

(昭和 36 年 5 月造船協会春季講演会において講演)

鋼材の切欠感受性について

正員 渡 辺 正 紀* 正員 大 谷 碧*
 正員 出 口 義 治**

A Consideration on the Notch Sensitivity of Steel

By Masaki Watanabe, *Member* Midori Ōtani, *Member*
 and Yoshiharu Ideguchi, *Member*

Summary

The nominal yield stress was measured on centrally perforated plate specimen which was machined from various steels with a wide range of transition temperature measured by V-Charpy test. The load for yielding was determined from the stress-strain curve which was obtained using SR 4 gauge put in touch with the circumference of the hole. The maximum stress at yielding (σ_{ym}) was calculated from thus measured nominal yielding stress (σ_{yn}) taking into account the shape factor of the perforated specimen. The values of σ_{ym} of each steel were evidently higher than their own yield points, and the degrees of rise in σ_{ym} fairly varied after each steel. Accordingly the existence of notch sensitivity was proved in the phenomenon of yielding of notched specimen about steel.

Then the relation was searched between those amounts of rise in σ_{ym} and the transition temperatures, and it was found that the more marked the rise in yielding was, the higher the transition temperature in every steel.

The meaning of notch sensitivity in yielding phenomenon was discussed after the stress theory about the yielding of notched specimen set forth by Prof. Ishibashi, and also after the conception of elastic notch sensitivity proposed by H. Neuber. After those theories the relative values of material constant were deduced for each steel as the measure of its notch sensitivity in yielding. Further the literatures were cited to refer the characteristics of similar constant in the study of notched fatigue, taking into consideration the Neuber's conception and presuming the tendency towards brittle fracture of each steel reported.

As the result of all-inclusive considerations above, it was denoted that some common factor must have controlled all those notch sensitive phenomena, since there existed similar relations between the material constants of steels deduced from each notch sensitive phenomenon, and close correlations of these constants with the transition temperature.

1 序 論

構造用鋼を室温付近の温度で脆性破壊させるためには、鋭い切欠の存在することが必要である。切欠効果、すなわち応力集中と多軸応力状態の誘起によつて鋼材の脆性破壊は促進され、その程度の低温で実現するに至る。よく知られているように、平滑材の破断試験ではいずれも同様に良好な機械的性質を示す鋼材に対して、切欠試験片を用いて遷移温度を測定すると、それらははなはだしい相違を示すのが一般である。このように切欠形状は等しく、したがつて切欠部の応力状態がほぼ一定であるにもかかわらず遷移温度に差が生ずることは、鋼材の材質ごとに切欠効果に対する感応が異なることを意味している。すなわち鋼材の脆性破壊は、その切欠感受性が現

原稿受付 昭和 35 年 12 月 17 日

* 大阪大学 工学部

** 日本鋼管 KK 技術研究所

象を支配する事例として、もつとも代表的なものである。

これに準じた現象は、切欠試験片の疲労破壊においても存在するとされている。多くの研究の結果によれば切欠材の疲労限度を決定するのは、切欠部の最大応力値ではなく、切欠底付近のある小範囲内の応力全体であると考えられる。この応力分布が疲労破壊の発生におよぼす影響を取り入れた完璧な理論は、現在のところまだ確立されていないが、しかしその機構の近似的な説明として、切欠底の疲労破壊発生に重要な役を演ずるのは、応力勾配が最大な方向に切欠底から少し（距離 ϵ_0 ）だけ離れた点の応力値であると考えする方法が一般に認められている⁽¹⁾。ところがこの ϵ_0 の値は、材質ごとにかかなり広範囲に変化するものである。したがって切欠をつけた鋼材の疲労破壊においてもまた、脆性破壊の場合と同様に、その切欠感受性が重大な影響をおよぼすと考えられる。

一方、切欠をつけた鋼材の降伏に関する諸研究^{(2),(3),(4)}によれば、切欠材の降伏が開始するときの切欠底の最大応力値は、いずれも平滑材の降伏応力値より高いことが知られている。このことは疲労破壊と同じく、現象を規定するものが切欠底の最大応力値ではなく、やはり切欠底付近の応力分布であること⁽⁴⁾を示している。また平滑材の曲げ降伏のときも、降伏時の最大応力値は材料固有の降伏点より高い⁽⁵⁾が、この場合には応力勾配が存在するので、切欠による応力集中に類似した効果が与えられて、そのため降伏点が上昇したものと解釈することもできるであろう。

