

(昭和 55 年 11 月 日本造船学会秋季講演会において講演)

限界 COD 値に及ぼす切欠尖鋭度の影響

正員 金 沢 武* 正員 町 田 進*
正員 豊 貞 雅 宏** 正員 栗 飯 原 周 二***

Effect of Notch Acuity on Critical COD

by Takeshi Kanazawa*, *Member* Susumu Machida*, *Member*
Masahiro Toyosada**, *Member* Shuzi Aihara***, *Member*

Summary

In the previous paper, one of the authors proposed the idea that critical CODs (δ_c) obtained by fracture toughness tests using fatigue pre-cracked specimens can be quantitatively predicted by the test using machined notch specimens. The idea was deduced from the fact that the displacement at a notch tip of an idealized machined notch whose shape is a part of rectangle is very loosely related to a plastic zone size and is therefore considered not to be intimately related with fracture initiation.

As for 3-point bending COD test specimens, the equation which gives δ_c estimated for fracture toughness of a fatigue pre-crack from mouth COD obtained by using a machined notch specimen has been already given and was approximately verified by comparison between δ_c obtained by fatigue pre-cracked COD tests and δ_c estimated for fracture toughness of fatigue pre-crack from machined notch COD tests.

After the publication of the previous paper, a great number of 3-point bending COD tests for several materials whose specimen has a fatigue pre-crack or a machined notch and is made of same steel plate were carried out for the joint study of Japan Welding Engineering Society. In this paper, these test data in addition to previous data were analyzed using the equation. Analytical results show that probability of occurrence of δ_c estimated for fracture toughness of fatigue pre-crack by machined notch specimens is same as that of δ_c obtained by fatigue pre-cracked specimens.

Moreover, the method quantifying the effect of notch acuity on critical CODs for wide plate tension test specimens is conducted to follow the idea. Test results show that this method is available for critical CODs of wide plate tension tests and that δ_c from 3-point bending COD tests accord with δ_c from wide plate tension tests.

1 緒 言

破壊力学研究の発達により、破壊靱性値はある程度小型の試験片で求めることができるようになり、切欠付三点曲げ試験法や CT 試験法などが一部の規格^{1),2)}に規定された。このうち前者は北海などで使用される海洋構造物建造時の溶接施工法承認試験に要求されるようになり、工業的試験法としてその地位を固めつつある。しかしながら現状では研究室的試験法という認識が根強い。このような認識を抱かせる最大の理由は切欠先端に疲労予亀裂を賦与することにあると思われる。

切欠が鋭くなると破壊靱性値が低下することから疲労予亀裂を賦与することが要求されているが、阪野はこの疲労予亀裂の代わりに、低温で圧縮予荷重を与え、除荷時に脆性予亀裂を機械切欠先端に発生させる方法を提案した³⁾。しかし脆性予亀裂は低靱性個所を伝ばし、本来材料がもっている低靱性部分の評価ができないのではないかと批判もある(付録A参照)。

したがって低靱性個所にも切欠先端が位置すると考えられる機械切欠のみを加工した試験片で、疲労予亀裂材と同等の破壊靱性値を得ることができれば、高価な疲労試験機を配置する必要もなく、大幅に試験時間が短縮されるので、切欠付三点曲げ試験法は工業的試験法として一歩前進するものと思われる。

ところで著者らの一人は、機械切欠の先端形状を長方

* 東京大学工学部

** 日立造船(株)技術研究所

*** 東京大学工学系大学院

形に理想化してその変形挙動を調査し、この時生じる切欠底の変位 δ_e に着目した。そして切欠先端に生じる塑性域寸法は、通常の方法で得られる切欠先端の COD 値 (δ 値) から、上記 δ_e を減じた値によって規定されていることを見出した。疲労亀裂のように非常に鋭い切欠では上記 δ_e は生じないが、機械切欠先端では δ_e が生じる。この δ_e は塑性域寸法と直接関連しない変位であり、脆性破壊とは関連しないとの認識のもとに、 $(\delta - \delta_e)$ 値が脆性破壊発生と直接関係する量だと考え、available COD (available COD 仮説) となすけた。そして切欠付三点曲げ試験片について上記 δ_e を求め、available COD 値を求める式を提案した。さらに切欠付三点曲げ試験結果を解析し、上記 available COD 値が疲労亀裂材と機械切欠材とではほぼ一致することを確認した⁴⁾。

その後日本溶接協会鉄鋼部会 FTC 委員会⁵⁾でこの問題がとり上げられ、切欠付三点曲げ試験片と Deep Notch (中央貫通切欠)試験片についての切欠尖鋭度に関する共同研究が実施された。そこで本報告ではこれらの切欠付三点曲げ試験結果を上記提案式⁴⁾で解析すると同時に、過去の実験結果も含めて、上記提案式の妥当性を調査することにした。一方 Deep Notch 試験片については、上記仮説をもとに、available COD 値を求める手法を導びき、Deep Notch 試験においても、available COD 値が破壊の仮説として有効な値であるのか否かを、実験結果との対応によって調査することにした。

2 切欠付三点曲げ試験片における切欠尖鋭度が限界 COD 値に及ぼす影響

切欠付三点曲げ試験片の available COD (δ^a) は以下のように与えられる⁴⁾。

$$\delta^a = \begin{cases} \frac{0.45(W-a)}{0.45W+0.55a+z} [V-V_e-V'] & (V-V_e \geq 2V') \\ \frac{0.45(W-a)}{0.45W+0.55a+z} \left[\frac{(V-V_e)^2}{4V'} \right] & (V-V_e < 2V') \end{cases} \quad (1)$$

$$V_e = \begin{cases} 0.8d^{0.3} \cdot V & (V \geq 4V') \\ \left[0.8d^{0.3} - 0.74d^{0.45} \left(1 - \frac{V}{4V'} \right) \right] V & (V < 4V') \end{cases}$$

$$V' = \frac{\gamma \sigma_Y W (1-\nu^2)}{E}$$

$$r = 4.05 \left(\frac{a}{W} \right)^4 - 7.03 \left(\frac{a}{W} \right)^3 + 1.93 \left(\frac{a}{W} \right)^2 + 3.40 \left(\frac{a}{W} \right)$$

ただし、 W : 試験片高さ
 a : 切欠長
 E : ヤング率

ν : ポアソン比

z : クリップゲージ挿入位置 ($a+z$: クリップゲージ挿入位置と切欠先端との距離)

d : 初期切欠先端幅 (ただし、 $d \leq 0.4$ mm)

