ついで両側の短い切欠の内側先端B点、外側先端C点の順になっている。また等長直線切欠の場合と同様に切欠先端間距離 l が小さくなると亀裂開口変位は大きくなる。

等長並列切欠の干渉効果は等長直線切欠および不等長直線切欠の場合と逆に働き、同一応力レベルで比較すると、切欠が接近するほど亀裂開口変位は小さくなることが第6図からわかる。限界亀裂開口変位を仮に第6図のように定め、破壊発生応力を比較すると等長直線切欠試験片は単一切欠試験片に比べて破壊発生応力が低くなるが、等長並列切欠試験片は破壊発生応力が高くなり破壊に対して安全側になることが推察できる。第6図をもとに亀裂開口変位に関する干渉効果係数 $g(\lambda)$ を求めると第7図のようになる。応力拡大係数で取扱う干渉効果係数 $f(\lambda)$ は、亀裂長さや亀裂間距離が定まるとある一定の値となるが、 $g(\lambda)$ は応力レベルの上昇に伴い変化する結果が得られた。

等長階段状切欠試験片では、切欠の配置によって各切欠先端の亀裂開口変位は異なった様相を呈している。第8図は切欠の水平距離 h の変化による切欠先端A点、B点の亀裂開口変位を比較したものである。切欠がオーバーラップしていない場合 ($h=30$ mm) は等長直線切欠に近い状態にあり、内側先端A点の亀裂開口変位の方が外側先端B点より大きい。しかし、 h が小さくなり、切欠がオーバーラップし始める ($h=20$ mm) と逆にB点の亀裂開口変位の方がA点より大きくなり、さらに h が小さくなりオーバーラップの度合いが大きくなる ($h=10$ mm) とB点とA点の差はいっそう大きくなることがわかる。これはA点がもう一方の切欠の陰に入り、切欠先端に応力がほとんど作用しなくなるためであり、垂直距離 v が小さくなるほど上述の傾向は顕著になることが推察できる。

4 脆性破壊発生試験

近接切欠の脆性破壊発生特性を調べるために長さ 500 mm、幅 400 mm の試験片に種々の切欠を設け、実際に低温で引張試験を行って破壊発生応力と限界亀裂開口変位を計測した。

4.1 供試鋼および試験片

供試鋼は板厚 20 mm の 60 キロ高張力鋼 (Welten 60) でその化学成分と機械的性質 (ミル・シートによる) を第3表に示す。まず、供試鋼の脆性破壊発生特性を求めるために単一切欠試験片について低温で引張試験を行った。また脆性破壊発生試験を行った近接切欠は、不等長直線切欠、等長並列切欠および等長階段状切欠の3種類である。

単一切欠試験片の形状および寸法は第9図(a)に示すように、切欠長さ $2c=40, 80$ mm である。不等長直線切欠試験片は第9図(b)に示すように、中央に長さ 80 mm ($2c_1$) の切欠をおき、両側に長さ $2c_2$ の切欠を l

第3表 脆性破壊試験に用いた鋼材の化学成分と機械的性質

Steel	Chemical Compositions (%)							Mechanical Properties		
	C	Si	Mn	P	S	Cr	V	σ_Y (kg/mm ²)	σ_B (kg/mm ²)	φ (%)
Welten 60 (Thickness 20 mm)	0.14	0.46	1.21	0.022	0.007	0.17	0.03	58	68	39

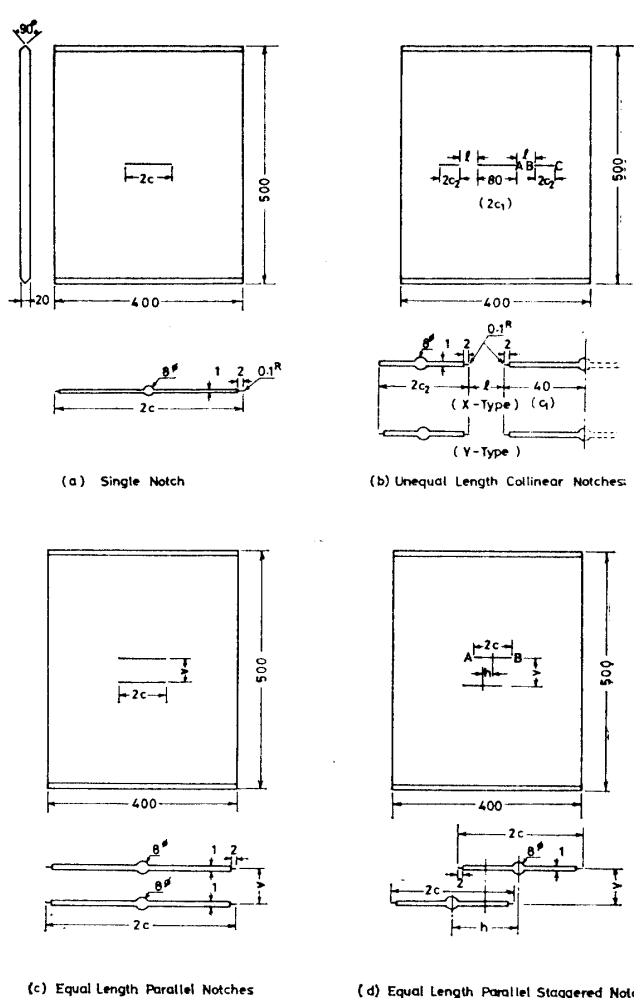
だけ離して配置したもので、 $2c_2=40\text{ mm}$ で切欠先端間距離 l を変えるシリーズと $l=20\text{ mm}$ で切欠長さ $2c_2$ を変化させるシリーズの2種類とした。 $2c_2$ の切欠の外側先端C点における幅 0.2 mm のスリットは、有限板の影響によって切欠の干渉効果に異なる影響を及ぼすことが考えられるので原則としてスリットを設けないこととした(Xタイプ)。しかし、 l および $2c_2$ の小さいものについては外側にも 0.2 mm の細いスリットを設けてその影響を調べた(Yタイプ)。

