

切欠脆性破壊挙動におよぼす設計因子および負荷様式の影響

瀧本 昭夫*・川本 敬雄**・国木 信生**・佐々木東洋士*
 孝橋 保郎***・小川 修司****・藤井 善雄*****・仲 宏敏*****

Brittle Fracture Strength on Designing and Loading

Akio TAKIMOTO, Takao KAWAMOTO, Nobuo KUNIKI,
 Toyoshi SASAKI, Yoshiroh KOHASHI, Shuji OGAWA,
 Yoshio FUJII and Hirotoishi NAKA

Abstract

Brittle fracture strength of design having notches varies complexly with the relative locational relationship between the main load applied and the introduced crack in a specimen. It also varies with the design factor of the length to width ratio of a specimen. Experimental results in unsaturated polyester [resins predict that the brittle fracture strength of edge notch or center notch specimens fractured in an outside loading method increases with decreasing the length to width ratio of a specimen and that the strength in an inside loading method decreases with decreasing the ratio. Results of photoelastic study and fracture path analysis give good evidence to the conclusion elucidated above.

Practical application tests were made on quenched S50C martensitic steel specimens and the relationships were examined.

1 緒 言

切欠きを有する板材の脆性破壊強度については、膨大な量の研究がなされ、引張試験での Tipper¹⁾によるものや、引裂試験による Navy 型試験片²⁾などは古くから良く用いられた例であろう。又、特に破壊の発生から伝播までの過程を追求するものには、Robertson 試験³⁾や 2重引張試験⁴⁾なども古くから用いられている。近年の静的破壊力学では、Sharp Crack 存在のもとでの材料破壊強度の設計基本となる破壊靱性値評価法が導入され⁵⁾⁶⁾、脆性材料の薄板材や厚板材に両端切欠きや中央切欠きを切り込み、 K_I 値や K_{Ic} 値を求める方法も確立されている。

これら脆性破壊における板材の引張試験方法では、試片形状に関する因子としては、主に切欠きの鋭さ、切欠き角度、切欠き深さ、板幅、および板厚などについて広範に研究されたものが多い。次に、負荷様式に関しては、偏心荷重をなくするための Pin-Point Loading による報告が主をなし、片側切欠き試験などの研究にみられる偏心荷重の影響を調べたもの⁶⁾などもある。最近、鋭い中央き裂を持つ板の試片長さとの比を変え、中央集中荷重による応力拡大係数 (K_I) の補正係数なども理論的⁷⁾⁸⁾および実験的⁹⁾に求められ、又、この場合その他の負荷様式による変化の様子も種々の条件について、その計算結果⁷⁾が報告されている。しかし、有限の設計応力集中を有するものに関しては、試片長さとの比と負荷様式の因子を系統的に調べた実験結果は、これまでほとんど報告されていない。

ここでは、実用的な先端半径の Mild Notch を有する中央および両端切欠き付き試片を用いて、試片長さとの比を系統的に変化させ、かつ、負荷様式

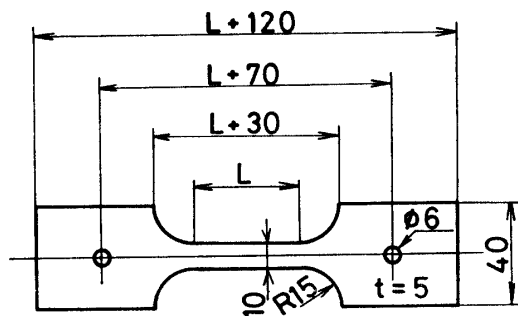
* 生産機械工学科
 ** 大学院 生産機械工学専攻
 *** 大学院 生産機械工学専攻 (現、株式会社日立製作所)
 **** 生産機械工学科 (現、株式会社長府製作所)
 ***** 生産機械工学科 (現、日産自動車株式会社)
 ***** 生産機械工学科 (現、東陶機器株式会社)

も中央集中負荷と両端2分負荷の場合に分けて、調べた結果を、破壊強度を主にして報告するものである。

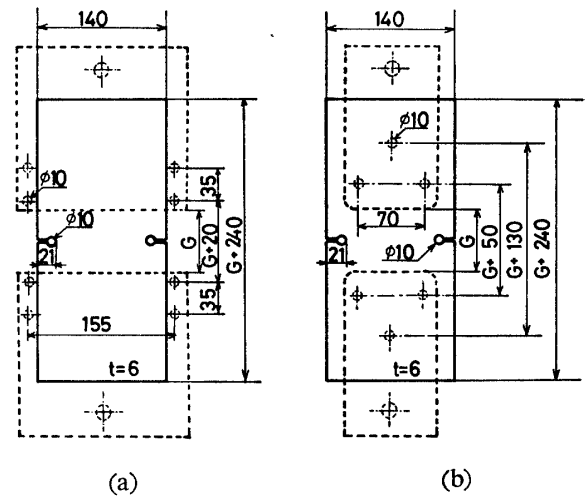
2 実験方法

所望の弾性応力集中を持つ試片を設計、製作し、破壊試験に供して脆性破壊を生じさせるには適切な材料を用いねばならない。実用材料は高強度材になるとしばしば脆性を示すために適切と思われるが、結晶粒度、析出物、基地組織および表面状況の調整に困難を伴う上に、典型的な premature fracture, すなわち、予期しない破壊を発生し、実験因子相互間の定量的な実験法則を得る事はしばしば困難である。そこで、この研究では脆性プラスチック材を用いてのモデル実験に重点を置き、実用材料の脆性破壊挙動への適用の可否を問うた。

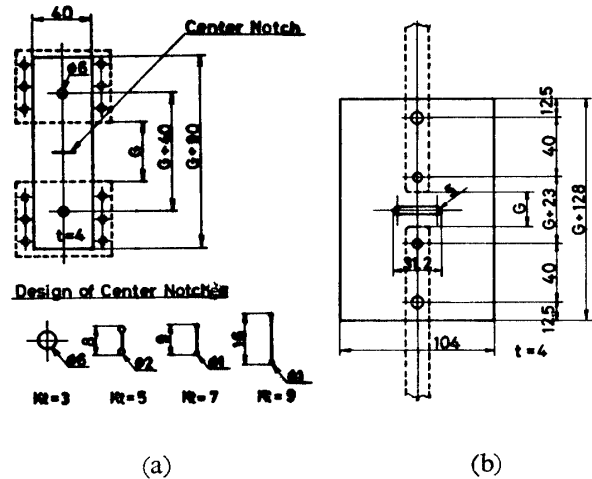
使用したプラスチック材は、脆性破壊挙動を示すと共に光弾性効果を示すものを選んだ。熱硬化性不飽和ポリエステル樹脂(リゴラック 1557 C, 以下 UP と略す)に硬化剤および硬化促進剤を適量配合して型に流し込み、常温硬化させた後、80°C まで加熱する。2時間その温度に保持してから1時間に5°C ずつ冷却するという熱処理を施すと、残留応力のほとんどない非常に脆性度の高い板材が得られる事を他の研究結果より得ている。試験片は、この板状の材料から Fig. 1 に示す形状に切り出して加工し、最終仕上げとしてバフ研磨まで行い、マクロな研磨傷の全くない様になるまで注意深く仕上げた。有限の設計応力集中係数(以下 K_t と略す)の値は、主として Peterson⁹⁾ のものを用いた。