切欠材の降伏において、試験片の形状や寸法の影響があることはすでに報告されているが、材質の差によつて降伏点の上昇度が違うか否か、換言すれば鋼材ごとの切欠感受性の差が降伏現象にあらわれるかどうかは、まだ知られていないようである。しかし切欠材の降伏現象が、疲労破壊現象に準じて切欠付近の応力分布を通じて説明されることから類推して、この場合にも鋼材の切欠感受性が関与する可能性が強いように思われる。その影響の有無は、検討する価値が十分ある問題であろう。

筆者らは本報告において、脆性破壊に際して異なつた切欠感度を示した各種の軟鋼および低合金高張力鋼について、切欠材の降伏点上昇度を測定して切欠脆性との関連性を検討し、さらに広義の切欠感受性の概念にもとづいて、これらの諸現象を一括して解析することを試みた。

2 鋼 材

実験に使用した鋼材は板厚 13~20 mm の圧延鋼板で、それらの化学成分（製品分析値）を Table 1 に示す。鋼材 1 はリムド鋼、2 はセミキルド鋼、3 はキルド鋼で、いずれも圧延のままの状態で用いた。鋼材 4 はキルド鋼を焼きならししたもの、5 は Mn-Si 系の 50 kg/mm² 級高張力鋼で、同様に焼きならししてある。鋼材 6 は 5 に相当する高張力鋼を焼入れ焼戻ししたもの（2H 鋼）である。これらの鋼材の機械的性質は、製鉄所から送付

Table 1 Properties of steels tested (1)

Steel No.	Quality	Plate thick. (mm)	Compositions (%)					
			C	Si	Mn	P	S	Cu
1	Rimmed mild steel, as rolled	13	0.20	tr.	0.44	0.035	0.013	0.29
2	Semi-killed m. s., as rolled	20	0.21	0.06	0.78	0.014	0.022	0.19
3	Killed m. s., as rolled	20	0.14	0.22	0.80	0.017	0.023	0.18
4	Killed m. s., normalized	20	0.10	0.24	1.07	0.020	0.015	0.18
5	High tension s., normalized	15	0.16	0.42	1.25	0.013	0.012	0.23
6	2H steel, quenched & tempered	20	0.16	0.44	1.30	0.017	0.013	0.22

Table 2 Properties of steels tested (2)

Steel No.	Mechanical properties			Transition temperatures		
	Yield point (kg/mm ²)	Tensile strength (kg/mm ²)	Elongation (%)	V-Charpy test		
				T_{r15} (°C)	T_{rE} (°C)	T_{rS} (°C)
1	30.2	45.6	23.8	6	32	48
2	28.0	46.8	26.5	-19	5	27
3	32.9	48.7	30.3	-29	-2	12
4	32.2	47.0	34.1	-50	-5	2
5	39.9	55.7	22.4	-57	0	-5
6	49.7	61.5	20.1	-73	-53	-58

された材料表によれば Table 2 のごとくである。また V シャルピー試験で求めた各遷移温度 (T_{r15} ・ T_{rE} ・ T_{rS}) を、同表中に併せ記してある。鋼材 1・2・3 は筆者らの 1 人が先に二重衝撃試験法の研究⁽⁶⁾を行なつた際に用いたものであり、鋼材 4・5・6 は日本造船研究協会において造船用厚鋼板の切欠脆性を検討したもの⁽⁷⁾の一部の小残材であつて、そのとき衝撃試

験を実施して求めた遷移温度が表中の値である。なおすべてのシャルピー試験片は、板厚中心 (core) 部から鋼板圧延の方向に採取された。鋼材 5 に対する T_{RE} が例外であることを除いて、鋼材 No. 順に遷移温度が低く、かつ鋼材 1 は非常に notch brittle であり、鋼材 6 は極めて notch tough であることが示されている。

3 試験方法

(1) 試験片

降伏点の上昇を測定する切欠材としては、Fig. 1 の形状の円孔試験片を用いた。すなわち幅 18mm 厚さ 5mm の平板の中心に設けられた直径 6mm の円孔が、切欠効果を与える。試験片幅が有限であつても、中心円孔のある平板の場合は弾性応力分布が正確に求められているので、この種の試験片を用いると、結果の解析に好都合である。Howland の計算結果⁽⁹⁾によると、図のごとく試験片幅と中心孔径の比が 3 の場合に、その形状係数 α' (切欠部の最大応力と、無切欠部の平均応力の比) は 3.5 となる。