等長並列切欠試験片については第9図(c)に示すように、長さ $2c=40, 80\text{ mm}$ の切欠について垂直距離 v を種々に変化させた。

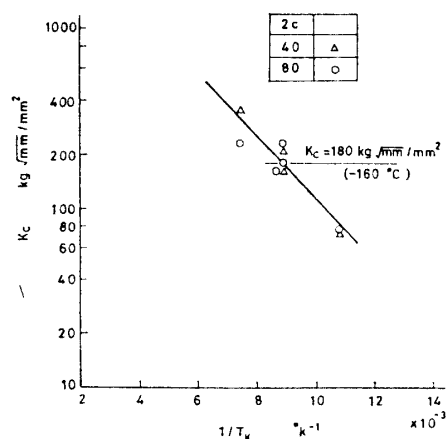
階段状切欠試験片は第9図(d)に示すように、切欠長さ $2c=40\text{ mm}$ について $v=20, 40\text{ mm}$ で水平距離 h を変化させたものと、 $2c=80\text{ mm}$ 、 $v=20, 40\text{ mm}$ について h を変えたものの2種類とした。

4.2 試験結果

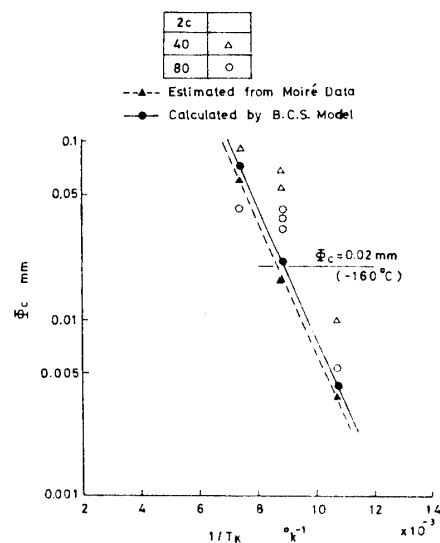
まず、単一切欠試験片について温度を変えて試験し、供試鋼の脆性破壊特性としての K_c および Φ_c を求めた。 K_c と絶対温度の逆数の関係を第10図に示す。第1報の等長直線切欠との関連性を考慮して、前報の供試鋼の試験温度 -180°C での $K_c=180\text{ kg}\sqrt{\text{mm}}/\text{mm}^2$ に合わせるように本実験の試験温度を決めると -160°C となる。 Φ_c の測定は幅 1 mm のスリットの先端に大きさ $19\times 4\text{ mm}$ の電極を挿入し、静電容量の変化を測定する方法¹⁰⁾で計測した。 Φ_c と絶対温度の逆数の関係を示すと第11図のようになる。同図には B. C. S. モデルによる理論式⁹⁾を用いて求めた $2c=80\text{ mm}$ の場合の値を実線で、また前章のモアレ試験の結果をもとにして求めた $2c=40\text{ mm}$ の場合の Φ_c を破線でそれぞれ示し