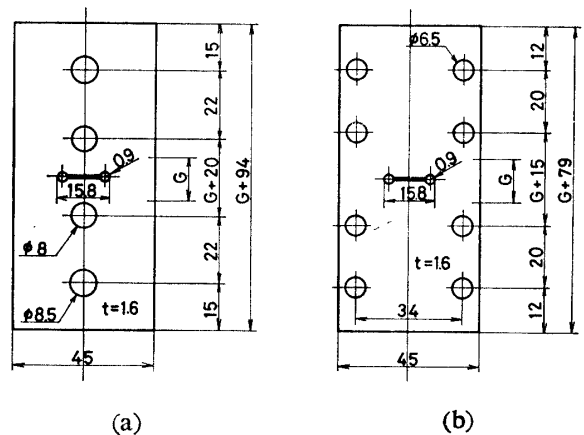
A. Smooth Specimen of UP



B. Edge Notch Specimens of UP



C. Center Notch Specimens of UP



D. Center Notch Specimens of S50C

Fig. 1 Design of fracture test pieces.

本実験で用いた小型 UP 試片は〔Fig. 1 の A および C(a) 型〕 500kgf 容量の改良アダムス型引張試験機を、中型 UP 試片〔Fig. 1 の B (a, b) および C (b) 型〕 および S 50 C 焼入試片〔D (a, b) 型〕 は 5 ton 容量の島津オートグラフ引張試験機を用いた。クロスヘッドスピードは、改良アダムス型引張試験機で $11.9 \times 10^{-3} \text{mm/sec}$ 、島津オートグラフ引張試験機で $8.33 \times 10^{-3} \text{mm/sec}$ とした。

UP の破壊試験には、乾式および湿式の両方を用いた。乾式は 5°C の氷水中にビニール袋で試験装置先端をおおって実験したものであり、湿式では試片全体をそのまま浸漬したものである。なお、予備実験として、試験温度の影響を知るため、 5°C 以外の温度、すなわち、 15°C および 25°C にても破壊試験を行った。又、 K_t の違いによる温度感受性の有無をも調べるため、 $K_t = 1, 3$ および 5 のものを用いて行った。更に、平滑試片においてゲージ部長さ (L) とゲージ部幅 (W) の比 (L/W) をとり、 L/W を $0.1 \sim 4.0$ まで 6 段階に変化させ、破壊強度との関係を調べた。

次に負荷様式として、試片に荷重を作用させる時、その負荷位置によって 2 つに分けて考えてみた。1 つは主たる集中荷重が切欠き内側の帯域、すなわち、その帯域の任意の点から引張方向に平行に直線を延長する時、必ず切欠きと交わる帯域内に負荷点が存在する方式 (Inside Loading) であり、他方はこれとは反対の帯域、すなわち、切欠き外側の帯域に主たる荷重が働く負荷様式 (Outside Loading) である。従って、両端切欠き付き試片の Inside Loading と中央切欠き付き試片の Outside Loading では試片両端に荷重を各 $P/2$ で作用させる事になり、両端切欠き付き試片の Outside Loading と中央切欠き付き試片の Inside Loading では試片の中央に P なる荷重を作用

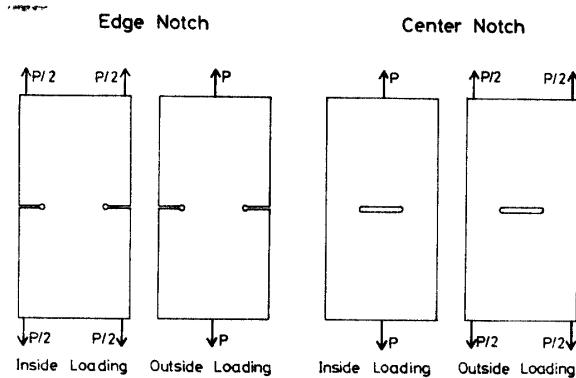


Fig. 2 Schematic presentation of the relative locational relationship between the main load applied and the introduced crack.

させることになる。なお、これらの関係は Fig. 2 に略図で示してある。そして次に試片設計因子として、グリップ間長さ (G) とグリップ間幅 (W) の比 (G/W) をとり、それぞれの負荷様式ごとに G/W を $0.05 \sim 4.0$ まで 8 段階に変化させ、負荷様式と設計因子の複合的な影響を破壊強度を中心に調べた。なお、島津オートグラフ引張試験機に組み込んだ光弾性装置によるしま次数分布や、破壊後の破壊伝播経路の解析などによってもこの複合的な影響を裏付けた。

次に、UP 試片で得られた結果を実用の機械構造用炭素鋼を用いて確認してみるべく、Fig. 1 の D (a) および (b) に示すごとく、S 50 C の試片を加工、研磨仕上げし、基地に脆性を持たすため、アルゴン炉中で 950°C に加熱し、5 分間保持した後に温水中 (約 75°C) に焼入れし、マルテンサイト組織とした後に、引張試験に供した。

3 実験結果

本研究は負荷様式および試片設計の複合的な影響が破壊強度にどのように現われるかという事を、有限の設計応力集中係数 (K_t)、すなわち、 $K_t = 3$ から 9.7 まで種々に変化⁽¹¹⁻¹⁵⁾させており、従って、切欠き先端半径で示せば 0.5mm から 5mm までの設計の破壊実験結果を示している。従って、以後の実験結果は主として、Inside Loading および Outside Loading と L/W (L :ゲージ部長さ、 W :ゲージ部幅、平滑試片の場合) 又は、 G/W (G :グリップ間長さ、 W :グリップ間幅、切欠き試片の場合) の因子についてまとめている。従って、切欠きを有するものとしては、両端切欠き付き試片と中央切欠き付き試片の双方を用いており、主たる引張試験は両端切欠き付き試片の Inside Loading および Outside Loading、中央切欠き付き試片の Inside Loading および Outside Loading という事になる。