V' : 弾性限度 COD

V : クリップゲージ変位

(1)式において $d=0$ mm の場合、すなわち疲労亀裂材の場合、 δ^a は Wells の式⁶⁾に一致する。

FTC 委員会においては軟鋼 (記号 MA, MB, MC の 3 鋼種)、50 キロ級高張力鋼 (記号 H5A の 1 鋼種)、60 キロ級高張力鋼 (記号 H6A の 1 鋼種)、80 キロ級高張力鋼 (記号 H8A, H8B の 2 鋼種) の計 7 鋼種につき、切欠先端幅が 0.2 mm の機械切欠を有する試験片と、疲労亀裂を有する試験片の 2 系列につき、切欠付三点曲げ試験が実施された。ただし、疲労亀裂賦与に際しては、最終状態のすくなくとも 1 mm の範囲は、疲労亀裂賦与時の荷重が限界 COD 値に影響を与えないようにするため、以下の式のいずれをも満たすように負荷荷重の制御が行なわれた。

$$\left. \begin{aligned} K_{f \max} &\leq 150 \text{ kgf} \cdot \text{mm}^{-3/2} \\ K_{f \max} &\leq 1.2 \left(\frac{\sigma_{Y0}}{\sigma_Y} \right) \sqrt{E \sigma_Y \delta_c} \\ K_{f \max} &\leq \sigma_{Y0} \sqrt{\frac{B}{2.5}} \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

ただし、 $K_{f \max}$: 疲労亀裂賦与時の K 値の最大値
(kgf \cdot mm $^{-2/3}$)

σ_{Y0} : 室温での降伏点 (kgf/mm 2)

σ_Y : 靱性試験温度における降伏点 (kgf/mm 2)

B : 試験片厚さ (mm)

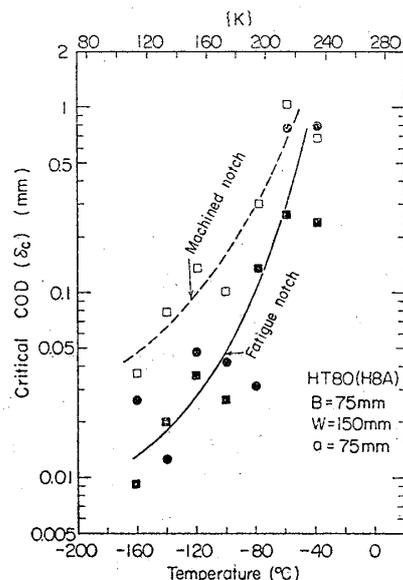


Fig. 1 An example of notch acuity on δ_c value for 3-point bend COD test specimens (HT-80 steel)

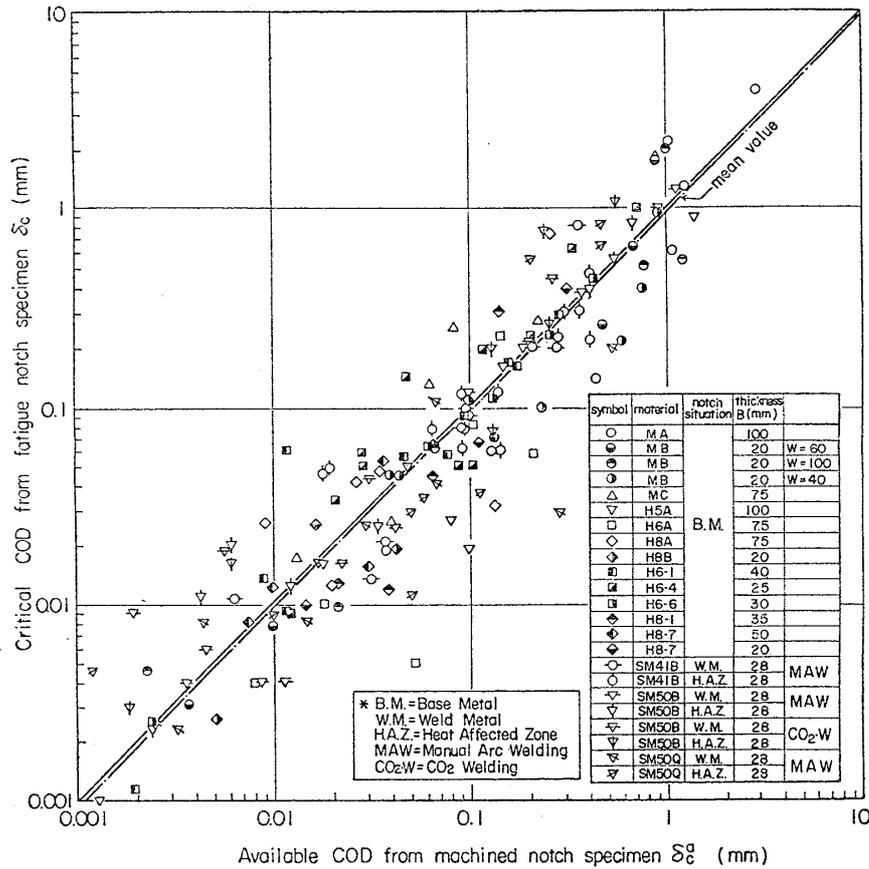


Fig. 2 Relation between δ_c estimated for fracture toughness of a fatigue pre-crack (available COD δ_c^a) from machined notch 3-point bend COD tests and δ_c obtained by fatigue pre-cracked 3-point bend tests

これらの実験結果の代表例として H8A 材の切欠付三点曲げ試験結果を Fig. 1 に示す。□印、●印はそれぞれ機械切欠材、疲労亀裂材の限界 COD 値 (δ_c 値) を Wells の式⁹⁾から求めた結果であり、疲労亀裂材の δ_c 値が機械切欠材の δ_c 値より低くなっている。一方、■印は機械切欠材の実験結果より (1) 式を使用して得た available COD 値 δ_c^a 値を示す。前報⁴⁾同様●印と■印はほぼ一致しており、(1) 式の妥当性がほぼ確認できる。

ところで Fig. 1 をみてもわかるように本来破壊靱性値は金属組織に敏感なため、ばらつきが大きく著者らが先に論じた⁷⁾ように統計的取扱いを厳密には必要とする。したがって疲労予亀裂付試験に機械切欠付試験がとって代わるためには、疲労予亀裂材で得られる δ_c 値と、機械切欠材より得られる δ_c^a 値の出現確率が同じでなければならない。そこでこれまでに実施された切欠付三点曲げ試験で、同一鋼材(溶接部も含む)につき疲労亀裂材と機械切欠材の両者が同時に行なわれた^{5), 8), 9)}結果を整理することにした。