第9図 大型近接切欠試験片の形状寸法および切欠部の詳細



第10図 単一切欠試験片による K_c と絶対温度の逆数の関係



第11図 単一切欠試験片による Φ_c と絶対温度の逆数の関係

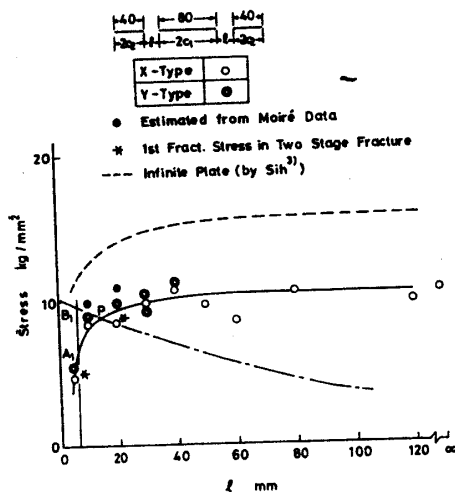
た。実験結果に若干のばらつきがみられるが、理論式およびモアレ試験の結果から推定した値と比較的よく一致している。 -160°C での切欠先端の限界亀裂開口変位としてここでは理論式より求めた $\phi_c = 0.02\text{ mm}$ を採用し、近接切欠の限界亀裂開口変位と比較検討することとした。

4.2.1 不等長直線切欠

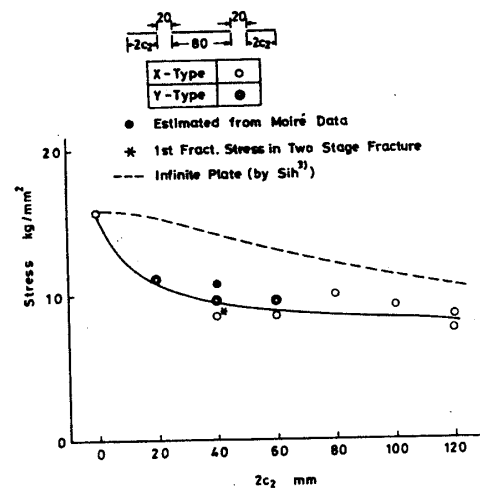
切欠間距離の影響を調べるために、切欠先端間距離 l を変化させた場合の破壊発生応力を第12図に示す。肩に[*]印を付した点は、内側切欠断面がいったん破断した後に、荷重が再び増加して完全破断する、いわゆる2段階破壊を起こした場合の最初の段階での破壊発生応力である。破線は無限板における破壊発生応力を $\text{Sih}^{3)}$ の理論式をもとにして求めたものである。

まず、外側に位置する短い方の切欠($2c_2$)の外側に 0.2 mm のスリットを設けたYタイプ([◎]印)と設けられないXタイプ([○]印)の間には、前者が後者より若干高い発生応力を示す傾向がみられるがそれほど有意な差ではない。実験結果と Sih の理論式によって求めた値は、ともに l が小さくなるほど破壊発生応力は低下する傾向にあるが、両者の応力レベルに差がみられる。この相違についてはいまのところ明らかでない。短い方の切欠長さ $2c_2$ 以上に l が増加すると破壊発生応力と l の関係はほぼ飽和しており、干渉効果は無視できることになる。室温で測定した亀裂開口変位から求めた破壊発生応力は実験値と比較的よく一致している。なお、図中の鎖線は長さ $(2c_1 + 4c_2 + 2l)$ の単一切欠試験片の破壊発生応力を次章の考察のために示したものである。

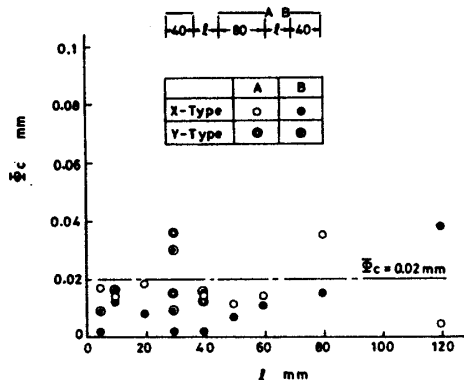
つぎに、直線切欠試験片において相対する切欠長さが干渉効果に及ぼす影響を調べるために切欠先端間距離 l を一定(20 mm)にして外側の切欠長さ $2c_2$ を変化させた。そのときの破壊発生応力と $2c_2$ の関係を第13図に示す。図中の破線は Sih の理論式から求めた無限板での破壊発生応力を示す。また、 $2c_2 = 0$ では単一切欠($2c = 80\text{ mm}$)の場合に相当するので実験結果はこれに収束すると考えられる。図から相対する切欠長さの影響



