金属系素材の力学的特性に及ぼす切欠・温度・歪速度の影響

その1 多軸性係数を用いた切欠効果の評価

THE INFLUENCE OF NOTCH, TEMPERATURE AND STRAIN RATE
ON THE MECHANICAL PROPERTIES OF METALLIC MATERIAL

Part 1 The evaluation of notch effects by using triaxiality factor

佐藤 篤司*, 小野 徹郎**

Atsushi SATO and Tetsuro ONO

The purpose of this study is to understand the behavior of materials influenced by the stress-strain concentrations, which occurs at the discontinuous shapes.

The effects of notch to the strength can be evaluated quantitatively by the Triaxiality Factor, which is defined by the stress distributions at the notch section. And the Triaxiality Factor can be estimated by the geometrical shape of the notch.

It is possible to understand the notch effects to the strength, just only knowing the material properties and the geometrical shape.

Keywords: Metallic Material, Material Property, Notch, FEM Analysis, Triaxiality Factor, Estimate Equation

金属系素材、素材特性、切欠、有限要素法解析、多軸性係数、推定式

1. 序論

先のノースリッジ地震、兵庫県南部地震において、これまで耐震性に優れているとされた鋼構造建築物に甚大な被害が発生し、柱梁接合部に脆性的な破断が多数確認された¹⁾。兵庫県南部地震での脆性破壊はその殆どが梁下フランジで発生し、スカラップ底・エンドタブ付近・溶接止端などで発生した延性亀裂を起点として、フランジ母材・ダイアフラム母材・フランジ側熱影響部・ダイアフラム側熱影響部に進展して発生している。特にその中でも、スカラップ底を起点とする梁フランジの母材破断が多く発生した。構造部材が脆性的に破断した要因としては、柱梁接合部の形状不連続に伴う応力・歪集中、鋼材の低い衝撃特性、過度の歪速度、地震時の環境温度等が考えられている²⁾。

鋼構造骨組の柱梁接合部等では部材の断面変化・切欠の存在等により外力が作用した場合、塑性変形の結果として応力集中が生じる。鋼構造骨組の耐力、塑性域での素材の違いによる力学的特性を適切に評価するためには、応力集中部での強度及び破壊性状について明らかにする必要がある。また、近年の構造部材に対する要求性能の多様化、製造技術の向上等により、極低降伏点鋼が開発され制振デバイス等に利用されるなど、特性の異なる様々の新素材が構造材として利用されつつある。こうした素材を特性に応じて適切に利

用していく上でも、切欠等の存在が素材の力学的特性に及ぼす影響を明らかにする必要がある。

既往の研究において、試験体の形状不連続が素材の強度に及ぼす影響を考察した研究は数多く報告されている。また、鋼種をパラメータに切欠効果を考察した研究も報告されている^{3)~14)}。しかし、その殆どの研究は切欠が強度に及ぼす影響を定性的に評価しているに留まっており、切欠効果を定量的に評価するには至っていない。また、素材特性の違いが切欠効果に及ぼす影響を相対的に考察した研究は少ない。

以上のことから本研究では、現在建築構造用鋼材として一般的に利用されている普通鋼をはじめ、高張力鋼、極低降伏点鋼、ステンレス鋼等を対象に、応力集中部を模擬した円周切欠を有する丸棒試験片を対象に引張試験を行い、切欠が各素材の強度及び破壊性状に及ぼす影響を把握する。また、実験では計測不可能な切欠底最小断面内の応力・歪状態を把握するために有限要素法解析を行い、断面内の弾性応力状態より求められる多軸性係数^{15)~17)}を用いることで切欠が強度に及ぼす影響を定量的に評価できることを示す。そして、対象素材の平滑素材引張試験より得られる素材特性及び切欠の幾何学的形状のみで、切欠が素材の強度に及ぼす影響を定量的に推定できる切欠材強度推定式の提案を行う。

* 名古屋工業大学大学院 大学院生・工修
(日本学術振興会特別研究員)

** 名古屋工業大学工学部社会開発工学科建築系 教授・工博

Graduate Student, Nagoya Institute of Technology, M. Eng.
(JSPS Research Fellow)

Prof., Dept. of Architecture, Nagoya Institute of Technology, Dr. Eng.