そこで両者の試験温度が同一のものについて δ_c 値と δ_c^a 値の関係を調べることにした。ただし実験温度にも

誤差があることを考慮し、機械切欠材と疲労亀裂材の試験温度差が $\pm 3^\circ\text{C}$ の範囲内にあるものについて、機械切欠材より得られた δ_c^a 値と、疲労亀裂材より得られた δ_c 値との関係を調べた。その結果を Fig. 2 に示す。試験に採用された試験片は大部分が $W/B=2$, $a/W \approx 0.5$ の標準試験片であり、一部 $W/B=3.5$ で $a/W \approx 0.5$

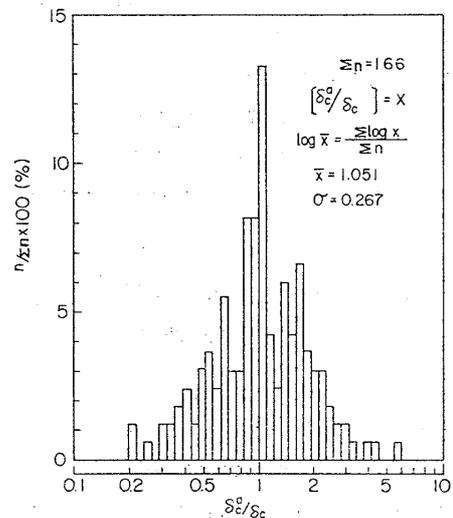


Fig. 3 Histogram of δ_c^a/δ_c

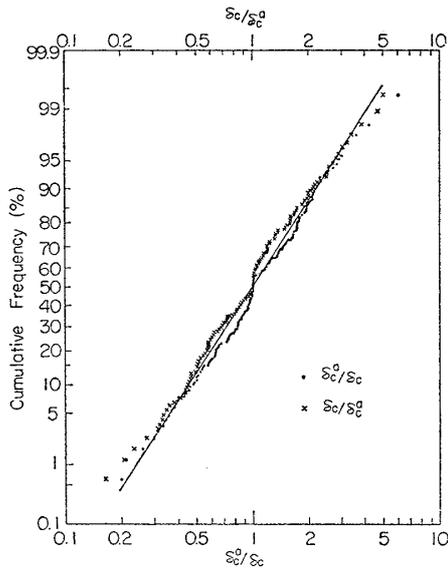


Fig. 4 Cumulative frequency of δ_c^a/δ_c

の試験片を含んでいる。さらに機械切欠付試験片の切欠先端幅は 0.2mm の標準のものである。

この結果をみれば $\delta_c^a \sim \delta_c$ 座標で $\delta_c^a = \delta_c$ の線上を中心として上下にばらついており、材料の強度レベルに依存した傾向的差は認められない。ここでの δ_c 値あるいは δ_c^a 値は実験で得られた値そのものであることから、この結果のばらつきは主として材料固有の靱性値のばらつきに起因しているものと考えられる。

そこで δ_c^a/δ_c のヒストグラムを作成した。その結果を Fig. 3 に示す。 δ_c^a/δ_c の対数の平均値より得られた δ_c^a/δ_c は 1.051 となり、この結果を Fig. 2 の一点鎖線として示してあるが、 δ_c 値と δ_c^a 値の平均値は非常に良く一致していることがわかる。また $\log(\delta_c^a/\delta_c)$ 値のヒストグラムをみれば $\delta_c^a/\delta_c = 1$ を中心に左右にほぼ対称な分布を示している。Fig. 4 は対数確率紙に δ_c^a/δ_c (or δ_c/δ_c^a) の累積相対度数をプロットした結果であり、 δ_c^a/δ_c に対する累積相対度数も δ_c/δ_c^a に対するそれも、ほぼ同じ直線で与えられることから、 δ_c と δ_c^a の出現確率は等価であると判断できる。

したがって切欠付三点曲げ試験において疲労亀裂を賦与するという面倒な手続きを踏むことなしに、非常に鋭い切欠の δ_c 値を (1) 式を使用して求められることになる。

3 Deep Notch 試験片における切欠尖鋭度が δ_c 値に及ぼす効果

3.1 available COD について

切欠付三点曲げ試験片において、available COD は切欠底部の幅 d が変形する量を機械切欠先端における COD 値より減ずることにより求められた。そこで d を変化させたモデルを有限要素法により解析し、切欠先端にお

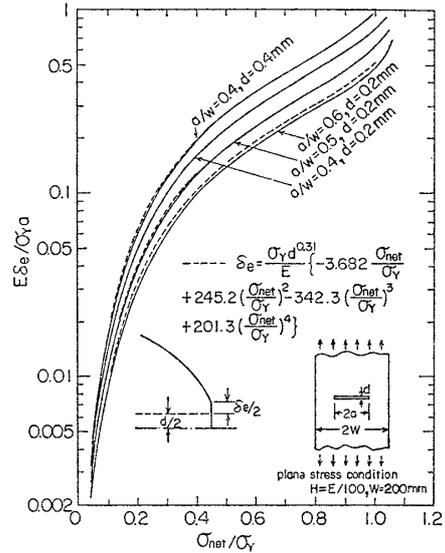


Fig. 5 Displacement at a notch tip of an idealized machined notch (non-available COD δ_c) in wide plate subjected to uniform tension

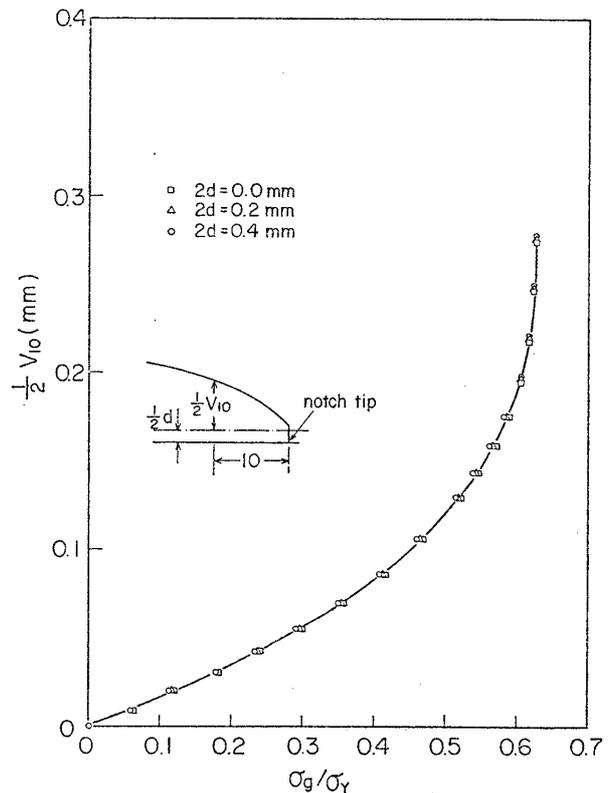


Fig. 6 The effect of initial notch width on COD (V_{10}) at the location 10mm away from a notch tip