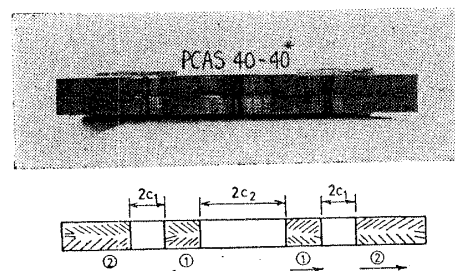
第12図 不等長直線切欠試験片の破壊発生応力と切欠先端間距離の関係



第13図 不等長直線切欠試験片の破壊発生応力と切欠長さの関係



第14図 不等長直線切欠の ϕ_c と切欠先端間距離の関係



第15図 不等長直線切欠試験片の破断状況

は本実験の範囲内すなわち $20 \leq 2c_2 \leq 120 \text{ mm}$ では大きい差がないことがわかる。

切欠先端近傍で計測した限界亀裂開口変位は、第 14 図にみられるように中央の切欠 ($2c_1$) の方が両側の切欠 ($2c_2$) より全般的に大きい、計測値は $0.01 < \phi < 0.04 \text{ mm}$ の範囲に分散しており定量的な傾向はなく、ほぼ $\phi_c = 0.02 \text{ mm}$ で破壊が発生していると考えられる。

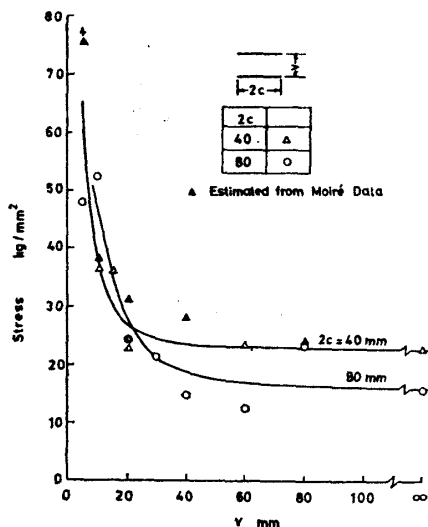
不等長直線切欠試験片の破壊状況は、すべて第 15 図に示すように中央の切欠両端から亀裂が発生した後外側の切欠先端から亀裂が発生して破断する形をとっている。

4.2.2 等長並列切欠

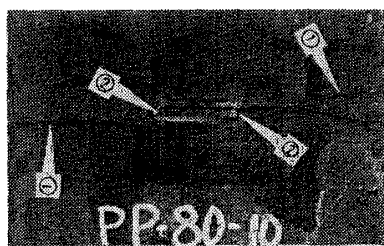
等長並列切欠試験片の破壊発生応力と垂直距離 v の関係を第 16 図に示す。[▲]印は前章のモアレ法による亀裂開口変位の測定をもとにして求めた破壊発生応力である。並列切欠の場合は垂直距離が十分に大きければ単一切欠試験片の破壊発生応力になることが予想されるので、 $v = \infty$ で単一切欠試験片の応力レベルに一致させた。並列切欠試験片は垂直距離 v が小さくなると破壊発生応力が上昇するのが特徴であるが、垂直距離が切欠長さの $1/2$ 以上ならば単一切欠試験片の破壊発生応力にはほぼ等しくなる。また垂直距離が小さい範囲では切欠長さの相違によって破壊発生応力に差を生じないようである。

各切欠先端近傍で計測した ϕ_c のうち、その最大値を採って第 17 図に示した。 v が小さくなって破壊発生応力が上昇すると ϕ_c は増大する傾向にあり、これは限界亀裂開口変位が一定 (供試鋼では $\phi_c = 0.02 \text{ mm}$) になると破壊が発生するという仮定と相違している。

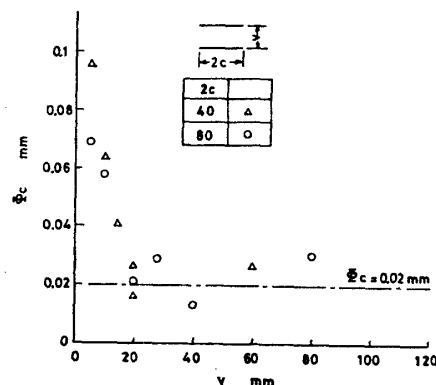
等長並列切欠試験片の破断状況は 2 つの型に大別され、他方の切欠に無関係に一方の切欠から亀裂が発生し試験片を破断しているものと、第 18 図にみられるようにそれぞれの切欠から亀裂が発生した後に切欠先端がつながって破断したものがある。前者のタイプの破壊は、おおむね垂直距離が切欠長さの $1/2$ 以上である場合にみられた。



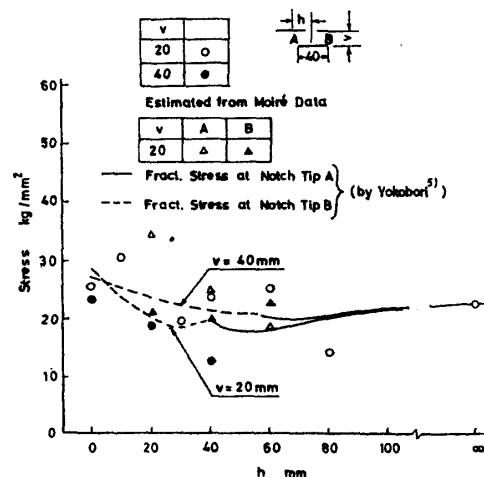
第 16 図 等長並列切欠試験片の破壊発生応力と垂直距離の関係



第 18 図 等長並列切欠試験片の破断状況 (垂直距離が小さい場合)