表1 機械的性質

素材名	σ_{y0} (N/mm ²)	σ_{u0} (N/mm ²)	ϵ_{y0} (%)	ϵ_{u0} (%)	E (N/mm ²)	ϕ_{T0} (%)	Elong. ₀ (%)	(S.C.E./E.E.) ₀
SN400B	256	436	0.121	21.8	2.12E+05	69.1	39.3	20.3
SN490B	343	518	0.165	18.3	2.08E+05	75.0	37.9	13.4
SS400	277	437	0.134	22.3	2.06E+05	69.2	40.3	18.2
SM490A	338	518	0.161	16.8	2.10E+05	72.5	37.7	12.7
TMCP355	366	520	0.172	16.4	2.13E+05	77.8	37.0	9.27
NKAH32	344	479	0.161	19.8	2.13E+05	72.0	38.3	12.9
NKDH32	333	477	0.156	17.4	2.13E+05	71.7	36.7	13.0
HT780	796	853	0.379	7.67	2.10E+05	74.5	25.2	0.878
LYP100-(1)	79	245	0.039	28.9	2.05E+05	91.9	55.3	47.9
LYP100-(2)	71	235	0.036	30.1	1.97E+05	93.2	62.4	62.4
SUS304	264	733	0.132	75.1	1.99E+05	69.0	72.7	61.5

SN400B,SN490B;建築構造用鋼材 SS400;一般構造用鋼材 SM490A;溶接構造用鋼材

TMCP355;TMCP鋼 NKAH32,NKDH32;造船用CLC高張力鋼 HT780;溶接構造用高張力鋼

LYP100;極低降伏点鋼 SUS304;オーステナイト系ステンレス鋼

 σ_{y0} :降伏応力度 σ_{u0} :最大応力度 ϵ_{y0} :降伏歪度($=\sigma_{y0}/E$) E:初期弾性剛性 ϵ_{u0} :最大応力度時の歪度 ϕ_{T0} :絞り Elongation₀:破断伸び S.C.E.₀:修正補エネルギー^[17]

2. 引張試験計画

本研究で対象とする素材を表1に示す。対象素材の公称応力-歪度関係を図1に示す。また、この応力-歪度関係より得られる各素材の機械的性質を表1に示す。HT780,LYP100,SUS304は明瞭な降伏棚を示さなかったため、SUS304については0.1%オフセット値^[16]を、HT780,LYP100は0.2%オフセット値を降伏応力度とした。また、他の素材は下位降伏点を降伏応力度とした。表1中の(S.C.E./E.E.)とは修正補エネルギー(S.C.E.)を弾性エネルギー(E.E.)で除した値であり、素材の塑性変形能力を示す指標である^[17]。なお、図1、表1の結果は後述するR=Infinity(2a=10(mm))の平滑材より得た結果である。

2-1. 切欠材引張試験計画

試験片形状は図2に示す平行部長さ40(mm)、最小断面直径10(mm)と平行部長さ30(mm)、最小断面直径14(mm)の円周切欠を有する丸棒試験片を用いて行う。切欠形状は切欠深さd、切欠半径R、最小断面直径2a及び切欠角度2θをパラメータに設定し、切欠深さd=0.5, 1.0, 2.0(mm)の3種類、切欠半径R=Infinity, 10.0, 2.0, 0.5, 0.25, 0.2(mm)の6種類、最小断面直径2a=10, 14(mm)の2種類、切欠角度2θ=0, 30(°)の2種類を設定した。図3に本研究で対象とした切欠形状の詳細を示す。表2-1,2に試験片リストを示す。

試験はMTS高精度試験機(最大容量250kN)を用いて行い、荷重(P)は試験機に内蔵されたロードセル、歪(ϵ)は試験片平行部に取り付けた変位計(標点間距離25mm)を用いて計測した。載荷速度はクロスヘッドの変位速度を試験片の平行部長さ(30, 40mm)で除した平均歪速度0.02(%/sec.)で行った。試験片総数は119体である。