る切欠底部の変位 δ_e を求めることにした。有限要素法による解析においては 8 節点を有するアイソパラメトリック四辺形要素を使用し、平面応力状態で弾塑性解析を行なった。モデル形状は、試験片幅 ($2W$) を 400mm と一定にし、切欠長 ($2a$) が 160mm のものに対し、

切欠先端幅 d を 0mm, 0.2mm, 0.4mm と変化させた 3 種, および切欠先端幅 (d) を 0.2mm で $2a$ が 200mm と 240mm の 2 種, 計 5 種とした。解析に際して用いた材料定数は降伏点 $\sigma_Y = 40 \text{ kgf/mm}^2$ {392MPa}, ヤング率 $E = 21,000 \text{ kgf/mm}^2$ {206GPa}, および 2 次硬化指数 $H = E/100$ である。Fig. 5 に解析結果を示す。図中実線が有限要素法により得られた切欠先端底部変位 δ_e である。また $2a = 160 \text{ mm}$ の試験片で $d = 0, 0.2, 0.4 \text{ mm}$ とした場合に, 切欠先端から 10mm 離れた位置の COD を求めた結果が Fig. 6 である。Fig. 5 と比較して明らかのように, d が変化すれば δ_e は d とともに変化しているが, 切欠先端から 10mm 離れた位置での COD 値は d に関係なくほぼ同じ値を与えている。切欠付三点曲げ試験片では, 試験片が剛体的な回転変形をするため, δ_e 値が mouth で拡大され V_e となっていた⁴⁾ のとは挙動を異にしている。なお有限要素法解析において $H = E/100$ としたが, この値をかなり変化させても開口変位量には影響を与えないことがわかっている⁸⁾。

したがって切欠先端付近を除けば, $d = 0.4 \text{ mm}$ 程度以下の切欠幅を有する試験片に対し, D-M モデル¹⁰⁾ により COD 値を計算することができるものと考えられる。すなわち

$$V(x) = \frac{4W \sin \alpha \cdot \sigma_Y}{\pi^2 E} \int_x^{\pi/2} \frac{\cos \chi}{\sqrt{1 - \sin^2 \alpha \cdot \sin^2 \chi}} \cdot \ln \left| \frac{\sin(\chi + \phi)}{\sin(\chi - \phi)} \right| d\chi \quad (3)$$

$$\text{ただし, } \sigma_\theta = \sigma_Y \left(1 - \frac{2}{\pi} \phi \right)$$

$$\sin(\pi c/2W) = \sin \alpha$$

$$\sin(\pi a/2W) = \sin \alpha \cdot \sin \phi$$

$$\sin(\pi x/2W) = \sin \alpha \cdot \sin \chi$$

σ_Y : 降伏点

σ_θ : グロス応力

a : 切欠半長

W : 試験片半幅

c : 切欠中央から塑性域先端までの距離

x : 切欠中央からの距離

$V(x)$: x の位置における COD

D-M モデルにおいては $d = 0 \text{ mm}$ とした場合の COD 値の解を与えているが, これまで多くなされた機械切欠付 (通常 $d = 0.2 \text{ mm}$) の Deep Notch 試験において, $2W$ が 100~2,000mm 程度のもので, クリップゲージ変位が (3) 式でよく表わされていたことは上記の解析結果よりうなづける。

切欠付三点曲げ試験片同様, δ_e を破壊に直接関係しない量だと考えれば, Deep Notch 試験片の場合には上記の結果より, available COD δ^a は以下のように与えられる。

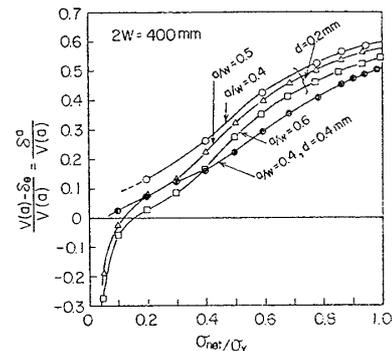


Fig. 7 The ratio of available COD (δ^a) to crack tip COD (δ) calculated from D-M model

$$\delta^a = V_{cl} \cdot \frac{V(a) - \delta_e}{V(x)} \quad (4)$$

ただし, V_{cl} : 切欠中央から x 離れた位置で測定されるクリップゲージ変位

$V(x)$: 切欠中央から x 離れた位置で D-M モデルによって計算される COD ((3) 式)

$V(a)$: (3) 式で $x = a$ とした時の COD

全面降伏後の破壊に対しては, 通常行なわれてきたと同様, $V(a)$, $V(x)$ さらには δ_e として全面降伏時のものを採用すれば良いものと考えられる。

そこで δ_e と D-M モデルによって得られる切欠先端の COD 値 $V(a)$ との関係, Fig. 5 に示した結果を使用して調べた。その結果を Fig. 7 に示す。本結果をみれば σ_{net}/σ_Y (σ_{net} : ネット応力) が小さい場合 δ_e の方が $V(a)$ よりも大きくなっている。本来 δ_e は切欠先端の COD 値より小さくなくてはならず, 本結果は理論的におかしい。このような結果が生じた理由は以下のように考えられる。すなわち D-M モデルにおいては $d = 0 \text{ mm}$ に対する $V(a)$ が計算される。厳密には d が 0 でない場合には開口変位そのものは切欠中央部付近でも $d = 0$ の場合より大きい, d が切欠中央部の開口変位に及ぼす影響は σ_{net}/σ_Y が增大するにつれて相対的に低下し, Fig. 6 に示したように d を少々変化させても COD の絶対値はほぼ一本の曲線で表わされる。しかし σ_{net}/σ_Y が小さい範囲では d が切欠中央部の開口変位に与える影響が相対的に増大し, 絶対的には無視できても相対的には切欠中央部の COD 値は d の影響をかなり受ける。したがって d が 0 でなくかつ σ_{net}/σ_Y が小さい場合は, (3) 式に代わる d の影響を含んだ開口変位を求める必要がある。しかしながら実用に供される温度域では, $\sigma_{net}/\sigma_Y < 0.2$ 程度の低応力破壊をする靱性レベルは対象としないので, 上記の取扱いで十分であるとえられる。このことについては後に実験結果との対比において言及する。

さて以上の方法によって Deep Notch 試験結果を解析する場合、 δ_e を数式表示した方が便利であるので、Fig. 5 に示した数少ない有限要素解析結果より多項式近似を試みた。その結果は

$$\delta_e = \frac{\sigma_Y \cdot d^{0.31}}{E} \left\{ -3.682 \left(\frac{\sigma_{net}}{\sigma_Y} \right) + 245.2 \left(\frac{\sigma_{net}}{\sigma_Y} \right)^2 - 342.3 \left(\frac{\sigma_{net}}{\sigma_Y} \right)^3 + 201.3 \left(\frac{\sigma_{net}}{\sigma_Y} \right)^4 \right\} \quad (5)$$