第 17 図 等長並列切欠の ϕ_c (最大値) と垂直距離の関係



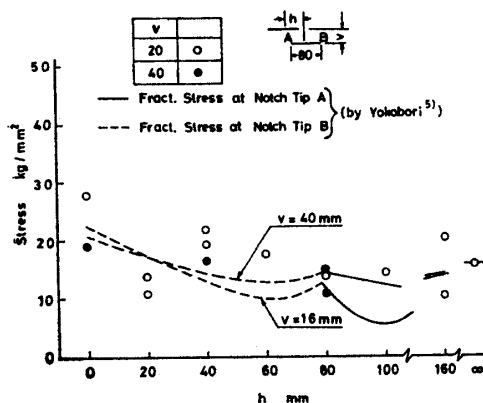
第 19 図 等長階段状切欠試験片 ($2c = 40 \text{ mm}$) の破壊発生応力と水平距離の関係

4.2.3 階段状切欠

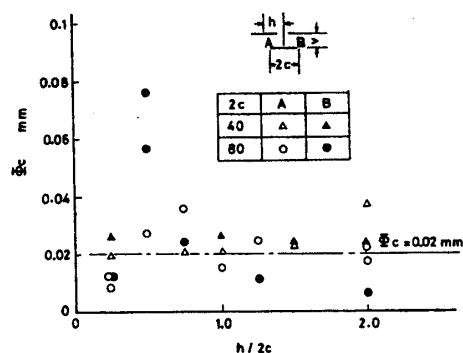
等長直線切欠と並列切欠を組合わせた位置関係にある階段状切欠の干渉効果を調べる。 $2c=40\text{ mm}$ の試験片で $v=20, 40\text{ mm}$ について h を変化させた場合の破壊発生応力を第 19 図に, $2c=80\text{ mm}$ で $v=20, 40\text{ mm}$ について h を変えた場合の破壊発生応力を第 20 図にそれぞれ示す。第 19 図において $[\triangle], [\blacktriangle]$ 印は前述のモアレ法による結果をもとにして推定した $2c=40\text{ mm}$, $v=20\text{ mm}$ の場合の A 点および B 点の破壊発生応力である。曲線は横堀らによる解を用いて求めた無限板での A 点および B 点の破壊発生応力を示す。モアレ法によって測定した室温の亀裂開口変位をもとに推定した破壊発生応力は切欠がオーバーラップしているとき ($h \leq 40\text{ mm}$) は B 点が A 点より小さく, オーバーラップしていない場合 ($h > 40\text{ mm}$) は逆の傾向になることを示している。すなわち, 前者では B 点から, 後者では A 点から破壊が発生することとなり, 横堀ら⁹⁾ の理論曲線の傾向と一致している。また実験値は, $2c=40, 80\text{ mm}$ のいずれの場合においても, その傾向は横堀らの理論結果とほぼ一致している。

つぎに, それぞれの試験片の切欠先端 A, B で計測した ϕ_c と $h/2c$ の関係を示すと第 21 図のようになる。 $[\triangle], [\circ]$ 印は内側 A 点で, $[\blacktriangle], [\bullet]$ 印は外側 B 点で計測した ϕ_c をそれぞれ表わす。切欠がオーバーラップしているとき ($h/2c < 1$) は外側の ϕ_c が内側より大きく, オーバーラップしないとき ($h/2c > 1$) は反対に内側の ϕ_c が大きくなる傾向にあるが, $h/2c = 0.5$ の場合を除くとほぼ $\phi_c = 0.02\text{ mm}$ で破壊を起こしていると考えることができる。

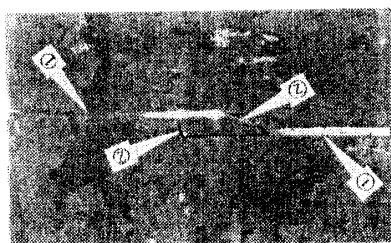
階段状切欠試験片の破断状況はほぼ 3 つのタイプに分類される。そのうち 1 つは他方の切欠に無関係に一方の切欠から破断しているもので, 切欠垂直距離 v が切欠長さ $2c$ の $1/2$ 以上である場合にすべてこのタイプの破断がみられた。また垂直距離が切欠長さの $1/2$ 以下で, 切欠がオーバーラップしている場合には第 22 図からわかるように 2 個の切欠の外側先端から亀裂が発生し, 板幅方向に伝播した後に切欠の内側先端から亀裂が発生して破断した。なお図中の数字は破断順序を示す。他方, 垂直距離が切欠長さの $1/2$ 以下で, 切欠がオーバーラップしないときの破断は第 23 図にみられるように, まず 2 個の切欠の内側先端から亀裂が発生し, その後切欠の外側先端からの亀裂の発生伝播によって破断した。