3. 試験結果

図4-1,2にSN400B, SUS304の切欠深さd=1.0(mm)、最小断面直径2a=10(mm)を一定にし、切欠半径Rをパラメータとした時の公称応力-歪度関係を示す。ここで、公称応力度(σ)は荷重Pを試験片初期最小断面積 A_0 で除した値であり、公称歪度(ϵ)は試験片平行部に取り付けた変位計より求めた値である(以下、同定義)。降伏応力度は両素材共に切欠半径Rの減少に伴い上昇する。最大応力度はSN400Bでは降伏応力度と同様に切欠半径Rの減少に伴い上昇する。SUS304では切欠半径R=2.0(mm)までは上昇を示すが、それよりも小さい領域では平滑材とはほぼ同等の値を示す。

図1 各素材の公称応力-歪度関係

図2-1 引張試験片形状(平行部長さ40(mm),最小断面直径10(mm))

図2-2 引張試験片形状(平行部長さ30(mm),最小断面直径14(mm))

図3 試験片形状詳細

表2-1 試験片リスト(最小断面直径2a=10mm)

Material	R=∞	R=10.0	R=2.0	R=0.5	R=0.2
SN400B	●	○●●	○●●	○●●	○●●
SN490B	●	●	●	●	●
SS400	●	●	●	●	●
SM490A	●	●	●	●	●
TMCP355	●	○●●	○●●	○●●	○●●
NKAH32	●	●	●	●	●
NKDH32	●	●	●	●	●
HT780	●	○●●	○●●	○●●	○●●
LYP100-(1)	●	○●●	○●●	○●●	○●●
LYP100-(2)	●	●	●	●	●
SUS304	●	○●●	○●●	○●●	○●●

表2-2 試験片リスト(最小断面直径2a=14mm)

Material	R=∞	R=10.0	R=2.0	R=0.5	R=0.25
SN400B	●	●●	●●	●●	●
SN490B	●	●●	●●	●●	●
SS400	●	●	●	●	●
SM490A	●	●	●	●	●
HT780	●	●●	●●	●●	●

○: d=0.5(mm), ●: d=1.0(mm), ◎: d=2.0(mm)

図5にSN400Bの切欠半径 $R=2.0(\text{mm})$ 、最小断面直径 $2a=10(\text{mm})$ を一定にし、切欠深さ d をパラメータとした時の公称応力-歪度関係を示す。図に示すように、切欠深さ d の増加に伴い降伏応力度、最大応力度は共に上昇する。

図6に切欠材の降伏応力度(σ_y)と最大応力度(σ_u)を平滑材($R=\text{Infinity}$)の各特性値で無次元化した値と切欠半径の逆数($1/R$)の相関を示す。図に示すように、本研究で対象とした素材の降伏応力度、最大応力度はSN400Bと同様に、切欠半径 R の減少に伴い上昇する傾向を示し、SUS304の最大応力度の変化率(σ_u/σ_{u0})のみ傾向が異なる。図7には、切欠深さ $d=0.5, 2.0(\text{mm})$ の最大応力度変化率と切欠半径の逆数($1/R$)の相関を示す。図に示すように、切欠の影響により強度は上昇し、その傾向は切欠深さ d が大きいほど大きいことがわかる。また、SUS304のみが他の素材とは異なる傾向を示すことがわかる。降伏応力度変化率(σ_y/σ_{y0})については、本研究で対象とした全ての素材において同様の傾向を示し、SUS304を除く素材の各切欠深さに対応する最大応力度変化率と同様の傾向を示した。なお、図6,7に示す一点鎖線は試験片平行部(図3の2(a+d)部分)が最大応力度を迎える時の切欠底最小断面での応力上昇率を示している。この状態は試験片断面内の応力状態が飽和していると考えられ、これ以上の強度上昇は起こらないことになる。

図6,7に示すように、切欠による強度の上昇には頭打ちの現象が見られ、その現象は切欠深さ d が浅いほど、切欠半径 R が大きい段

階で現れている。切欠深さ $d=0.5(\text{mm})$ では、切欠半径 $R=2.0(\text{mm})$ 付近で強度上昇が頭打ちとなっており、その主な原因として試験片断面内の応力状態が飽和しているためと考えられる。また、切欠深さ $d=1.0(\text{mm})$ では、切欠半径 $R=0.5(\text{mm})$ 付近で強度上昇が頭打ちとなっており、切欠深さ $d=0.5(\text{mm})$ の時に考えられた原因とは別の新たな原因も関与していると考えられる。なお、切欠深さ $d=2.0(\text{mm})$ では、SUS304を除く素材で切欠半径 R が小さくなることで強度上昇が頭打ちになる現象は見られない。また、図6に示すように、切欠が強度に及ぼす影響は降伏応力度、最大応力度共に類似しており、切欠深さ $d=0.5, 2.0(\text{mm})$ においても同様の現象を確認している。