ただし、 d (単位 mm)

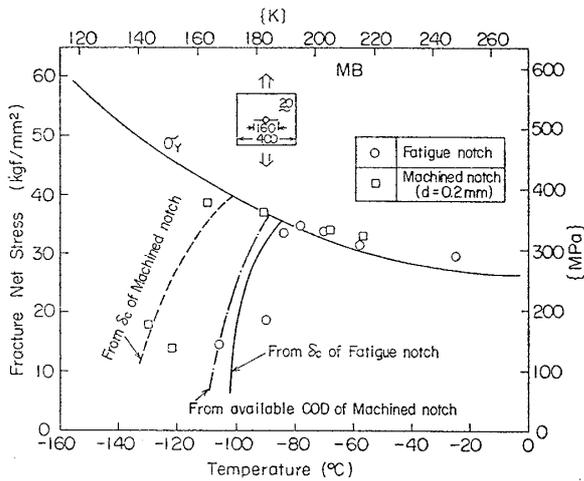


Fig. 8 Test result of fracture net stress using center notched specimens for mild steel

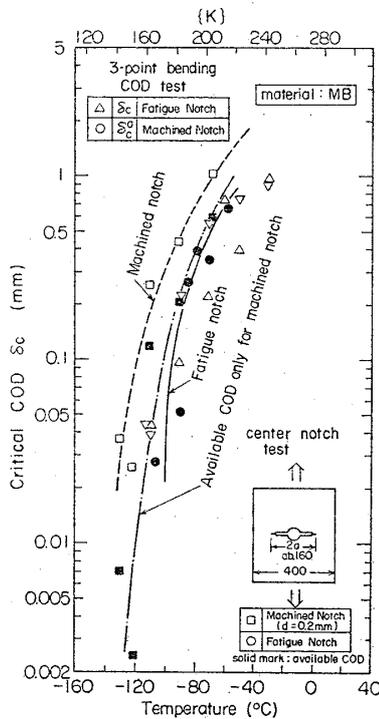


Fig. 9 The effect of notch acuity on δ_c for center notched specimens and the comparison between δ_c from center notched tests and δ_c from 3-point bend COD tests (mild steel)

であり、上式による δ_e を Fig. 5 に点線で示した。当然のことながら上式は $2W=400\text{mm}$, $d \leq 0.4\text{mm}$, $80\text{mm} \leq a \leq 120\text{mm}$ と限られた範囲内で δ_e を近似する式である。

以上の限定された範囲ではあるが、次項には実験結果との対応を試みた。

3.2 実験結果との対比および考察

Fig. 8 は板厚 20mm の軟鋼 (記号 MB) の Deep Notch 試験結果である。疲労亀裂賦与条件は、本試験および以後の試験すべてにつき (2) 式を満たしている。図にみるように疲労予亀裂材の破壊応力遷移曲線は、 $d=0.2\text{mm}$ の機械切欠材のそれより約 20°C 高温側に位置している。切欠中央に配置したクリップゲージより計測されたクリップゲージ変位を D-M モデルにより切欠先端の COD 値 δ_c に換算した結果を Fig. 9 で (●) 印 (疲労予亀裂材), (□) 印 (機械切欠材) として示す。さらに (3), (4), (5) 式より、機械切欠材の available COD (δ_c^a) を求めた結果が (■) 印である。疲労予亀裂材の δ_c 値と機械切欠材より得た δ_c 値はほぼ一致している。本実験では σ_{net}/σ_Y が 0.28 以上であるので Fig. 7 に示したような矛盾は生じていない。これら 3 種の COD 値をそれぞれ別個の値だと意識的に考え、 δ_c 値の温度依存性を与えた線を Fig. 9 に示してある。そこでこの δ_c 値の温度依存より (3) 式を用いて破壊応力推定曲線を求めた。その結果は Fig. 8 に示したとおりであり、当然のことながら疲労予亀裂材の δ_c 値より推定した破壊応力曲線は、疲労予亀裂付試験片の破壊応力と、また機械切欠材の δ_c 値より推定した破壊応力曲線は機械切欠付試験片の破壊応力と良い一致を示している。また機械切欠材より得た available COD 値 δ_c^a より推定した破壊応力曲線は、疲労予亀裂付試験片の破壊応力より少し大きな推定をしているようにみられるが、これは Fig. 9 で

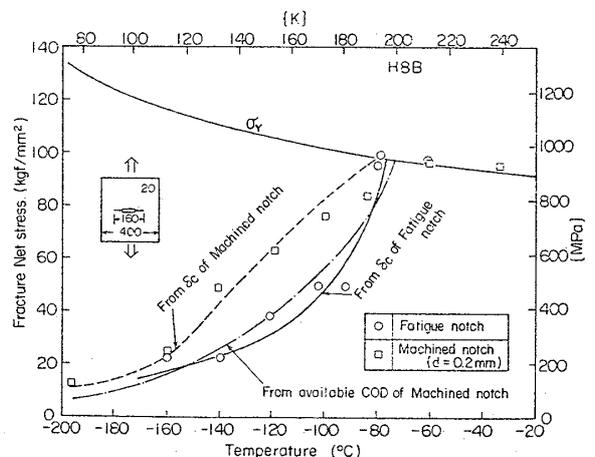


Fig. 10 Test result of fracture net stress using center notched specimens for HT-80 steel

δ_c 値 (●印) と δ_c^a 値 (■印) を意識的に分離した結果であり、このような取扱いを行なってもほぼ妥当な推定をしていると判断できる。なお Fig. 9 には三点曲げ試験で得た疲労予亀裂材の δ_c 値ならびに機械切欠材の δ_c^a 値をそれぞれ△印, ▽印で示したが、これらの結果は●

印あるいは■印と同等の値を示しており、試験片形状に依存しない量となっていると判断される。

Fig. 10, Fig. 11 は板厚 20mm の 80 キロ級高張力鋼 (記号 H8B) を使用して Deep Notch 試験を行なった結果であり、それぞれ Fig. 8, Fig. 9 に対応している。本結果からも Fig. 8, Fig. 9 で論じたと全く同じことがいえる。