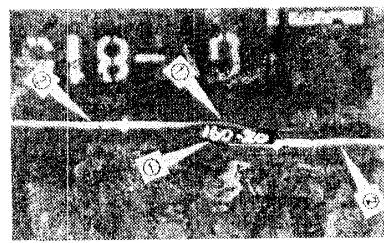
第 20 図 等長階段状切欠試験片 ($2c=80\text{ mm}$) の破壊発生応力と水平距離の関係



第 21 図 等長階段状切欠 ($v=20\text{ mm}$) の ϕ_c と $h/2c$ の関係



第 22 図 等長階段状切欠試験片の破断状況 (垂直距離が小さく, $h < 2c$ の場合)

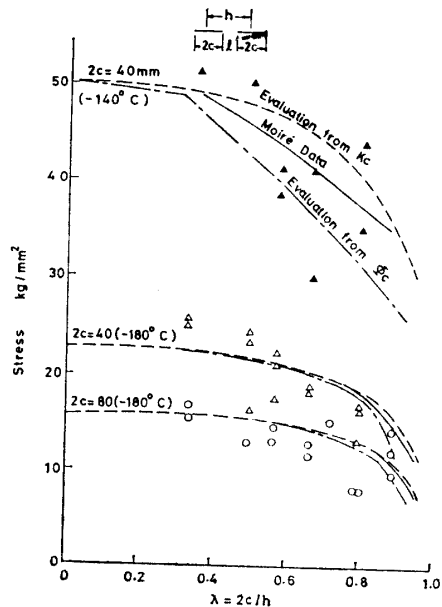


第 23 図 等長階段状切欠試験片の破断状況 (垂直距離が小さく, $h > 2c$ の場合)

5 考 察

5.1 近接切欠の破壊発生応力の推定

第1報に述べた等長直線切欠の場合には応力拡大係数 K と亀裂開口変位 ϕ に関する理論式が誘導されているので K_c あるいは ϕ_c から求めた破壊発生応力の理論値を実験値と比較することが可能である。第24図は等長直線切欠の破壊発生応力と $\lambda=2c/h$ の関係を示したもので、実験データは前報のものを引用した。破線は K の理論式を用いて K_c から求めた破壊発生応力を、鎖線は ϕ の理論式をもとに単一切欠の ϕ_c から求めた破壊発生応力をそれぞれ示す。また、図中にはモアレ法による ϕ 値から推定して得た破壊発生応力が実線で示されている。両理論式をもとに求めた破壊発生応力は、 -180°C では差がほとんどみられないが、 -140°C ではかなり相違している。実験結果にばらつきはあるが、 λ が大きくなるにしたがってほぼ計算曲線に沿って低下しており、破壊発生応力の理論的推定が可能なことを示している。そして K の理論式と ϕ の理論式のいずれがより妥当な推定を与えるかは、 -140°C の実験結果からわかるように K による推定は破壊発生応力を高く見積ることになり、 ϕ によって推定した方がより安全であることがわかる。しかも、 -140°C では切欠がかなり離れていても、切欠間の内側断面が全面降伏を起こすので K 値による推定は妥当性を欠くこととなる。



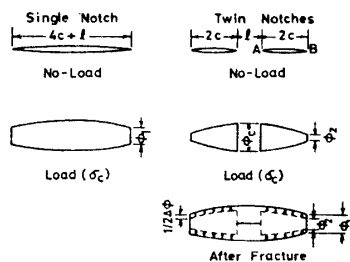
第24図 等長直線切欠試験片の破壊発生応力の比較

5.2 近接切欠の2段破壊

近接する直線切欠の破壊は、まず内側切欠先端から起こり、その破壊発生応力は切欠先端間距離 l が小さくなるにしたがって低下する。一方、内側切欠間断面が破断して連続した単一切欠となった後の破壊発生応力は切欠の長さ $2c$ と切欠先端間距離 l の和から計算でき、この場合の破壊発生応力は l が小さくなると上昇する。