円孔試験片は、いずれも鋼板の板厚中心 (cone) 部から、その圧延方向に削り出した。また切削面に加工硬化をなるべく残さないように、注意してゆつくりと切削した。特に中心円孔を削るときには、この配慮を厳重にした。

載荷の際の偏心と曲げを避けるため、ピンを通して試験片をチャックに取付け、このチャックを試験機でくわえて載荷するごとくした。

(2) 降伏応力の測定

Fig. 1 中に図示する要領で、試験片の表裏に電気抵抗線ひずみ計 (G. L. 4mm) を円孔に近接して貼付した。ひずみ計はできるだけ孔に近付けて、抵抗線が孔縁にちょうど接するように貼付した。このようにして引張試験を行えば、試験片の応力集中部が降伏する前の弾性的な応力～ひずみ線図と、降伏を開始してから応力～ひずみ曲線の差を敏感に捕捉することができると考えられる。

Table 3 Yield point of steel measured by round bar specimen.

Steel No.	Yield point (kg/mm ²)
1	27.8
2	28.0
3	29.8
4	29.4
5	39.2
6	54.4

試験結果を検討するには、各鋼材の正確な降伏点を知ることが必要である。しかし Table 2 の中の値は製鉄所の材料表による値で、降伏点の性質 (上下降伏点のいずれか、また特殊な鋼材 5 においては降伏点が明らかにあらわれたかなど) が不明であり、かつ採取位置の差の影響があるかも知れないので、すべて今一度測定し直した。すなわち鋼材の core 部から圧延方向に、平行部の直径 7mm の丸棒を削り出し、2 枚の電気抵抗線ひずみ計を用いてその応力～ひずみ線図を求め、降伏点を決定した。荷重を徐々に加えたので上降伏点はほとんどあらわれず、したがって求められたものは下降伏点であつた。Table 3 にそれらの測定値 (σ_{yo}) を示す。試験結果の解析には、この値を用いることにする。

4 試験成績

円孔の片側に貼付した表裏のひずみ計 (gauge 1, 2) と、他側のひずみ計 (gauge 3, 4) ごとに、計測したひずみの値 (e) をそれぞれ平均して、荷重 (P) に対して点置すると、一例 (鋼材 4) を Fig. 2 に示すような曲線が得られる。

この形のままでは降伏が開始する荷重を決定し難いので、さらに P/e と P の関係に書き直したものが、Fig. 3 である。本図中には鋼材 4 のみでなく、全鋼材に対する測定値が記入してある。弾性域においては P/e の値は一定となる筈であるが、載荷開始直後の低荷重部では表裏ひずみ計の読みの差がかなり大きく、点もばらついたので、降伏荷重に近い部分の測定値に主として準拠して直線を引いた。降伏後の塑性変形をあらわす曲線との交点から、円孔試験片の孔縁が降伏を開始する荷重を決定し、これを無孔部の試験片全断面積に対する平均応力