図8にSN400Bの切欠深さ $d=1.0(\text{mm})$ を一定にし、最小断面直径 $2a$ をパラメータとした時の降伏応力度・最大応力度上昇率と切欠半径の逆数($1/R$)の相関を示す。図に示すように、切欠により強度は上昇し、ある切欠形状以降からは強度上昇の頭打ちの現象を示す。最小断面直径 $2a$ が異なることで、強度上昇が頭打ちとなるレベルが異なることがわかる。

写真1にSN490Bの切欠深さ $d=1.0(\text{mm})$ 、最小断面直径 $2a=10(\text{mm})$ を一定にし、切欠半径 R をパラメータとした時の破断状況を示す。写真1に示すように、切欠半径 R が減少するに従い、変形は切欠底に集中し、切欠底表面に発生した亀裂がある程度進展した後に破断に至った。破壊性状は、最大耐力を迎える前に延性亀裂が先行する試験片では脆性的な破壊、延性亀裂発生前に最大耐力を迎える試験

図4-1 公称応力-歪度関係 (SN400B, $d=1.0(\text{mm})$, $2a=10(\text{mm})$)

図5 公称応力-歪度関係 (SN400B, $R=2.0(\text{mm})$, $2a=10(\text{mm})$)

図7 σ_u/σ_{u0} - $1/R$ 関係 ($d=0.5, 2.0(\text{mm})$, $2a=10(\text{mm})$)

図4-2 公称応力-歪度関係 (SUS304, $d=1.0(\text{mm})$, $2a=10(\text{mm})$)

図6 σ_y/σ_{y0} , σ_u/σ_{u0} - $1/R$ 関係 ($d=1.0(\text{mm})$, $2a=10(\text{mm})$)

図8 σ_y/σ_{y0} , σ_u/σ_{u0} - $1/R$ 関係 (SN400B, $d=1.0(\text{mm})$)

写真1 破断状況 (SN490B, d=1.0, 2a=10(mm))

写真2 破断状況

片では延性的な破壊を示し、写真1の破面状況からも切欠半径 $R=\infty$ と $R=0.2(\text{mm})$ では破面状況が異なることがわかる。本研究では写真1(a)に示すような破断を脆性的な破断と定義した。写真2にSUS304とLYP100の切欠半径 $R=0.2(\text{mm})$ 、切欠深さ $d=1.0(\text{mm})$ 、最小断面直径 $2a=10(\text{mm})$ の破断状況を示す。写真2に示すように、SUS304はSN材と同様に変形が切欠底に集中し、切欠底表面に発生した亀裂がある程度進展した後に破断に至った。しかし、LYP100は切欠底及び平行部にも変形が大きく表れ、切欠底に亀裂を確認することなく破断に至った。LYP100を除く素材では同様の破壊性状を示し、切欠半径 R の減少に伴い、破面状況から判断して、破壊性状は延性的な破壊から脆性的な破壊へと変化し、その事が一つの原因となつて、図6に示すように、切欠材の強度上昇が頭打ちになると考えられる。SUS304の破壊性状は他の鋼材と同様の傾向を示すにも関わらず、最大応力度の変化率において異なる傾向を示す。その原因として、他の鋼材は体心立方格子であるのに対し、SUS304の結晶構造が面心立方格子であるということに起因していると考えられる^{[16][18]}。

4. 有限要素法解析

切欠底を通る断面内部の応力とひずみの状態を実験で計測することは不可能であるので、有限要素法解析を用いて求める。使用した解析プログラムはMARC2000である。解析は試験片の対称性を利用して、平行部の1/4についてをモデル化して行う。図9に切欠半径 $R=2.0(\text{mm})$ の切欠試験片の要素分割の様子を示す。応力が集中す

図9 FEM解析における要素分割 ($R=2.0(\text{mm})$)