第12図で鎖線で示した曲線は、長さ $(2c_1 + 4c_2 + 2l)$ の単一切欠試験片の破壊発生応力を有限板の修正を考慮して計算したものである。図からP点より小さい l に対しては、内側切欠間断面が A_1 で破壊を生じた後に単一切欠となっても、単一切欠試験片の破壊発生応力 B_1 が A_1 より大きいので破壊はいったん停止し、その後全体の破壊を起こすためにはさらに荷重の増加を必要とすることになり、したがって2段破壊が起こるものと予測される。しかし、実験結果によると2段破壊現象はYタイプにはみられず、低応力で切欠間断面が破断すると同時に外側切欠からも破壊が発生してそのまま全体破壊に到った。 $(l$ が5mmで切欠外側に細いスリットを設けなかったXタイプの試験片では2段破壊を起こしているが、これは鈍い切欠であることにより破壊発生応力が大幅に上昇するためと考えられる。)

このように2段破壊を起こしがたい原因は、前述の考察で単一切欠となった後の破壊を単に静的に取扱ったためであり、実際には動的な影響を考慮しなければならない。この様子を第25図に示す等長直線切欠をモデルに、亀裂開口変位理論を適用して考察してみる。静的な限界亀裂開口変位を ϕ_c とすると、応力 σ_c のもとで近接切欠の内側断面が破断する直前にはA点の開口変位が ϕ_c に達しており、B点の開口変位は $\phi_2(\phi_c > \phi_2)$ である。



第25図 等長直線切欠の破壊モデル

一方、長さ $(4c + l)$ の単一切欠材の σ_c における開口変位は ϕ_1 であり、 ϕ_1 は ϕ_2 より大きい。したがって、近接切欠の内側断面が破断して単一切欠となった瞬間にB点の開口変位は $\Delta\phi = \phi_1 - \phi_2$ だけ急激に増加する。この現象は動的な破壊靱性でもって取扱われる必要がある。すなわち、動的限界亀裂開口変位は静的なそれに比べてかなり低く、したがってP点より小さい l にあっても2段破壊が起こらずそのまま全体破壊に到ったものと考えることができる。しかし、さらに切欠が近接し、内側切欠先端からの破壊発生応力が非常に低くなると、単一切欠となった後の外側切欠先端での動的効果が小さくなることが予想され、この場

合2段破壊を起こす可能性がある。この点は近接する直線切欠の破壊を取扱う場合、非常に興味ある現象であり今後さらに研究する必要がある。

6 結 論

近接切欠の脆性破壊特性について、モアレ法による切欠の干渉効果の解析と低温での大型脆性破壊試験を行った結果、つぎの結論を得た。

- 1) モアレ法によって亀裂開口変位を直接、精度よく計測することが可能である。
- 2) 近接切欠材の脆性破壊発生応力は、モアレ法によって測定した室温における亀裂開口変位から推定可能である。
- 3) 近接切欠の干渉について亀裂開口変位理論を適用する場合、その干渉効果係数は応力とともに変化する。
- 4) 直線切欠材の破壊発生応力は切欠が接近するにしたがって低下する。一方、等長並列切欠材においては切欠が接近するにしたがって上昇する。等長階段状切欠材は、等長直線切欠材と等長並列切欠材の特性が混合しており、その破壊発生応力は切欠相互の位置関係により複雑に変化する。
- 5) 切欠が単一に存在すると見なしうる限界切欠間距離はそれぞれつぎのようになる。等長直線切欠の場合は、内側切欠間距離 l が $l > 2c$ ；不等長直線切欠の場合は、 $l > 2c_2$ (短い方の切欠長さ)；等長並列切欠の場合は、垂直距離 v が $v \geq c$ ；等長階段状切欠の場合は、垂直距離 v が $v \geq c$ あるいは水平距離 h が $h \geq 4c$ である。
- 6) 直線切欠材の場合は、亀裂開口変位が単一切欠材で求めた限界亀裂開口変位 ϕ_c に達すると破壊を起こす。等長並列切欠材の場合は、切欠垂直距離が小さくなると破壊発生応力が上昇するとともに ϕ_c は上昇し、 ϕ_c が一定で破壊が発生するという仮定と相違する。

謝 辞

本研究に対し、造船学会溶接委員会第1分科会主査金沢武教授をはじめ各委員および船体構造委員会西部地区部会の委員各位から種々貴重なご討論を賜わった。研究の遂行にあたっては船舶技術研究所船体構造部安藤部長、三菱重工業(株)広島研究所宇野所長、同長崎研究所矢島主任に終始ご支援をいただいた。ここに深く謝意を表します。また実験の遂行にあたりご協力いただいた広島大学工学部田中技官、船舶技術研究所船体構造部の佐久間氏ならびに小島氏および三菱重工業(株)広島研究所の岡本氏に感謝します。