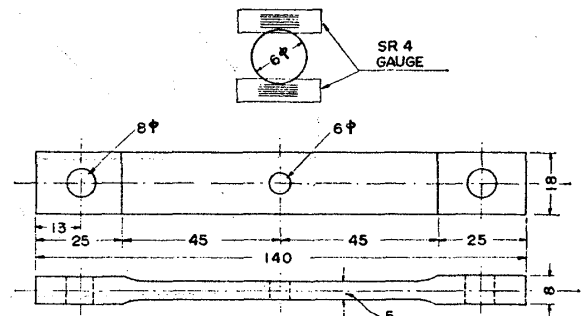


Fig. 1 Centrally perforated specimen

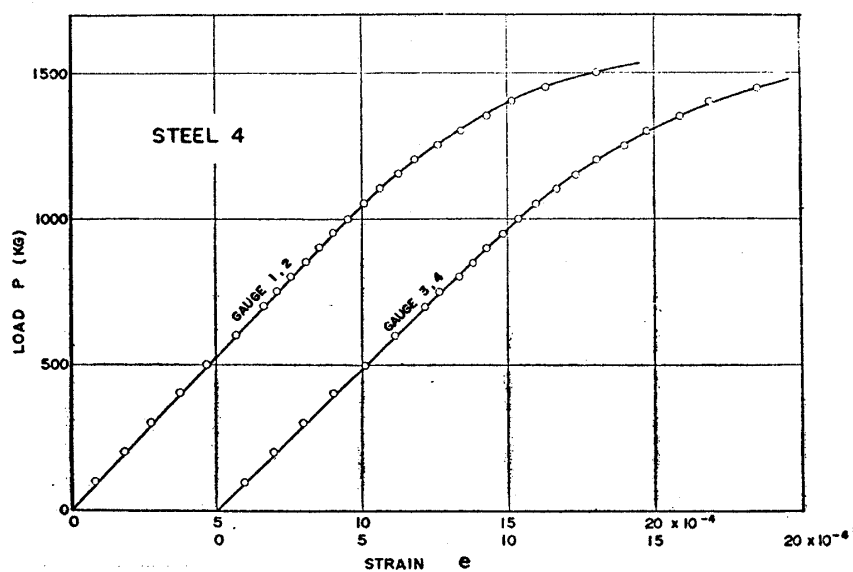


Fig. 2 An example of stress-strain curves (steel No. 4)

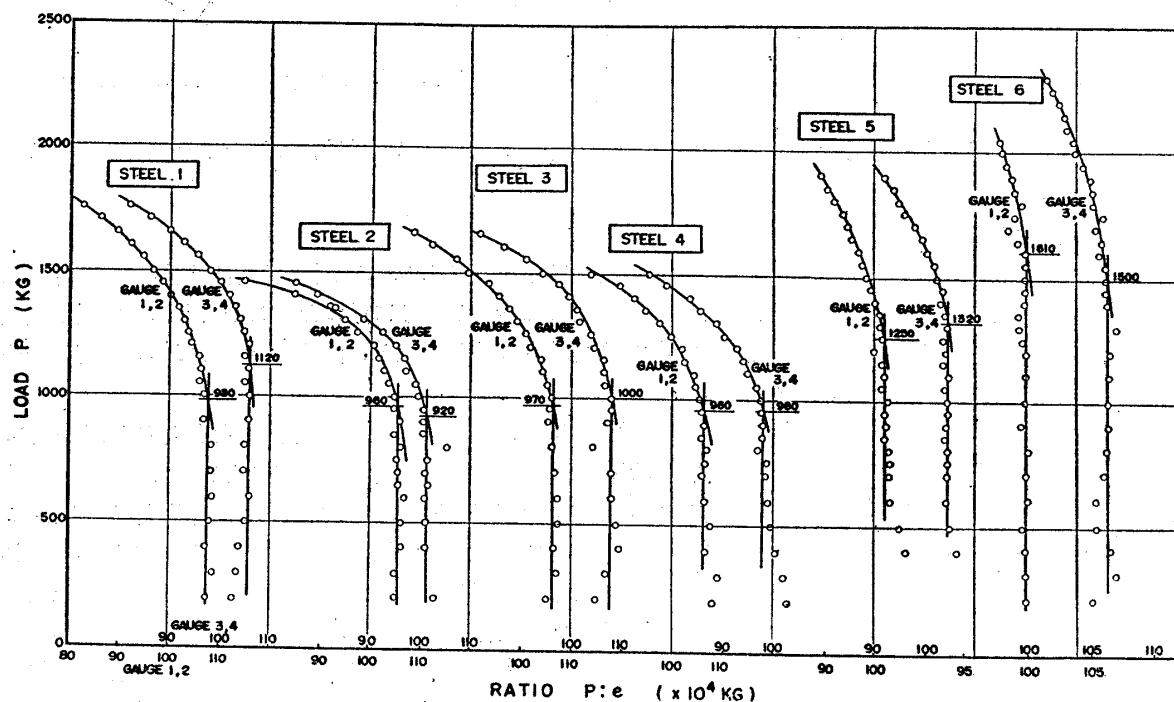

Fig. 3 Relation between P and P/e .

Table 4 Yield stress of specimen with central circular hole

Steel No.	Gross sectional area (mm ²)	Load at yielding (kg)			Nominal yield stress (σ_{yn}) (kg/mm ²)
		Gauge 1, 2	Gauge 3, 4	Mean	
1	91.0	980	1120	1050	11.55
2	88.2	960	920	940	10.66
3	89.5	970	1000	985	11.00
4	89.8	960	960	960	10.70
5	91.3	1250	1320	1285	14.19
6	89.3	1610	1500	1555	17.40

(σ_{yn}) に換算して Table 4 に示す。なお各ひずみ計は、孔縁にちようど接するように貼付したが、微視的には位置の若干の狂いが当然あつたであらう。そのためある P の値に対する P/e の値は、ひずみ計ごとにやや相違したが、このことは Fig. 3 の要領で降伏荷重を決定するのには少しも障害とはならなかつた。

Table 5 Yield stress ratio of specimen with and without central circular hole.