Fig. 3 は UP 試片の破壊強度と試験温度の関係を示している。この図より試験温度が $5^\circ\text{C} \sim 25^\circ\text{C}$ の間では、UP 試片の破壊強度は平滑試片 ($K_t = 1$)、中央切欠き付き試片 ($K_t = 3$ および 5) にかかわらず一定であることがわかる。次に負荷位置および試片形状が、切欠きを有する試片の破壊強度におよぼす影響を調べる前に、平滑試片の破壊強度と試片形状 (L/W) の関係を示したのが Fig. 4 である⁽¹¹⁾。 L/W の減少に伴い破壊強度は増加している。又、図中の点線は、Fig. 1 の設計図よりわかる通り、 L/W が 0.5 以下に

において試片形状が深い切欠きと見直し得るので、試片形状より生じる応力集中を仮定⁹⁾して新たに破壊強度

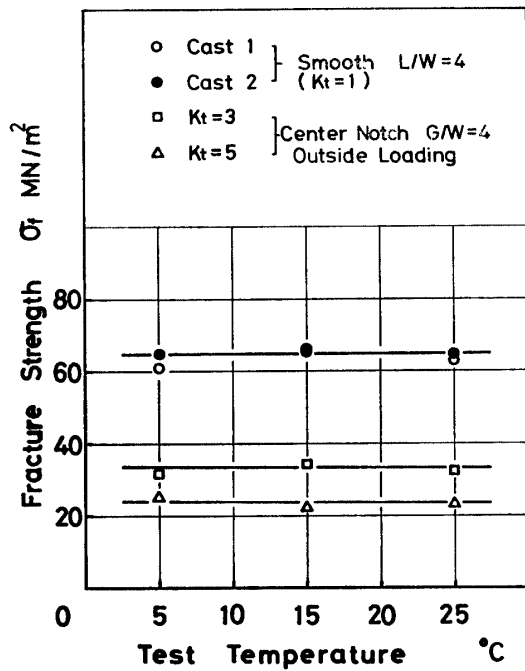


Fig. 3 Effect of test temperature on the fracture strength of smooth and notch specimens of UP.

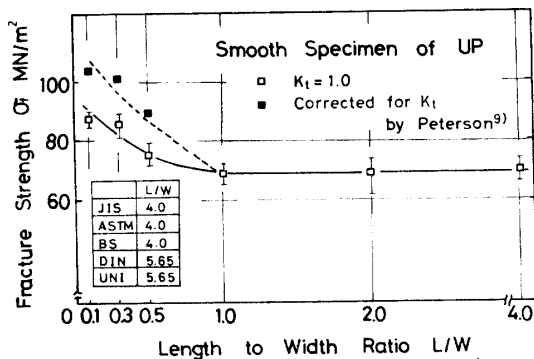


Fig. 4 The relationship between fracture strength and the length to width ratio of a smooth specimen of UP (L : gage length, W : gage width).

を補正したものである。平滑試片の L/W の値は、各国共、材料の力学的挙動の基本データを出すための重要な基準であり、古くから決められているもので、その意義を脆性破壊試験で確認してみたまでである。当然予測通り、各国の規格¹²⁾に少々差があり、その1例は、Fig. 4 の図中に表記する通りである。

両端切欠きおよび中央切欠きの種々の K_t を有する切欠き試片の破壊強度が負荷様式、すなわち Outside Loading および Inside Loading および設計因子 G/W (0.05, 0.1, 0.3, 0.5, 1.0, 2.0 および 4.0)

によって、どの様に変化するか K_t をパラメーターとして図示したのが Fig. 5 である。なお、図中には、乾式および湿式の両条件での破壊試験結果をも示している。又、1つの点は3回の実験値あるいはそれ以上の平均値を示している。Fig. 5 (a) は中央切欠き付き試片の Outside Loading で試片形状 G/W の減少に伴い、G/W = 1 近傍から破壊強度は急激に増加している。また当然の事ながら、 K_t の増加に伴い破壊強度は減少している。試験雰囲気乾式および湿式はほとんど破壊強度に影響がない様である。同図 (b) の両端切欠き付き試片の Outside Loading についても同様な事が言える。ところが、同図 (c) に見るごとく、負荷様式が Inside Loading に変わると G/W の減少に伴い破壊強度は逆に減少している。この実験は、Fig. 1 C (b) でわかる様に、中央き裂の長さや負荷をかける治具板の相対的な大きさが、実験上困難な問題を生じ、理想的な中央集中様式による負荷をかける事が難しい。従って、G/W の減少に伴う強度減少は、真の G/W の影響があらわれているとは考え難い点もあり、その減少の割合も当然鈍感であることがわかる。なお、この点については、現在当研究室で深く追求した実験研究を行いつつある。同図 (d) は両端切欠き付き試片の Inside Loading の結果である。 $K_t = 3, 3.5$ および 5.4 は (c) 図の傾向をより顕著に表わしている。

負荷様式と設計因子が破壊強度におよぼす影響を関数関係、すなわち、 $\log \sigma_f = A \pm B \log (G/W)$ で表示し、係数 B (勾配) および折点 [G/W の臨界値 (G/W)_c] を K_t で表現し得るのではないかという事を確認するため、Fig. 5 の関係の一部を両対数グラフに図示してみたのが Fig. 6 である。この図から解くことは、勾配 (B) = $d(\log \sigma_f) / d(\log G/W)$ と折点 (G/W)_c であり、前者は破壊強度の増加率あるいは減少率を表わしており、後者は破壊強度の増加あるいは減少する点を表わしている。Outside Loading の場合、 K_t の増加に伴い、その勾配はきつくなり、折点は G/W の減少する方へ移行している。反対に Inside Loading の場合は多少のばらつきはあるが、 K_t の増加に伴い、その勾配もゆるやかになり、折点は G/W の増加する方へ移行している。

次に光弾性実験の結果の一部をしま次数と切欠き底からの距離の関係を G/W をパラメーターとして図に示してみたのが Figs. 7 および 8 である。この図は、 $K_t = 3.5$ の 600kgf の定負荷における解析結果であるが両端切欠き付き試片の Inside Loading の場合 (Fig. 7