図10 実験値と解析値の対応 (SN400B, SN490B, HT780)

る切欠底付近の要素は細かく分割した。最小要素は $0.01(\text{mm})$ 四辺である。他の切欠形状についても同様に分割を行う。解析に使用した要素は4個の節点からなる四辺形軸対称要素である。境界条件は図9に示すように $x=0$ で x 方向変位が0、 $y=0$ で y 方向変位が0の条件である。荷重条件は $x=15, 20(\text{mm})$ の自由端に x 方向の一様な強制変位を漸増させたものである。材質は等方質で、Misesの降伏条件、等方硬化則及びPrandtl-Reussの流れ則に従うものとした。素材特性は図1に示す公称応力-公称歪度関係を真応力-真歪度関係に変換して利用した。なお、解析ではき裂の発生は考慮していない。

4-1. 解析結果

図10に切欠試験片 $R=2.0(\text{mm})$ 、切欠深さ $d=1.0(\text{mm})$ 、最小断面直径 $2a=10(\text{mm})$ の実験結果とFEM解析より得られた公称応力-歪度関係を示す。図に示すように、解析値は実験値と良い対応を示している。他の切欠形状、素材についても同様の結果が得られている。このことより、解析より得られる切欠底断面内の応力とひずみの状態も実験中の断面内状態と良い対応を示すと考えられる。

4-2. 多軸性係数 η

切欠底最小断面近傍の応力の多軸性が高いことは、強度の上昇、靱性の低下に大きく寄与するとされている^{[9][15]}。切欠形状に対応する応力分布より求められる多軸性係数^{[9][15]}をパラメータとして用いれば、異なる切欠形状についても強度の上昇を比較することが可能になると考えられる。本研究では、Davis^[9]らが提案した次式(1)で定義される応力三軸度を用いて任意点の多軸度を評価する。

$$\frac{3\sigma_m}{\sigma_{eq}} = \frac{\sqrt{2}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)}{\sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2}} \quad (1)$$

$$\text{ここで、} \sigma_m = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)/3 \quad (2)$$

$$\sigma_{eq} = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2} \quad (3)$$

$\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$: 主応力, σ_m : 平均垂直応力, σ_{eq} : Misesの相当応力
上式は平均垂直応力(σ_m)とMisesの相当応力(σ_{eq})との比であり、応力三軸度($3\sigma_m/\sigma_{eq}$)が大きな値を示すほど塑性変形進展に必要な応力増分が大きくなり、強度上昇に寄与すると考えられる。

切欠材の強度は最小断面全域の応力分布に対応するものであると考えられる。そこで本研究では、切欠底最小断面における応力三軸度($3\sigma_m/\sigma_{eq}$)の平均値をもって応力の多軸性係数 η と定義する^{[9][15]}。

$$\eta = \frac{1}{A} \int_A \left(\frac{3\sigma_m}{\sigma_{eq}} \right) dA \quad (4)$$

応力値としてどの変形段階のものを用いるかは重要である。各切欠形状に対応する多軸性係数を弾性応力分布より求めた場合、多軸性係数は材料定数であるポアソン比によってのみ決定される値とな

る。鋼材のポアソン比は $\nu=0.3$ と一定であるため、多軸性係数は切欠の形状によって決まる値となる。そこで、本研究では簡便性も考慮し、弾性応力分布より求められる多軸性係数 η を用いる。