Steel No.	Yield point in Table 3 (σ_{y0}) (kg/mm ²)	Stress at yielding		Ratio ($\frac{\sigma_{ym}}{\sigma_{y0}}$)
		Nominal stress (σ_{yn}) (kg/mm ²)	Maximum stress (σ_{ym})* (kg/mm ²)	
1	27.8	11.55	40.4	1.45
2	28.0	10.66	37.3	1.33
3	29.8	11.00	38.5	1.29
4	29.4	10.70	37.4	1.27
5	39.2	14.19	49.3	1.26
6	54.4	17.40	60.9	1.12

* $\sigma_{ym} = 3.5 \sigma_{yn}$

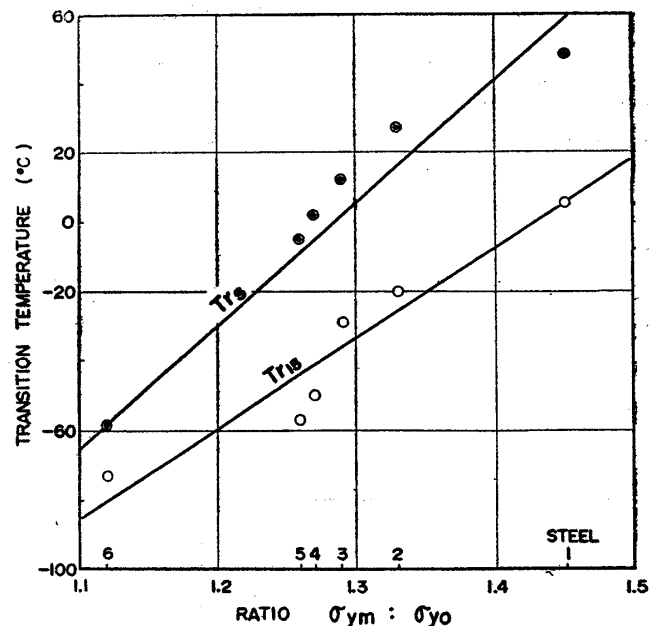
用いた円孔試験片の応力集中度をあらわす α' は 3.5 であるから、Table 4 の σ_{yn} にこの α' を掛けると、降伏開始時における孔縁の最大応力 (σ_{ym}) が計算され、Table 5 が得られる。表中にはこの σ_{ym} と σ_{y0} の比も併せて示してある。

5. 考 察

(1) 6種の鋼材に対する σ_{ym}/σ_{y0} 比の値は、Table 5 に示すごとくいずれも 1 より大きく、切欠材の降伏応力は材料固有の降伏点より高いことが確認された。しかもその値は鋼材ごとに明らかに異なり、鋼材 1 が 1.45 でもつとも大きく、鋼材 6 は 1.12 でもつとも小さい。このように試験片形状が全く同一であるにもかかわらず、 σ_{ym}/σ_{y0} 値に相当な差が認められた事実は、切欠材の降伏現象においてもまた、鋼材の切欠感受性が関与することを、はじめて立証するものであると考えられる。

(2) σ_{ym}/σ_{y0} 比と遷移温度の関係

このようにして求めた 6 種の鋼材に対する σ_{ym}/σ_{y0} の値と、V シャルピー試験でもつとも広く用いられる 15 ft-lbs 遷移温度 (T_{r15}) および破面遷移温度 (T_{rs}) との関係を求めると、Fig. 4 に示すごとく両者の間には密接な関連性のあることが判明した。すなわち切欠（本実験では円孔）効果のため切欠材の降伏応力が上昇する割合が大きい鋼材ほど、遷移温度が高くなるいわゆる notch brittle である。切欠材の降伏応力をきわめて正確に決定することはもちろん困難であり、本報告の方法によつても Fig. 3 の曲線の引き方や測定誤差などにもとづく若干の変動があつて、Table 5 の σ_{ym} の値を絶対に正確なものと主張することは妥当であるまい。しかしこのような測定値の若干の変動の可能性を考慮に入れて検討しても、Fig. 4 に示した関連性の存在は確実に認められるとしてよいと考えられる。