上記の試験は日本溶接協会鉄鋼部会 FTC 委員会で行なわれたものである。そこでこれまでに同一材料で疲労予亀裂付と機械切欠付の両者についての Deep Notch 試験が行なわれた結果を 3.1 項の方法により解析した。Fig. 12 は日本造船研究協会 RR3M 委¹¹⁾で行なわれた KEN 鋼の Deep Notch 試験結果である。やはり疲労予亀裂材の δ_c 値は機械切欠材 ($d=0.1\text{mm}$) の δ_c 値よりも小さくなっている。機械切欠材の実験結果より、(3), (4), (5) 式を使用して available COD δ_c^a 値を求めた結果が■印で示してあるが、疲労予亀裂材の δ_c

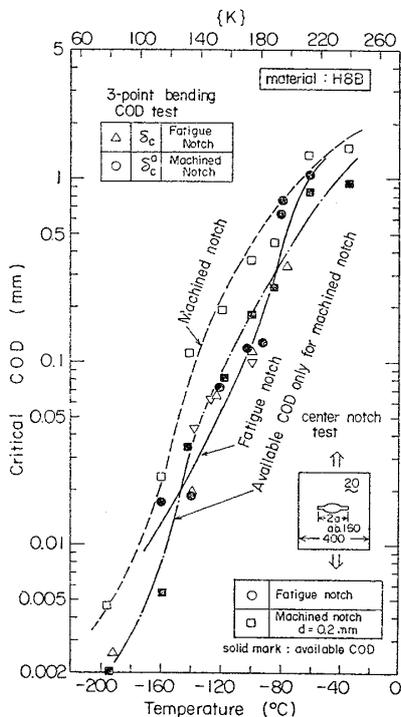


Fig. 11 The effect of notch acuity on δ_c for center notched specimens and the comparison between δ_c from center notched tests and δ_c from 3-point bend COD tests (HT-80 steel)

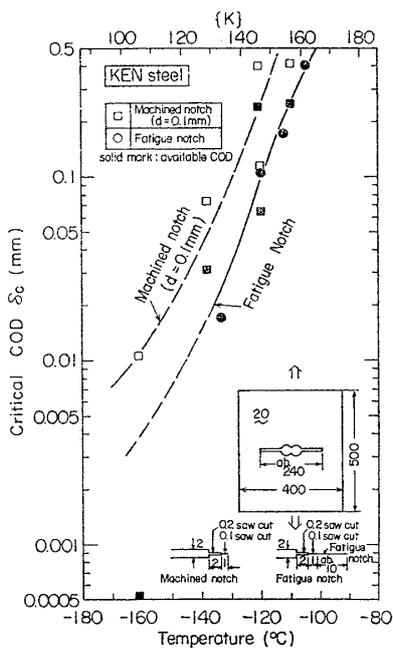


Fig. 12 The effect of notch acuity on δ_c for center notched specimens (KEN steel)

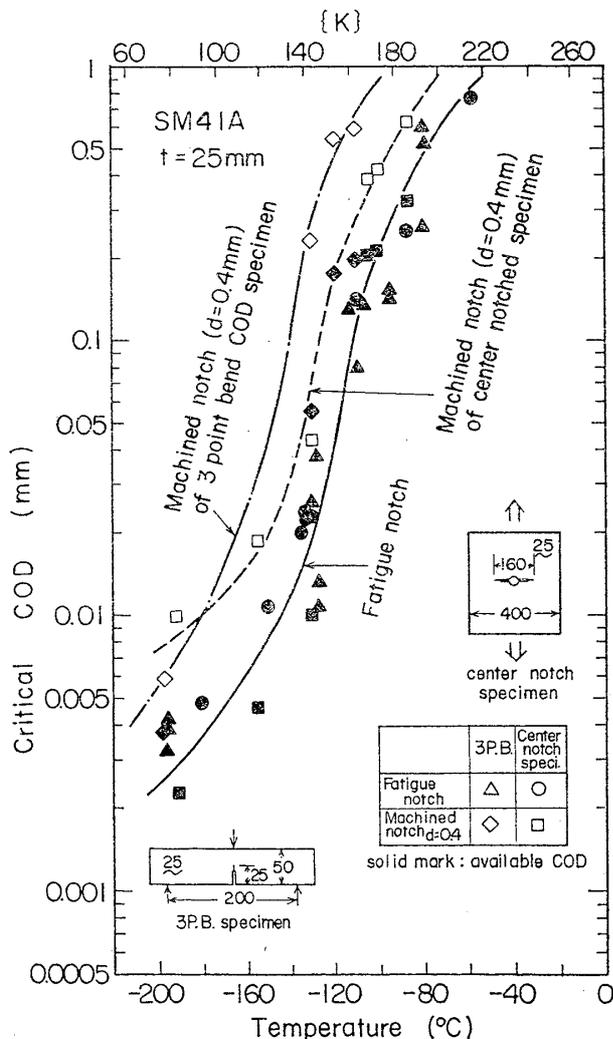


Fig. 13 The difference between the effect of notch acuity on δ_c for center notched tension specimens and that for 3-point bend COD test specimens

値と良い一致を示していることがわかる。しかしながら -161°C の機械切欠付 Deep Notch 試験片の破壊時の $\sigma_{\text{net}}/\sigma_Y$ は 0.18 であり, Fig. 7 で示したように δ_e が $V(a)$ と同程度となっており, この結果は低い δ_c^a 値を与えているものと思われる。

Fig. 13 は TM 委員会⁸⁾で行なわれた軟鋼 (板厚 25 mm) の Deep Notch 試験および切欠付三点曲げ試験の試験結果である。この試験では機械切欠付試験片の切欠底幅は 0.4 mm が採用されている。機械切欠付の三点曲げ試験あるいは Deep Notch 試験から得られた δ_c^a 値, および疲労亀裂付の三点曲げ試験あるいは Deep Notch 試験から得られた δ_c 値の四者の結果には有意差は認められないと判断でき, 良い一致をみていると判断できる。一方三点曲げ試験と Deep Notch 試験で機械切欠における δ_c 値を比較すると両者は異なっており, 高温側では Deep Notch 試験で得られる δ_c 値の方が三点曲げ試験で得られる δ_c 値より明らかに低くなっている。また低温側ではその差は縮まり逆転しているようにもみられる。この現象は以下のように考察できる。