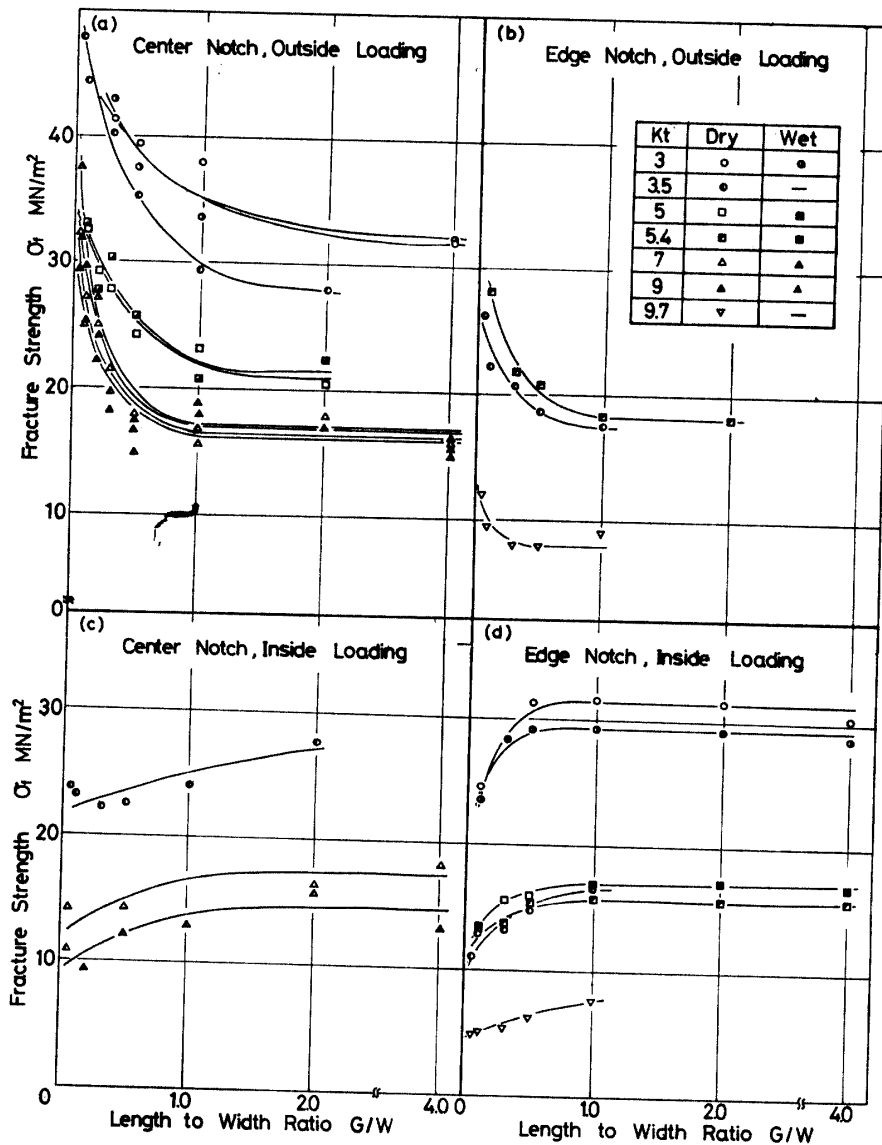


Fig. 5 Relationships between fracture strength and the length to width ratio of a specimen in two different loading methods in both cases of edge and center notches.

(a), G/W が小さくなるにつれ, しま次数が高くなっている. この事実は, 同一負荷で G/W が小さいほど K_t が大きい事を示し, 破壊強度が減少する事を明確に裏付けている. 一方, Fig. 7 (b)の **Outside Loading** の場合は G/W が小さくなるにつれて, しま次数が低くなり, K_t も小さくなっている. これは G/W が小さくなるにつれて破壊強度が増加する事を意味し, Fig. 5 (b)および(d)の結果と良く一致している. 中央切欠き付き試片について示したのが Fig. 8 (a) および (b) で, 両端切欠き付き試片 **Inside Loading** および **Outside Loading** の場合とまったく同じ傾向を示し, Fig. 5 (a) および (c) の結果の

傾向と良く一致している.

材料が脆性破壊する時, 応力集中源からき裂が生じ, 伝播していく. その時のき裂が走った径路を破壊伝播経路と称し, ここでは両端切欠き付き試片の破壊伝播経路について調べた結果を紹介する. Fig. 9 (a) および (b) にそれを示してあるが, **Outside Loading**(Fig. 9 (a)) および **Inside Loading** (Fig. 9 (b)) では破壊伝播経路の様子が全く対称的に異なる. **Outside Loading** の場合 (Fig. 9 (a)), 主たる荷重が試片中央付近に広範囲に作用しているので, 応力分布は試片全体からみれば申高の応力分布になることが考えられ, 破壊がおけるとそこに

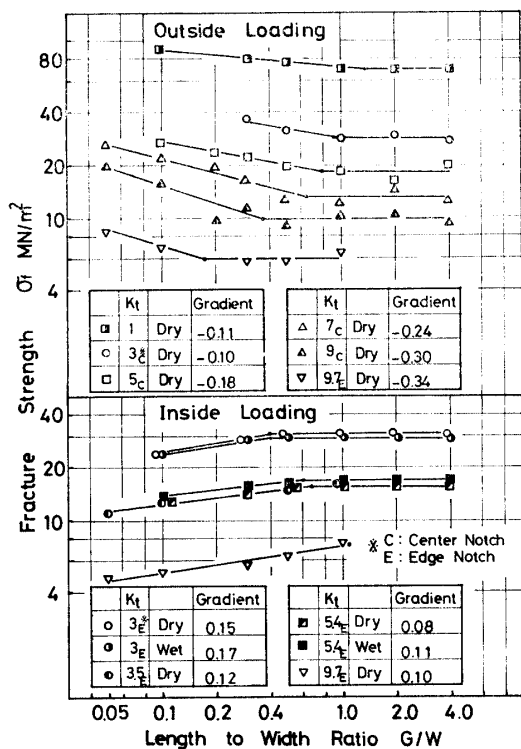


Fig. 6 Logarithmic relationships between fracture strength and the length to width ratio of a specimen in two different loading methods in both cases of edge and center notches.