Fig. 4 Relation between transition temperatures and σ_{ym}/σ_{y0}

(3) 切欠材の降伏の機構（石橋理論）

鋼材の降伏現象と脆性破壊現象とに相関性が存在することの意義をさらに検討するに際しては、切欠材の降伏の機構を応力論的に説明する理論を参照することが有益であろう。この種のものとしては、石橋教授の提案された理論⁽⁴⁾がもつとも定量的である。石橋教授によれば、降伏開始時に切欠部に現われる三り線は、試験片を横切らない短いもの（その長さ l は mm の order）であつて、したがつて切欠材に降伏が起れば、これは切欠部に一種の転位を持つ状態となるので、状態変化の前後における系のエネルギー変化から、切欠材の降伏応力を求めることができる。計算の結果では、円孔試験片の降伏条件は次のようになる。

$$\sigma_{y0} = \frac{1}{2} \left\{ \sigma(l) + \frac{1}{l} \int_0^l \sigma \cdot dl \right\} - \frac{1}{2(1-\beta)} \frac{\lambda}{l} \int_0^l \varphi \cdot dl \quad (1)$$

ここに σ_{y0} ……材料の降伏点

λ ……局部迂りの量で、一様と考える（迂り線の位置は一端が最大応力の所で、その方向は応力勾配が最大な方向）

σ ……迂り線上の応力で、 $\sigma(0)=\sigma_{ym}$ 、 $\sigma(l)$ は迂り線の終端（孔縁から深さ l の所）での値

φ ……試験片の大きさや迂り方向などに関する量

β ……迂り面の表面エネルギーに関する材料常数

一般に φ の値は非常に小さいものと推定されるので、上式の右辺の第2項は一応無視して差支えない。そのようにするとこの式は、降伏時に生ずる短い迂り線の長さ l だけ切欠から離れた迂り線上の応力 $\sigma(l)$ と、降伏直前に l 間に作用する σ の平均値との、両者のさらに平均値が、材料の降伏点に達したとき降伏が開始することを意味している。

この理論を適用して、Table 5 に示した σ_{ym}/σ_{y0} 比の値の差を説明すると、次のようになる。すなわち降伏現象における切欠感受性に差があると、切欠部に最初に生ずる迂り線の長さ l が鋼材ごとに異なつて、そのため σ_{ym} の値がそれぞれ相違することとなるのである。石橋教授の計算結果から、本報告の円孔試験片に対して各鋼材の l の長さを求めると

σ_{ym}/σ_{y0} が 1.45 のとき l は 0.90 mm
 " が 1.12 のとき l は 0.25 mm の値が得られる。

したがつて Fig.4 の結果は、切欠材の降伏現象を支配する量 l が大きい鋼材ほど、脆性破壊現象における遷移温度が高いことを示している。このことは切欠先端部での迂りの発生に対し多量の歪エネルギー源の存在を必要とするので、これに関与する領域が広いような鋼材ほど、簡単に表現すれば切欠応力状態で迂り難いものほど、脆性破壊しやすいことを意味するものである。

(4) Neuber の切欠弾性感度の概念との関係

切欠材の降伏現象についても鋼の切欠感受性に関与することが見出され、また脆性破壊における切欠感度との連関性が指摘されたのであるが、さらに切欠材の疲労破壊における切欠感受性をも含めて総括的に検討するためには、Neuber の提案した切欠弾性感度の概念⁽⁹⁾を導入するのがよいであろう。

Neuber が指摘しているように、実用される金属材料では結晶組織が存在しているから、これを無限に小さく分割して行なつても均質であると考えすることはできない。一方弾性学では無限小の体積要素を考察の基礎対称とするから、曲率半径が極めて小さい尖鋭切欠の場合には、弾性的な計算応力と実際の応力との間に矛盾が生ずるのである。この問題を解決するため、彼は尖鋭切欠の先端部で幅 ε の小素片部内では、応力が一様に分布すべきであると考えて、弾性的に計算した応力分布を修正する理論式を求めた。この ε は材料ごとに異なつた値となる筈の材料常数であつて、Neuber は $\varepsilon/2$ を切欠弾性感度 (ρ') と名付けた。その後 Fischer⁽¹⁰⁾ は特殊なひずみ計を用いて切欠材の弾性応力を実測し、Neuber の提案の正しいことを証明して、実験に用いた特殊鋼（引張強さ 65 kg/mm²）では ρ' の値が 0.48 mm (ε が 0.96 mm) であつたと述べている。

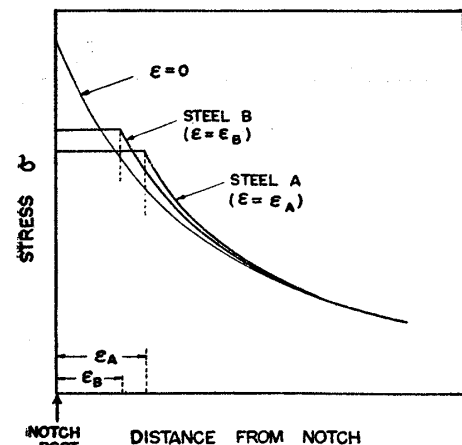


Fig.5 Elastic stress distribution as affected by Neuber's ε value.