参 考 文 献

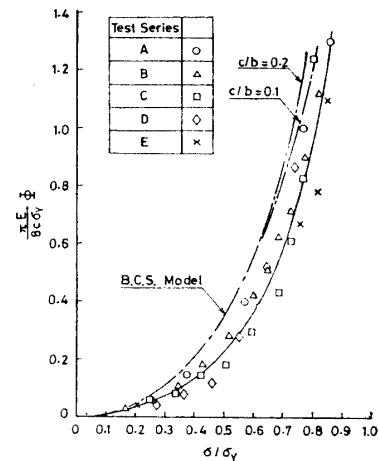
- 1) 池田一夫, 前中 浩, 北村 茂: 近接切欠の脆性破壊発生特性 (第1報), 日本造船学会論文集第129号, (1971), p. 257.
- 2) F. Erdogan: On the Stress Distribution in Plates with Collinear Cuts under Arbitrary Loads, Proc. 4th U. S. Nat. Cong. App. Mech., (1962), p. 547.
- 3) G. C. Sih: Boundary Problems for Longitudinal Shear Cracks, Development in Theoretical and Applied Mechanics, Vol. 2, (1964), p. 117.
- 4) M. Ichikawa, M. Ohashi, T. Yokobori: Interaction between Parallel Cracks in an Elastic Solid and its Effect on Fracture, Rep. Res. Inst. Strength and Fracture of Materials, Vol. 1, No. 1, (1965), p. 1.
- 5) 横堀武夫, 魚住幹夫, 市川昌弘: 間隔の狭い非共面, 平行, くい違い弾性クラックの相互干渉について, 日本材料強度学会誌第6巻2号, (1971), p. 39.
- 6) 石田 誠: 任意の直線き裂群を持つ板における応力拡大係数の解析, 機械学会論文集35巻277号, (1969), p. 1815.
- 7) B. A. Bilby, A. H. Cottrell, E. Smith, H. K. Swinden: Plastic Yield from Sharp Notches, Proc. Roy. Soc., A 279, (1964), p. 1.
- 8) E. Smith: The Spread of Plasticity Between Two Cracks, Inst. J. Eng. Sci., Vol. 2, (1964), p. 379.
- 9) 酒井啓一, 飯野 暢: きれつの変位挙動と脆性破壊の発生, 日本造船学会論文集第127号, (1970), p. 227.
- 10) 池田一夫, 北村 茂, 前中 浩: 亀裂先端開口量の計測法——静電容量型による Deep Notch Test の脆性破壊発生特性——, 日本造船学会論文集第129号, (1971), p. 277.

付 録

室温におけるモアレ試験の結果から、低温における破壊発生応力を推定する際の寸法効果、降伏点および限界亀裂開口変位の影響について説明する。試験は単一切欠試験片について行った。試験片の板厚・板幅・切欠長さを変化させて寸法効果を、温度を変えて破壊試験を行うことにより降伏点および限界亀裂開口変位の影響を調べた。試験シリーズを付表に示す。亀裂開口変位の測定は主としてモアレ法によって行ったが、コンタクト・ストレーンゲージおよびクリップゲージによる計測法も併用した。

室温の引張試験で、切欠先端における亀裂開口変位を各荷重段階で計測した結果を、付図に縦軸を $\pi E \Phi / 8 c \sigma_Y$ 、横軸を σ / σ_Y で採って示した。計測値は B. C. S. モデルによる理論値に比べて幾分小さい値を示しているが、ほぼ一本の曲線上にのっており、本実験に用いた試験片の寸法範囲では寸法効果による差はないものとみてよいことがわかった。

つぎに、低温の脆性破壊試験で限界亀裂開口変位を計測した結果も付図中に示した。実験結果にややばらつきはあるが、限界亀裂開口変位 Φ_c を無次元化した値は、同一の σ / σ_Y における室温の亀裂開口変位を無次元化した値とほぼ等しいことがうかがえる。このことは、モアレ法によって求めた室温における亀裂開口変位をもとに、各温度における脆性破壊発生応力が σ_Y を介して推定可能なことを示唆するものである。したがって同様な方法を用いて、モアレ試験の結果から近接切欠の破壊発生応力を推定することが可能である。

付図 Φ の無次元量と降伏比の関係付表 Φ_c に及ぼす寸法効果および降伏点の影響を調べるための試験シリーズ

Test Series	Steel	Yield Point kg/mm ² at Room Temp.	Dimension of Test Specimen			Test		
			Thickness	Width	Slit Length	Testing Temp.	Measuring Item	Measuring Method
A	S S 41	26	10	200	40	Room Temp.	Crack Opening Displacement vs. Stress	Moiré Method and Contact Strain Gage Method
B	H T 60	58			20			
C					40			
D	H T 60	58	20	400	80			
E	H T 60	58	20	400	80	—65°C —76°C —99°C —146°C	Critical Crack Opening Displacement	Moiré Method and Clip Gage Method