すなわち前報⁹⁾で示したように三点曲げ試験では, 疲労亀裂材で得られる δ_c 値 (δ_c^F) と機械切欠材で得られる δ_c 値 (δ_c^M) の比 δ_c^F/δ_c^M は試験片高さ W と材料の降伏点の温度依存に関連して, ある δ_c^M のところで最小値を示す。この試験ではこの δ_c^M は約 0.1 mm である。一方 Deep Notch 試験片の場合には Fig. 5 に示したように最小値は生じておらず, δ_c^M が小なるほど δ_c^F/δ_c^M は小さくなっている。これは $V(a)$ が $\sigma_{\text{net}}/\sigma_Y$ の小なるところで d が 0 でない場合 D-M モデルで評価すると相対的に大なる誤差が生じることに由来しているものと思われ, $V(a)$ が評価できれば Deep Notch 試験片においても δ_c^F/δ_c^M がある δ_c^M のところで最小値を示すような結果が得られる可能性もある。しかし δ_c^F/δ_c^M が最小値を示すとしても, 上記までの実験結果から考えて, δ_c^F/δ_c^M が最小となる時の δ_c^M は三点曲げ試験におけるよりも小さいところで生じるものと考えられる。三点曲げ試験および Deep Notch 試験において疲労亀裂材に対しては両者の δ_c 値は同等の値を与えていることから考えて, 上記のことを考慮に入れると機械切欠材の δ_c 値が三点曲げ試験と Deep Notch 試験で生じている差の傾向が理解される。

以上の結果から考えて $2W=400\text{mm}$ で $a/W=0.4\sim 0.6$, $d\leq 0.4$ の場合 $\sigma_{\text{net}}/\sigma_Y\geq 0.2$ 程度なら (3), (4), (5) 式によって, δ_c 値に及ぼす切欠尖鋭度の効果を計算できる。 $\sigma_{\text{net}}/\sigma_Y<0.2$ 程度の低靱性レベルでの δ_c 値は実用上問題とならない範囲であり, 実用的には上記の方法による評価で十分であると思われる。なお試験片幅が変わった場合には 3.1 項と同様な方法で有限要素法に

よる解析が必要となる。

4 結 論

本研究によって得られた結果を要約すると以下のようになる。

(1) 機械切欠付三点曲げ試験片で得られるクリップゲージ変位より (1) 式によって換算された available COD (δ_c^a 値) は, 疲労予亀裂付三点曲げ試験で得られる限界 COD 値 (δ_c 値) と非常によい一致を示し, さらに両者の出現確率も有意差がない。したがって疲労予亀裂付三点曲げ試験の代りに機械切欠付三点曲げ試験が有効な破壊靱性試験として使用できる。

(2) Deep Notch 試験において available COD は (4) 式で与えられる。ただし $\sigma_{\text{net}}/\sigma_Y$ (σ_{net} : ネット応力, σ_Y : 降伏点) <0.2 程度の低応力破壊レベルにおいては (3) 式をもとに開口変位を計算し (4) 式を使用すると低目の available COD 値を与える。このような低応力レベルでは切欠先端幅 d を考慮した D-M モデルに代わる COD 値の計算式が必要となる。

(3) Deep Notch 試験においての切欠底の変位 δ_e (non-available COD) は試験片幅 $2W=400\text{mm}$, $a/W=0.4\sim 0.6$ (a : 切欠半長), 切欠先端幅 $d\leq 0.4\text{mm}$ の場合 (5) 式で与えられる。

(4) Deep Notch 試験においても available COD 値は, 疲労予亀裂材から得られる限界 COD 値 δ_c と良い一致をみた。

(5) 切欠付三点曲げ試験片, Deep Notch 試験片のいずれの試験片を用いても, 疲労予亀裂材で得られる限界 COD 値, および機械切欠材で得られる available COD 値は等価な値を示す。

(6) 切欠尖鋭度が限界 COD 値に与える影響は切欠付三点曲げ試験片と Deep Notch 試験片で異なる。試験片幅が 400 mm の標準 Deep Notch 試験片では, 切欠付三点曲げ試験片よりも切欠尖鋭度が限界 COD 値に及ぼす効果は小さい。

なお本研究については日本溶接協会鉄鋼部会 FTC 委員会, TM 委員会のデータを主として使用させていただいた。さらに FTC 委員会, 日本造船学会溶接研究委員会第 1 分科会の委員各位には本論文に対し非常に有益な討論を賜った。ここに関係各位に謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) ASTM: Standard Test Method for PLANE-STRAIN FRACTURE TOUGHNESS OF METALLIC MATERIALS, ASTM Designation, E 399-74 (1974) p. 471.
- 2) BSI: Methods for Crack opening displacement (COD) testing, BS 5762 (1979).

- 3) 阪野賢治：圧縮予荷重により発生する亀裂を用いた破壊靱性評価法に関する研究，日本造船学会論文集，第144号(1978)，p. 352.
- 4) 豊貞雅宏：曲げ COD 試験片における Notch Acuity 効果の定量化に関する一提案，日本造船学会論文集，第143号(1978) p. 455.
- 5) 日本溶接協会：破壊靱性クライテリオンに関する研究，日本溶接協会鉄鋼部会 FTC 委員会，昭和53，54年度，報告書作成中.
- 6) BSI：Methods for Crack Opening Displacement (COD) Testing, DD 19 (1972).
- 7) 金沢武，板垣浩，町田進，川本要次：信頼性工学の概念を導入した欠陥の破壊力学的評価について，日本造船学会論文集，第146号(1979) p. 444.
- 8) 日本溶接協会：脆性破壊の発生特性に基づく鋼体の材質判定規準の確立に関する共同研究，鉄鋼部会技術委員会 TM 委員会共同研究総合報告書(昭和50年11月).
- 9) 建材試験センタ：構造材料の安全に関する調査研究，研究報告書，JMC 委員会(昭和51年3月).
- 10) D. S. Dugdale：Yielding of Steel Sheets Containing Slits, J. Mech. Phys. Solids, Vol.8 (1960) p. 100.
- 11) 日本造船研究協会：危険物の特性および運搬船の特殊設備に関する調査研究報告書(別冊)，基準部会 RR3M 委員会，資料 59R (昭和52年3月).
- 12) T. Ingham, G. R. Egan, D. Elliot, T. C. Harrison：The Effect of Geometry on the Interpretation of COD Test Data, Instn Meah. Ergrs. C 54 (1971), p. 200.