この種の実験の困難さのためであろうか、構造用鋼について ε の値を比較検討した報告がないのは遺憾であるが、一応 Neuber の切欠弾性感度が鋼材ごとに異なるものであると仮定して、 ε の変化が切欠材の降伏におよぼす影響をまず考えることとする。

Fig.5 は2種の鋼材（AとB）の間で、平滑材のときの降伏点は同じであるが、それらの切欠弾性感度が異なる (ε_A と ε_B) ので、同一荷重に対して切欠底付近の実際の弾性応力分布が異なる状況を概念的に示すものである。もちろん ε が小さい方が、この最大弾性応力値は大きくなる。いまは切欠材の降伏に関する石橋理論を適用する代りに、Fig.5 に示す実際の最大弾性応力が、材料固有の降伏点（AとBでは等しいと考えている）に達したときに、切欠材の降伏が開始すると簡単に仮定しよう。そうすると $\varepsilon=0$ として計算した弾性応力の最大値が材料の降伏点に達する荷重では降伏はまだ起

らず、そのため切欠材では一般に降伏応力の上昇が認められることとなる。さらにそうすると ε の小さい鋼材 Bの方が、A よりも降伏荷重が、したがって σ_{yn} およびそれに α' を掛けて計算する σ_{ym} が、低くなることは明らかである。このように考えると ε が小さいことは、 ι の短いことと同様な効果を持つものであることが分る。

構造用鋼の ε 値はまだ知られていないので、これと ι の長さを比較し得ないが、Neuber の論議の筋や Fischer の実験を参照すると、両者はほぼ近い order のものであるとしてよいであろう。しかももし $\varepsilon > \iota$ であれば、Fig. 5 の実際の応力分布に対して石橋理論によつて (1) 式から降伏応力を求めると、その結果は上述のように単純に推論した結果と等しくなる。また $\varepsilon < \iota$ であつても、両者の値が余り違わなければ、やはりこれに準じた結論が期待されることは明らかである。

このように切欠材の降伏現象は、Neuber の ε の概念とも関連して解釈し得ることが判つた。

(5) 疲労における切欠感受性について

切欠材の疲労破壊発生条件は、その降伏条件ほど定量的には知られていないようで、前述のごとく簡単に切欠底からある距離 (ε_0) だけ離れた点の応力が材料の疲労限に達すれば、疲労破壊が生ずると取扱うのが一般である。多くの実験報告を参照すると⁽¹⁾、この ε_0 の値は約 0.2% C の炭素鋼で約 0.02~0.06 mm、約 0.5% C の炭素鋼で約 0.06~0.08 mm、Ni-Mo 鋼で約 0.06 mm、鋳鉄で約 0.25 mm の order である。一方従来の脆性破壊試験で確認された、鋼の化学成分や材質が遷移温度におよぼす影響を勘案しながらこの結果を検討すると、切欠材の疲労で ε_0 の小さい鉄鋼ほど、脆性破壊においては切欠感度が鈍く遷移温度の低いであろうことが明らかに推定できるようである。

さらに Moore⁽¹¹⁾ は Neuber の切欠弾性感度の概念を、切欠材の疲労現象にも適用して、いわゆる分岐点より鋭い切欠に対し次の式を与えている。

$$\frac{\beta-1}{\alpha-1} = \frac{1}{1 + \sqrt{\frac{\varepsilon}{2\rho}}} \quad (2)$$

ここに ρ ……切欠先端の半径

α ……形状係数、すなわち $\varepsilon=0$ として弾性計算した切欠部の最大応力と公称応力 (切欠部の平均応力) の比

β ……切欠係数、すなわち平滑材の疲労限と、公称応力であらわした切欠材の疲労限 (疲労破壊が発生しない最大応力) の比

この (2) 式によれば、ある切欠形状に対して ε が小さいほど β は大きくなり、したがって ε_0 を用いて切欠疲労現象を解析すれば ε_0 の値も小さくなる。上述のごとく ε_0 の小さいものほど遷移温度が低いであろうとの推察が正しければ、結局切欠材の疲労現象に関連して推定した ε の小さい鋼ほど遷移温度も低いであろうということになり、これは先に切欠材の降伏現象から ε を推論した際の結論とも良く一致すると考えられる。