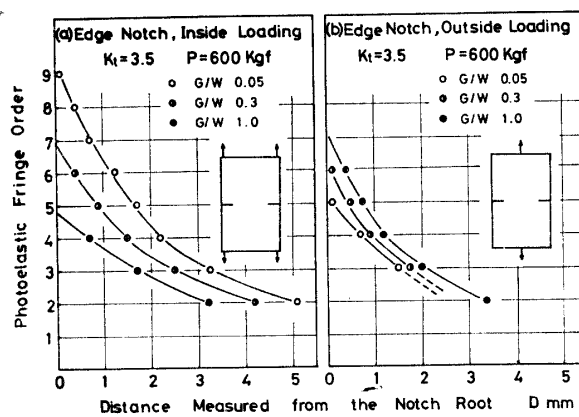


Fig. 7 Differences in developments of photoelastic fringe distributions due to the loading method and the length to width ratio for edge notch specimens.

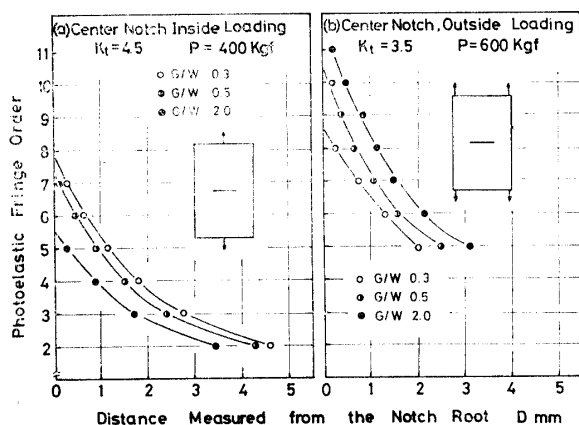
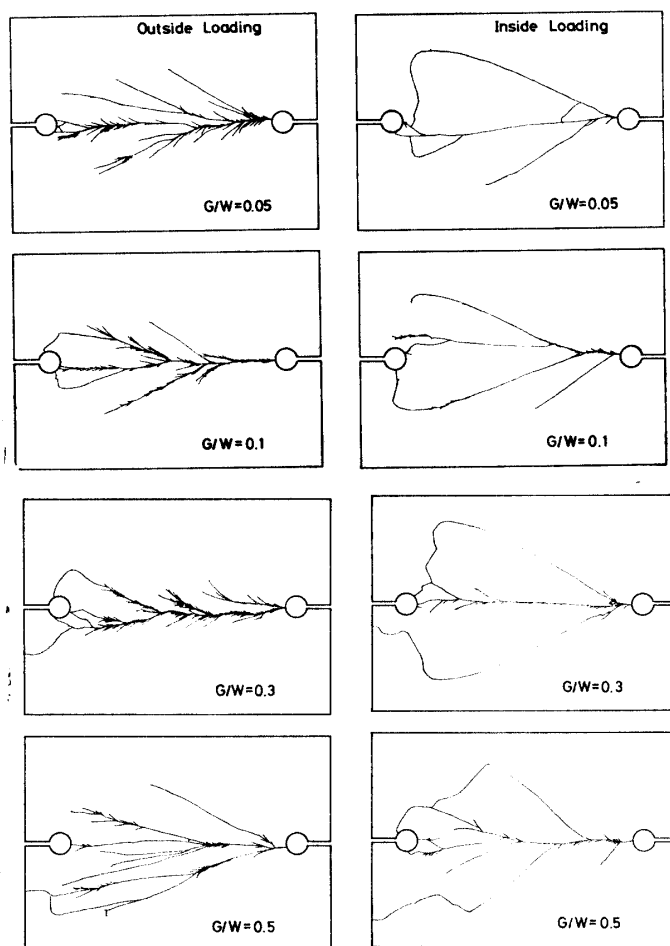


Fig. 8 Differences in developments of photoelastic fringe distributions due to the loading method and the length to width ratio for center notch specimens.



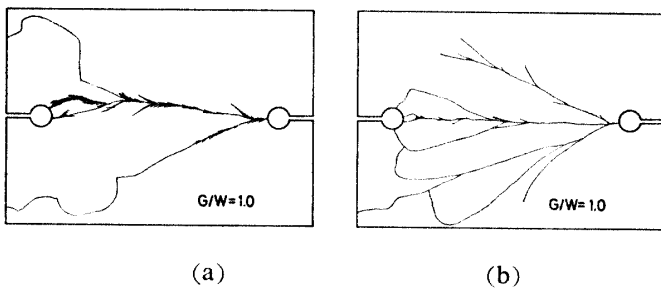


Fig. 9 Differences in fracture paths appeared due to the length to width ratio in edge notch specimens loaded in both methods of the outside loading and the inside loading.

たくわえられていたエネルギーは解放され、 G/W が減少するほど全体的にささくれ状の模様を明確に示しており、破壊エネルギーが高い事を示している、反対に **Inside Loading** の場合 (Fig. 9 (b)), 荷重は切欠き底の1点に集中しているの、解放エネルギーはむしろ低くささくれ状になる事は少く、まず引張軸に垂直な方向にき裂が生じ、後は伝播経路が分岐していく事になる。しかし、 G/W が大きくなるとやはり、ささくれ状を伴った傾向があらわれ、破壊に要したエネルギーの大きくなる事を裏付けている。

UP 試片では破壊がしばしば多くの破断片を伴っており、明確に2つに分離することは少い。そこで、試片が破壊時に分裂した数を破片数と称し、この値と設計因子、 G/W の関係を調べてみたのが Fig. 10 (a) および (b) である。ここに紹介した実験値の数は数えられるものだけであるが、それでも **Outside Loading** (Fig.10(a)) では G/W の増加に

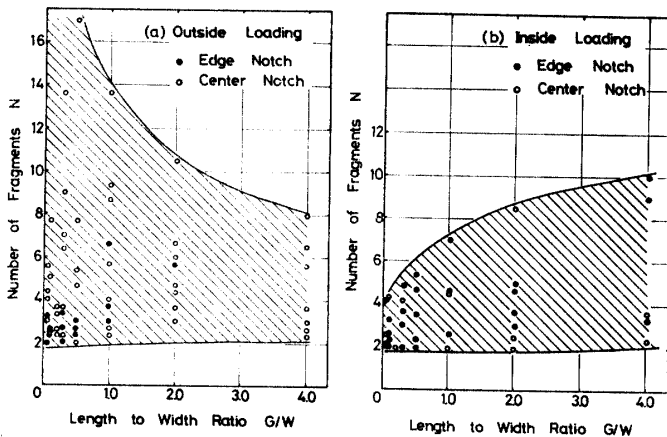


Fig. 10 Relationship between the number of countable fragments and the length to width ratio of the design tested.