付録A 圧縮予荷重による亀裂材の COD 値

Fig. A-1 は軟鋼(板厚 20mm) を使用して， -20°C の Fig. 同一温度で，疲労予亀裂を賦与した切欠付三点曲げ試験と，阪野による予荷重による亀裂導入法³⁾を採用した切欠付三点曲げ試験を 20 数本それぞれ行ない，Wells の式⁶⁾より δ_c 値を求め，その累積相対度数を調査した結果⁵⁾である。 δ_c 値の平均値は予荷重による亀裂材の方が，疲労予亀裂材よりも大である。また予荷重による亀裂材の方が，疲労予亀裂材よりもバラツキは小さい。

疲労亀裂導入時に繰返えされるヒステリシスループにより疲労被害が生じ，このため材質劣化が生じたのではないかとも考えられるが，他方予荷重によって亀裂を導入することにより，予亀裂は低靱性個所を伝ばし，予亀裂先端には低靱性個所が存在しにくくなるとも考えられる。後者の考察は上記の δ_c 値の相異を定性的にうまく説明できるし，前者の考察もある程度上記の現象を説明できるので，どちらが真とは断言できないが，疲労亀裂挿入条件を多少変化させても， δ_c 値に系統的な差が生じない範囲で疲労予亀裂がこれまでの試験では賦与されていることから考えて後者の現象がある程度生じているように思われる。

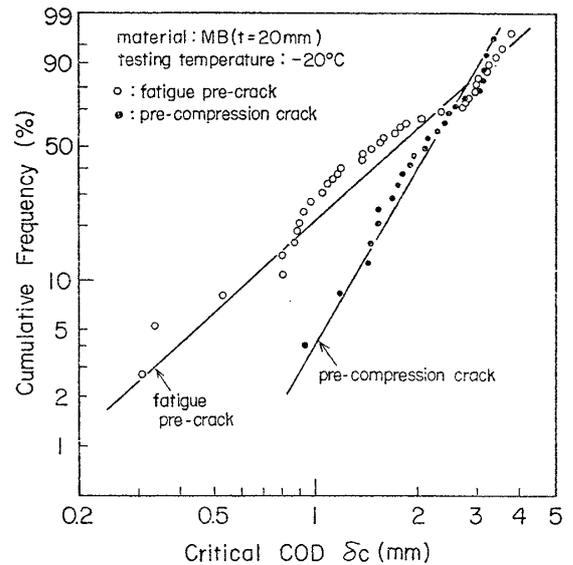


Fig. A-1 Difference between the distribution for δ_c value deviation obtained by using fatigue pre-cracked specimens and that by pre-compression cracked specimens

付録B Wells の式⁶⁾と BS 5762 の式²⁾の比較

切欠付三点曲げ試験でクリップゲージ変位から，亀裂先端の COD δ 値に換算する式が Wells により与えられ，この式が BSI 規格の Draft⁶⁾ に 1972 年規定された。その式は (1) 式で $V_e=0$ としたものであり，この式によって求められる δ_c 値のデータの蓄積および妥当性の検討がなされてきた。この式によって得た δ_c 値と Deep Notch 試験で得られる δ_c 値は本報告にも示した様に良い一致を示しており，Wells の式は実用上十分な精度で破壊靱性値を与えることがこれまでの研究で判明している。しかし 1979 年に BSI 規格が改正され，切欠付三点曲げ試験から δ 値を与える以下の式が BS 5762²⁾ として規定された。

$$\delta = \frac{K^2(1-\nu^2)}{2\sigma_y E} + \frac{0.4(W-a)V_p}{0.4W+0.6a+z} \quad (B-1)$$

ただし， K ：応力拡大係数

V_p ：クリップゲージ変位の塑性成分

他は (1) 式と同じで完全脆性破壊時には K_c 値で靱性値を評価する。

いま変形が充分大きい領域においては rotational factor¹²⁾ r が δ を支配すると考えられる。Wells の式では $r=0.45$ ，BS 5762 の (B-1) 式では $r=0.4$ であり， $a/W=0.5$ の場合ごく大まかに見れば

$$\frac{\delta}{V} = \frac{r}{r+1} \quad (B-2)$$

となり，BS 5762 による δ 値は Wells の式によるものの 0.921 倍となる。Fig. B-1 は FTC 委員会で行なわれた $a/W=0.5$ の切欠付三点曲げ試験で両者の式により δ_c 値を求めその関係を調べた結果であり，バラツキはあるものの少し BS 5762 で与える δ_c 値の方が Wells の式で与える δ_c 値よりも低目になっている。そして上記の大まかな考察の結果と平均的には良く一致している。し

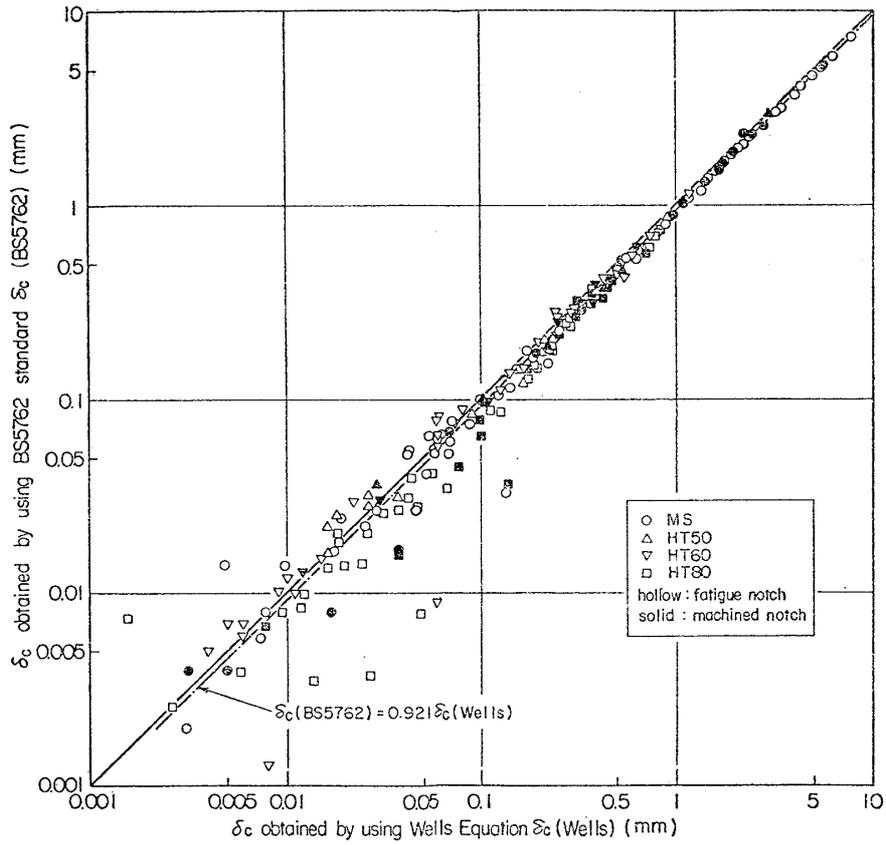


Fig. B-1 Comparison between δ_c from Well's equation and δ_c from BS 5762's equation

たがって機械切欠材から BS 5762 で規定する疲労予亀裂材の δ_c 値を推定するには (1) 式で与える δ_c^a 値を 0.921 倍すれば良いものと考えられる。
 しかし一方これまでの Wells の式によって得られる

δ_c 値が、他の試験片 (例えば Deep Notch 試験片) で得られる δ_c 値とほぼ一致するし有意差がないと考えられるのに、ことさら BS 5762 の式で δ_c 値を与える必要はないものと思われる。