(6) 以上の考察によつて、鋼材の切欠感受性に関する次の3量

- (a) 切欠材の降伏における最初の ι の量
- (b) 切欠材の疲労において β を定める ε_0
- (c) Neuber の切欠弾性感度 $\varepsilon/2$

の大小の傾向は全く一致し、かつ脆性破壊における切欠感度とも関係を有することが指摘された。すなわち切欠材の降伏現象に関連して、 ι が小さい鋼材ほど遷移温度の低いことが証明されたが、同時にこのような鋼材では、 ε が小さいであろうと考えられた。また切欠材の疲労現象に関連しては、 ε_0 の小さいものほどやはり ε が小さく、そのときは同様に遷移温度が低下するであろうと推定された。

鋼材の切欠脆性現象と、3量 ($\iota \cdot \varepsilon_0 \cdot \varepsilon$) の関与する現象とは、いずれもこのように鋼材の切欠感受性が本質的に関係するものと考えられるにもかかわらず、従来はそれぞれ独立して取扱われてきた。しかし筆者らは上述の議論にもとづいて、これらは互に密接な関連性を有する現象であり、かつ広義の切欠感受性の概念のもとに、総合的に検討されねばならないと考えるものである。

6 結 論

鋼材の切欠感受性が関与すると考えられる諸現象の間の関連性を検討するため、品質を異にした6種の構造用

鋼を用いて円孔試験片を製作し、切欠効果のため各鋼材がどのような降伏挙動の相違を示すかをまず検討した。実験の結果によればいずれの鋼材でも降伏応力は上昇したが、上昇度は材質ごとにかなり変化した。この上昇度を各鋼材のVシャルピー試験の遷移温度 (T_{r15} と T_{rs}) と比較すると、降伏応力上昇度の大きい鋼材ほど遷移温度が高く、notch brittle ことが判明した。

一方切欠材の降伏に関する石橋教授の理論によれば、降伏開始時にあらわれるこり線の長さ (l) が短いときは、降伏応力の上昇は少くなるから、脆性破壊で notch tough な鋼材では降伏時の l が短く、切欠の先端で降伏に抵抗する領域が狭いこと、したがってこりに関与する歪エネルギー源の勢力が小さくてすむこととなる。

さらに Neuber の切欠弾性感度の概念を導入して検討すると、尖鋭切欠の先端で弾性応力分布が均一と仮定する小局部の幅 (ϵ) が小さいほど、切欠材の降伏応力の上昇度は少いことを指摘し得る。

疲労現象における切欠感受性は、平滑材の疲労限と等価な応力値を示す箇所の、切欠底よりの小距離 (ϵ_0) によって代表されるが、この ϵ_0 の値も ϵ と同様な傾向の変化をするであろうと予期されている。また切欠材の疲労試験の結果を検討すると、一般に ϵ_0 の大きい鉄鋼ほど脆性破壊しやすいことが推定される。

このように諸現象の間には互に密接な関連性が存在し、またそれぞれを支配する材料諸常数 ($l \cdot \epsilon \cdot \epsilon_0$) はほぼ近い order の量で、かついずれの現象においても材料の差に応じて同一の傾向の変化をすることが推定された。したがってこれらの諸現象に対しては、共通した1つの切欠感受性の概念のもとに、その本質を総括的に検討することが必要であろう。

附 記

本報告の実験は、石橋平八郎、三宅 勝、菅野 弥の3君が、卒業論文(昭和34年度)として行なつた研究の一部である。

なお本研究は、文部省科学試験研究費補助金の交付を受けて実施されたものである。

参 考 文 献

- (1) 例えば石橋：金属の疲労と破壊の防止，1954(養賢堂)。
- (2) 武藤：建築学会論文集，1，1936，p.54。
- (3) 黒田：機械学会論文集，6，1940，p.26。
- (4) 石橋：九大工紀要，4，1949，p.155。
- (5) 中西：航研報告，104，1934，p.273。
- (6) 大谷：鉄道技術研究資料，11/14，1957，p.503。
- (7) 日本造船研究協会，第37研究部会報告(未印刷)。
- (8) R.Howland：Phil. Trans. Roy. Soc., London, 229, 1930, p.49。
- (9) H.Neuber：Kerbspannungslehre, 1937(J. Springer)。
- (10) G.Fischer：Kerbwirkung an Biegestäben, 1932(VDI-Verlag)。
- (11) H.Moore：Proc. ASTM, 45, 1945, p.507。