伴い、破片数は急激に減少する事が明白である。

Inside Loading の場合 (Fig.10(b)) は、 G/W が増加するにつれて、逆に破片数が徐々に増加する傾向を示している。

以上、脆性プラスチックである UP を用いての実験結果を報告してきたが、同様な考え方を実用機械構造用炭素鋼 S50C に適用してみたのが、Fig.11 である。S50C 焼入材のマルテンサイト組織を有する薄板材は非常に脆く、prematre fracture の度合もきついで、特に高い応力集中 ($K_t=6.9$) を設計して実験した。当然実験的なばらつきは含まれるが、平均値を示すとこの図のごとくなる。予想通り、**Outside Loading** の場合は G/W の減少に伴い、破壊強度は増加し、**Inside Loading** の場合には逆に減少してくる。なお、この引張試験のうち、**Outside Loading** は Fig. 1 (b) をみてもわかる通り、より厳格な荷荷様式で試験している。

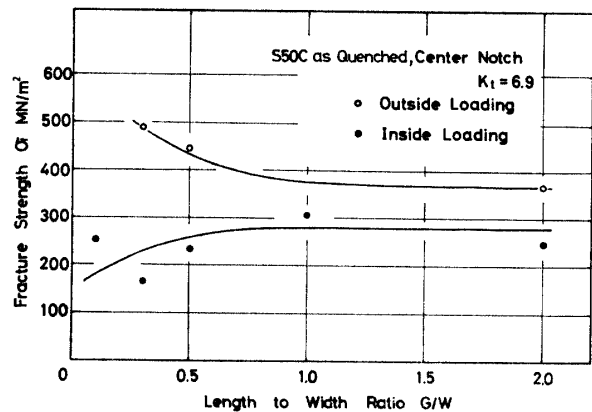


Fig. 11 Relationships between fracture strength and the length to width ratio of center notched, quenched S50C steel specimens fractured in two different loading methods.

4 考 察

破壊靱性 K_{Ic} 値や K_{Ic} で表現されるごとく、先天的なき裂あるいは切欠き、その強度にどのような影響をおよぼすかを調べることは極めて重要である。中でも脆性材料における作用応力の分布状態、作用方向および作用位置がこれら切欠きとどの様な複合的な影響をもたらすかについて調べることは、実際面においても非常に意義深い。

設計因子 (G/W) および負荷様式が破壊強度におよぼす関係については、Fig. 5 で表示した通り、両端切欠き付き試片および中央切欠き付き試片共に、Outside Loading では G/W の減少と共に σ_f が増加し、その変化の仕方、すなわち、勾配 $d(\log \sigma_f)/d(\log G/W)$ および折点、すなわち、グリップ間長さ とグリップ間幅の臨界値 = (G/W)_c については log vs. log 表示した Fig. 6 で明らかに確認できる。同様に、両切欠き試片共 Inside Loading については、G/W の減少と共に σ_f が減少する様子は Figs. 5 および 6 に示されている。これらの図で Outside Loading の時、G/W の減少が σ_f の増加をもたらせる理由としては、2つの因子が考えられる。1つは、負荷様式による力線の流れであり、他の1つは、設計因子による弾性拘束および塑性拘束（微小域に限られると考えられるが）による応力の三軸性の影響であろう。まず、力線の流れについては、両端切欠き付き試片の Outside Loading について考えれば、Fig. 12 (a) の G/W の大きい場合は力の作用点と切欠きを有する最小断面の間隔が、Fig. 12 (b) の G/W の小さい場合にくらべ、より等分布に近い力線の流れを生じることが考えられ、切欠き底に負荷応力に近い応力が作用することが考えられ、従って、破壊は、最大応力説によると考えれば、切欠き底での最大作用応力は、

$$\sigma_{max} \text{ (at notch root)} = K_t \times (\alpha \times \sigma_N) \text{ at notch root} \quad \text{--- ①}$$

と表現し得る。同様な考えで、G/W の小さな Fig. 12 (b) を表わすと、切欠き底での最大作用応力は、

$$\sigma_{max} \text{ (at notch root)} = K_t \times (\beta \times \sigma_N) \text{ at notch root} \quad \text{--- ②}$$

ここで、

$$\alpha = f(G/W) \quad \text{①: 分布関数}$$

$$\beta = f(G/W) \quad \text{②: 分布関数}$$

$$\sigma_N: \text{平均応力}$$

となり、両図から、直観的にも判断し得る如く、 $\alpha > \beta$ となり、従って、両端切欠き付き試片の Outside Loading では、破壊の最大応力説を用いれば G/W が小さいほど強いことになる。次に弾性拘束および塑性拘束の見地から考えてみると、Fig. 12 (a) のごとく、G/W の大きいものは、治具板におおわれている上、下部分は変形し難く、中央のグリップ間は当然弾性変形しやすいと考えられる。今、G/W が大きい時は、単純引張り、すなわち、 $\sigma_1 \neq 0, \sigma_2 = \sigma_3 = 0$ の条件で切欠きを導入することによる応力の三軸性だけが作用すると考えられるが、Fig. 12 (b) のごとく、

自由に変形し得る、すなわち、治具板におおわれていない部分が少なくなると、変形しやすい部分は、Fig. 12 (a) の場合のそれより上、下部分の拘束が大きいため、弾性変形し難くなる。今、極端な場合を考えて、引張方向だけに変形する（伸びる）ことができ、他の2方向の (ϵ_2 と ϵ_3) 変形が完全に拘束されるとすると、