4-3. 切欠底最小断面内の応力状態

図11(a),(b)に弾性解析より求めた切欠半径 R 、切欠深さ d 、最小断面直径 $2a$ 及び切欠角度 2θ が及ぼす影響を示す。図11(a)は縦軸に応力三軸度($3\sigma_m/\sigma_y$)、横軸に軸心からの距離 r (mm)をとり、その相関を示した図である。図11(a)に示すように、切欠半径 R の減少に伴い、応力三軸度の分布は大きくなり、その $peak$ は軸心から切欠底付近へと移動している。切欠深さ d に対して、切欠半径 R が小さい時には、切欠角度 2θ が断面内の応力状態に影響すると考えられる。そこで、切欠半径 $R=0.2$ (mm)の切欠角度 $2\theta=0^\circ$ (0.2-u)と 30° (0.2-v)の解析結果を考察する。その応力三軸度分布に違いはなく、本研究の範囲では切欠角度 2θ の影響はほとんど無いといえる。図11(b)は縦軸に応力三軸度($3\sigma_m/\sigma_y$)、横軸に軸心からの距離 r (mm)を最小断面半径 a (mm)で除した値をとり、その相関を示した図である。図11(b)に示すように、切欠深さ d が深くなるほど、応力三軸度分布は大きくなり、軸心付近においてもその影響が大きく表れている。また、最小断面直径 $2a$ の影響は応力三軸度の $peak$ 値には大きな影響を与えないが、軸心付近の応力状態に影響を与えることがわかる。表3に切欠形状の違いによる多軸性係数 η を示す。多軸性係数 η は $R=\text{Infinity}$ の時 $\eta=1.00$ を示し、切欠半径 R の減少、切欠深さ d の増加、最小断面直径 $2a$ の減少に伴い大きい値を示す。

5. 切欠強度評価

5-1. 多軸性係数 η を用いた評価

Agoginoは多軸性係数 η を用いて切欠弱さを予測することを目的とした研究を行っている^[15]。Agoginoは切欠材の絞り値と平滑材の絞り値を多軸性係数 η で除した値との間に次式(5)が成立するとし、

$$\varphi_{TN} \equiv \frac{\varphi_T}{\eta} \quad (5)$$

ここで、 φ_{TN} : 切欠底最小断面の絞り値、 φ_T : 平滑材の絞り値

η : 切欠形状に対応する多軸性係数

$\varphi_T/\eta < 10$ (%)では切欠強化、 $\varphi_T/\eta > 20$ (%)では切欠強化、 $10 < \varphi_T/\eta < 20$ (%)では両者の混在があることを示した。

図12は本研究で対象とした素材の φ_{TN} と φ_T/η の関係を示した図である。なお、図中のプロットは最小断面直径 $2a=10$ (mm)の試験片を対象としている。図に示すように、LYP100を除く素材では式(5)で表現される傾向を見ることができ、LYP100は切欠による絞

(a) R の影響

(b) d と $2a$ の影響

図11 応力三軸度分布 (弾性解析結果)

表3 多軸性係数 η

d(mm)	2a(mm)	R=∞	R=10	R=2.0	R=0.5	R=0.25	R=0.2
d=0.5	10.0	1.00	1.22	1.37	1.50	-	1.58
	10.0	1.00	1.30	1.66	1.99	-	2.17
d=1.0	14.0	1.00	1.30	1.54	1.75	1.84	-
	10.0	1.00	1.37	2.10	2.87	-	3.26
	14.0	1.00	1.41	1.96	2.44	-	-

$\nu=0.3$

り値の低下は殆どなく、切欠依存性の低い素材であることがわかる。しかし、写真1に示したように、切欠底表面に延性き裂が発生した後に破断に至った試験片では、その絞り値を正確に計測することは不可能なので、この図は一つの傾向を捉えるのに有効な図であると考えた方がよい。なお、延性き裂が先行して破断した試験片の絞りは延性き裂を含めた破面より求められる面積を用いて求めた。

図13は図12で対象とした切欠材の最大応力度上昇率(σ_y/σ_{y0})と平滑材の絞り値(φ_T)を多軸性係数(η)で除した値(φ_T/η)との相関を示した図である。本研究で対象とした素材及び切欠形状は $\varphi_T/\eta > 20$ (%)の領域にすべて存在するが、すべての素材において切欠強化現象を示すわけではなく、SUS304では切欠強化現象を示す領域が存在する。SUS304のみ他の鋼材と異なる性状を示した原因として、3章でも述べたように結晶構造の違いが考えられ、SUS304は他の鋼材とは異なる切欠強化から切欠弱さに転ずる φ_T/η の領域が存在する。

5-2. 多軸性係数 η を用いた強度推定手法の提案

ここでは切欠強化現象のみを対象とし、切欠強化現象を示したSUS304については対象外とする。図13に示したように φ_T/η の低下、つまり多軸性係数 η の上昇に伴う最大応力度の上昇率はどの素材においても線形的に上昇している傾向を見ることができる。