$$\epsilon_2 = \{\sigma_2 - \nu(\sigma_3 + \sigma_1)\}/E$$

$$\epsilon_3 = \{\sigma_3 - \nu(\sigma_1 + \sigma_2)\}/E$$

これらのひずみは、 $\epsilon_2 = \epsilon_3 = 0$ となり、従って、

$$\sigma_2 = \sigma_3 = \sigma_1 \{\nu / (1 - \nu)\}$$

で与えられ、応力の三軸性率 (β) は、

$$\beta = 1 / \{1 - \nu / (1 - \nu)\}$$

で定義されるので、この材料 (UP) のポアソン比 $\nu = 0.33$ を代入すると $\beta = 2$ となる。従って、材料そのものの力学的挙動のうち、変形強度をあらわす値 Y が単軸引張りの Y_0 の2倍、 $Y = 2 Y_0$ となり、応力の三軸性の増加により、更に変形が困難となり、この弾性拘束による因子も強化（脆化に直接影響）に何らかの寄与をしているのではないかと考えられる。なお、ここでは脆性破壊を論じているので、あまり塑性的な事は考える必要がないが、マクロの破壊現象でミクロ域での破壊の開始点を考えるとすれば、塑性拘束による応力の三軸性率 (β) は $\beta = 3$ と報告されているので、更に変形を拘束することも考えられる。又、中央切欠き付き試片の Outside Loading Fig. 12 (c, d) および両端切欠き付き試片の Inside Loading Fig. 13 (a, b)、および中央切欠き付き試片の Inside Loading Fig. 13 (c, d) などの略図による力線の流れ分布、および、治具板と自由に變形し得る材料部分の大きさを考慮することにより、同様な考察がなし得る。応力集中係数 K_t により、 $d(\log \sigma_f) / d(\log G/W)$ の勾配が変ることは、①式および②式の K_t の項で定性的に説明がつく。又、折点のあらわれる理由は、光弾性実験の Figs. 7 および 8 に例を示した様に、各設計応力集中により、G/W の減少と共に、有効応力集中が、Outside Loading および Inside Loading では各々減少および増加するが、ある特定設計においては、特定の G/W 値内で、力線の流れ分布に不均等応力分布の要素が強くなり、臨界値、すなわち、(G/W)_c 以上では力線の流れが割合平均分布的な要素が強くなるためと思われる。

中央切欠きの Sharp Crack を有する試片については、石田⁷⁾ や Chow⁸⁾ らによる理論解が求められている。両者とも応力拡大係数 K_I を用い、その補

正係数として無次元量 $F (=K_I/\sigma\sqrt{\pi a})$ および $Y (=K_I/\sigma\sqrt{a})$ を求め、それらと G/W の関係を調べている。実際の設計 構造物の破壊を考える場合、荷重は Fig. 2 に示した様に集中点に作用しても、切欠きの局所では分布荷重として働くと考えられる。そこで、基本的な式 $K_I = \sigma\sqrt{\pi a} \cdot F_I$ という関係より、 $\sigma = K_I / (\sqrt{\pi a} \cdot F_I)$ (a : クラック長さの半分, K_I : 応力拡大係数) となり、 $\sigma_f \propto 1/F_I$ となる。ここで、設計試片の幾何学的因子 (G/W) を p とし、荷重分布又は負荷様式因子を q とすると、 $p = G/W = \infty$ の場合、 σ_f を単位大きさ 1 で表現すると、任意の p_i における σ_f は材料常数 $K_{Ic} = \text{一定}$ として

$$\sigma_f(p_i, q_i) \cdot \sqrt{\pi a} \cdot F(p_i, q_i) = \sigma_f(\infty, q_i) \cdot \sqrt{\pi a} \cdot F(\infty, q_i)$$

と表示でき、従って、

$$\sigma_f(p_i, q_i) = F(\infty, q_i) / F(p_i, q_i)$$

となる。今、中央き裂の場合の付加荷重分布が、中央が高い等辺山形であるとすれば、 $G/W = 1.0$ の場合、 $\sigma_f = 0.7$ 近傍の値⁷⁾ を示しており、一方 Chow⁸⁾ による中央集中荷重によると $\sigma_f = 0.55$ となり、山形分布荷重より低い破壊強度を示している。そこで、Fig. 4 (d) の場合と比較してみると、 $K_I^2 = 9$ の場合、石田、Chow と同様、 G/W が小さくなるにつれて破壊強度は減少傾向にあるが、 $G/W = 1.0$ における強度比 $\sigma_f/\sigma_f(G/W=4)$ は 0.9 近傍である。この値の大きな違いは前者の Sharp Notch と後者の Mild Notch によるところが大であろう。いずれにしても、減少傾向は $G/W = 1.0$ 以下において顕著である。

次に破壊伝播経路について考えてみると、両端切欠き付き試片 Outside Loading の場合、 G/W の小さい範囲でささくれ状の破壊が多く、Fig. 12 (a) および (b) に示した様な中高の応力分布と G/W の減少とともに増大する弾性拘束によるものと思われる、エネルギー解放がこの部分で集中的に解放されるものと考えられる。また両端切欠き付き試片 Inside Loading の場合 (Fig. 13 (a) および (b)) は、破壊伝播域に弾性拘束が少いため、分岐破壊をしたもので、Outside Loading の場合と比べて明らかに分岐広さが大きくなっている。また固体の表面エネルギー $\gamma_s = \text{一定}$ という考えから、破壊現象によって生成する破面面積が大きいほど、破壊に要するエネルギーが大きいという事になるが、実際の現象はそれほど単純な一次関数ではなく、吸収エネルギーと表面積の関係は、高次関数で与えられる。当然破壊の伝播速度も一定では無い上

に (速度変化を伴う) 生成し得る面積も有限である。従って当然固体の表面エネルギー項だけでは無く運動エネルギー他による貢献も大となる事が考えられる。これらの定量的な関係は、別の研究で報告^(16,17) しているが、ここでも破壊強度が高ければ試片数が多いという結果が得られており Fig. 10 における破片数と G/W との対応も十分説明がつく。

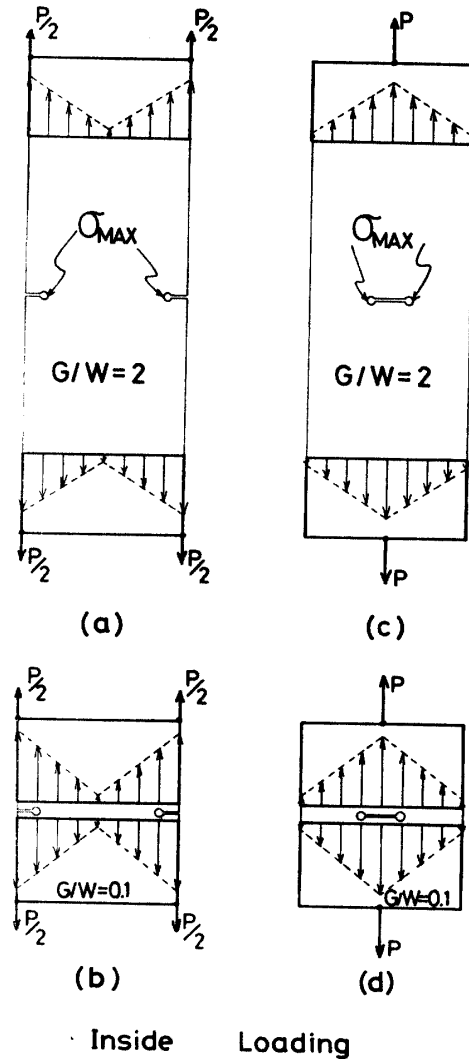


Fig. 12 Schematic presentations of relationships among the assumed stress distribution due to the main load applied, the design factor of G/W and the location of an introduced crack tip in specimens for the outside loading.

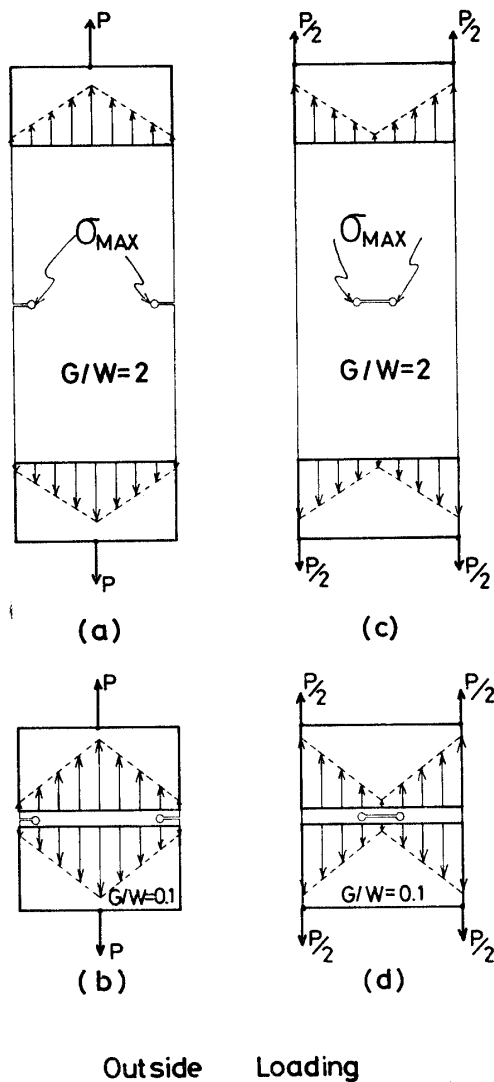


Fig. 13 Schematic presentations of relationships among the assumed stress distribution due to the main load applied, the design factor of G/W and the location of an introduced crack tip in specimens for the inside loading.

5 結 言

熱硬化性不飽和ポリエステル樹脂を用いて作成した平滑試片、両端切欠き付き試片、および中央切欠き付き試片を用いた破壊試験、光弾性試験と実用材料である機械構造用炭素鋼 S 50 C の切欠きを有する試片を用いて、破壊試験を行った結果、次の結言を得た。

1) 試験温度が $5^{\circ}\text{C}\sim 25^{\circ}\text{C}$ の間では平滑試片ならびに中央切欠き付き試片の脆性破壊強度は、ほぼ一定である。

2) 平滑試片の場合、ゲージ部長さ (L) とゲージ

部幅 (W) との比 (L/W) が小さくなるほど破壊強度は増加し、その臨界値は $L/W=1.0$ 近傍にある。

3) 切欠き付き試片の脆性破壊強度は、設計因子 (G/W) が、ある臨界値以上では一定であるが、それ以下になると G/W が小さくなるにつれ、Outside Loading の場合には増加し、反対に Inside Loading の場合には減少する。

4) G/W の臨界値は、Outside Loading の場合、設計応力集中係数が大きくなるにつれて、臨界値は小さくなり、逆に Inside Loading の場合には大きくなる傾向がある。

5) Outside Loading の場合には、設計応力集中係数の増加とともに破壊強度の増加率は増し、Inside Loading の場合には破壊強度の減少率が減る傾向にある。

6) 切欠きを有する試片において、 G/W が小さくなるにつれ Inside Loading の場合には、光弾性しま次数が高くなり、従って、応力集中係数は増加する。反対に Outside Loading の場合には、しま次数が低くなり応力集中係数が減少する。

7) UP 試片の破壊時の破壊伝播経路は Outside Loading の場合、 G/W が小さい程、大きい破壊エネルギーを解放したささくれ状になりやすく、Inside Loading の場合は逆の傾向になる。

8) UP 試片の破壊時の破片数は Outside Loading の場合、設計因子の減少に伴い増加するが、Inside Loading の場合は逆に低下する。

9) 実用材である S 50 C 焼入試片の破壊強度と設計因子の関係は UP 試片と同様な傾向を示す。

参 考 文 献

- 1) C. E. Tipper: Brittle Fracture of Mild Steel Plates, British Iron and Steel Research Association (1945)
- 2) N. A. Kahn, E. A. Imbombo: Weld. J., April (1948)
- 3) T. S. Robertson, D. M. Hunt: West Scot. Iron and Steel Inst., May (1953)
- 4) M. Yoshiki, T. Kanazawa: Proc. 1st Jap. Cong. Test. Mat. (1958)
- 5) Fracture Testing of High Strength Sheet Materials: A Report of a Special ASTM Committee (1960)
- 6) John E. Srawley and William F. Brown, JR: "Fracture Toughness Testing Methods" Fracture Toughness Test ASTM STP 381, 161 (1964)

- 7) たとえば石田誠：き裂の弾性解析と応力拡大係数など (1978)
p 158
- 8) C. L. Chow, K. J. Lau : J. Strain Analysis 12, 4,
(1977)
- 9) R. E. Peterson : Stress Concentration Design
Factors
- 10) 機械設計便覧編集委員会「機械設計便覧」
- 11) 小川修司：学士論文，山口大学(1977)
- 12) 籠本昭夫，孝橋保郎，小川修司：日本機械学会，精機学会東海
支部津地方講演会論文集 (78-7-21) No783
- 13) 藤井善雄：学士論文，山口大学 (1979)
- 14) 孝橋保郎：修士論文，山口大学 (1980)
- 15) 仲 宏敏：学士論文，山口大学 (1980)
- 16) 籠本昭夫，国本信夫，藤沢敏夫：日本機械学会講演論文集
No807-2 (80-9-2)
- 17) A. Takimoto, N. Kuniki, Y. Yamashita, M. Taide,
R. Ushimoto : Technology Reports of the Yamaguchi
Univ, 2, 351 (1980)

(昭和55年10月15日受理)