図14,15はTMCP355を例にとり、その降伏応力度上昇率(σ_y/σ_{y0})、最大応力度上昇率(σ_u/σ_{u0})と多軸性係数 η の逆数($1/\eta$)との相関を示した図である。図に示すように、多軸性係数 η の上昇に伴い、降伏応力度、最大応力度の上昇率は線形的に増加している。また同様に、図16に本研究で対象とした400N/mm²級鋼材の円周切欠丸棒試験片と文献[13]で報告されている平板試験片の実験結果をあわせて示す。図に示すように、最大応力度の上昇率は多軸性係数 η の増加に伴い線形的に増加しており、多軸性係数 η が試験片形状に依存しない有効な指標であることがわかる。本研究で対象とした他の素材についても同様の傾向を示した。図中に示す回帰直線より、切欠材の降伏応力度、最大応力度の推定式はそれぞれ次式(6),(7)で数式表示できる。式(6),(7)は切欠材強度推定式となる。

$$\sigma_y = \sigma_{y0} + A \cdot \left(1 - \frac{1}{\eta}\right) \quad (6)$$

図12 φ_{TN} - φ_T/η 関係
(最小断面直径 $2a=10$ (mm))

図13 σ_u/σ_{u0} - φ_T/η 関係
(最小断面直径 $2a=10$ (mm))

$$\sigma_n = \sigma_{n0} + B \cdot \left(1 - \frac{1}{\eta}\right) \quad (7)$$

ここで、A, B は材料定数

表4に材料定数A, Bを示す。式(6), (7)に含まれるA, Bは切欠形状に伴う各素材の応力増分量を示す定数となる。

切欠材強度推定式(6), (7)は、多軸性係数 η が増加するほど、つまり、切欠が鋭くなるほど、強度が上昇することを示す。しかし、3章でも示したように、強度上昇には頭打ちの現象が見られたため、切欠材強度推定式にもそのことを考慮する必要がある。次節5-3で切欠材での延性き裂発生と最大応力度の関係について考察を行う。

5-3. 延性き裂発生条件式を用いた考察

桑村ら^{[7][8][10]}は、切欠底に延性き裂が発生する条件式(8)を提案し、

$$\sqrt{e} \cdot e_u \cdot (\sigma_m / \sigma_{eq})_{peak} = \alpha \quad \alpha = 1.0 \quad (8)$$

ここで、 e : 切欠底を通る断面の平均真ひずみ

e_u : 平滑材より得られる最大応力度時の真ひずみ

$(\sigma_m / \sigma_{eq})_{peak}$: 切欠底を通る断面内の応力三軸度のpeak値

切欠底表面から延性き裂が発生することで、強度の上昇が頭打ちになることを示した。図17はSN400Bを例にとり、弾塑性解析より求めた各切欠形状に対応する応力三軸度曲線^[10]を示している。図中の●は図9に示すA点の変位量より求められる歪度が実験値の最大応力度時の歪度(ϵ_u)に到達した時の解析値と対応している。

図18はSN400Bを例にとり、図17に示した方法を用いて求めた最大応力度時の歪度(ϵ_u)に対応する解析値と、式(8)で表現される延性き裂発生限界曲線の対応を示した図である。図中には文献[10]で示されている実験結果を最も安全側で評価した場合の $\alpha=0.9$ も同時に示した。図中の限界曲線より上部(グレー部分)は最大応力度よりも延性き裂が先行して発生する領域となる。図より切欠の影響が大きい切欠形状ほど早期に延性亀裂が発生することになる。切欠深さ $d=0.5(\text{mm})$ では、最大応力度が先行して現れていることから、3章でも述べたように、断面内の応力状態が飽和したことで、最大耐力を迎えたと考えられる。また、切欠深さ $d=1.0(\text{mm})$ では、切欠半径 $R=0.5(\text{mm})$ で延性き裂発生と最大耐力をほぼ同時に迎えており、図6に示すように、強度上昇も切欠半径 $R=0.5(\text{mm})$ を境に頭打ちの現象が表れる。しかし、切欠深さ $d=2.0(\text{mm})$ では、延性き裂が先行して発生するにも関わらず、図7に示したように、強度上昇に頭打ちの現象が見られない。強度に切欠が及ぼす影響には、試験片平行部の影響も大きいと考えられ、単純には延性き裂発生をもって強度上昇が頭打ちになるとは考えられない。今後、延性亀裂発生条件も含めた破壊性状と強度の相関について考察する必要がある。

5-4. 強度停留現象を考慮した強度推定式の提案

前節で示したように、切欠底での延性き裂発生をもって切欠材の強度上昇が頭打ちになる現象を十分には把握することはできなかった。そこで、本研究では研究の範囲の実験則として、各切欠深さ d に対応する強度上昇領域と強度停留領域を提案する。図19は提案方法のモデル図である。切欠材強度推定式(6), (7)と図6, 7から得られる各素材の停留強度が交差する点が切欠材強度上昇と停留領域の境界($1/\eta_l$)となる。ここで、 η_l を切欠に伴う強度上昇の限界域、限界多軸性係数と定義する。図6, 7に示したように、切欠材の強度上昇が頭打ちとなる領域は切欠深さによって異なり、素材特性の違い

表4 材料定数 A, B

Material	SN400B	SN490B	SS400	SM490A	TMCP355	NKAH32
A	218	264	180	215	327	214
B	275	353	279	323	415	298

Material	NKDH32	HT780	LYP100-(1)	LYP100-(2)	SUS304	単位
A	227	582	70	56	179	(N/mm ²)
B	282	625	204	169	169	

図14 $\sigma_y / \sigma_{y0} - 1/\eta$ 関係 (TMCP355)

図15 $\sigma_u / \sigma_{u0} - 1/\eta$ 関係 (TMCP355)

図16 $\sigma_u / \sigma_{u0} - 1/\eta$ 関係 (400N/mm² 鋼)

図17 応力三軸度曲線 (SN400B)

図18 延性き裂限界曲線と解析値

図19 境界決定方法

に殆ど影響されていない。表5に得られた境界($1/\eta_l$)、限界多軸性係数 η_l を示す。なお、切欠深さ $d=2.0(\text{mm})$ については、最小断面直径 $2a=10, 14(\text{mm})$ 共に強度が停留する現象を示さなかったため境界を見極めることは出来なかった。3章で述べたように、降伏応力度上昇率と最大応力度上昇率は同様の傾向を示すため、限界多軸性係数 η_l は同等の値を用いることとする。

図20は限界多軸性係数 η_l が切欠形状に応じて線形的に変化すると仮定した場合の表5に示す座標を通る境界平面である。この図より切欠形状に対応する限界多軸性係数 η_l を求めることが出来る。境界平面は次式(9)で数式表示できる。

$$\eta_l = \max\{1.0, 1.69 + 1.14 \cdot (d) - 0.0870 \cdot (2a)\} \quad (9)$$

But if $d=0.0$ $\eta_l=1.00$

式(9)から実験から得ることが出来なかった切欠深さ $d=2.0(\text{mm})$ の最小断面直径 $2a=10, 14(\text{mm})$ に対応する限界多軸性係数 η_l を求めると、それぞれ $\eta_l=3.10, 2.76$ となり、表3に示すように最小断面直

表5 境界多軸性係数 η_i

2a(mm)	d(mm)	$1/\eta_i$	η_i
10	0.5	0.72	1.39
	1.0	0.51	1.96
	2.0	-	-
14	0.5	-	-
	1.0	0.62	1.61
	2.0	-	-

図20 境界平面

径 $2a=10(\text{mm})$ ではちょうど境界域、最小断面直径 $2a=14(\text{mm})$ ではより鋭い切欠形状であることがわかる。

切欠強度停留現象に寸法効果がないと仮定すると、最小断面直径 $2a$ と切欠深さ d は独立には現れず、 $(2a/d)$ に示す比の関係で式が導かれることになる。表5に示す値を最小二乗法を用いて回帰を行うと、次式(10)が得られる(相関係数 $R=0.99$)。

$$\eta_i = \left[1 / \{ 0.314 + 0.0207 \cdot (2a/d) \} \right] \quad (10)$$

式(10)を用いて、最小断面直径 $2a=10(\text{mm})$ 、切欠深さ $d=2.0(\text{mm})$ の境界多軸性係数 η_i を求めると $\eta_i=2.40$ となる。この切欠形状の多軸性係数 η は表3に示すように、 $\eta=3.26$ と境界値より大きい値を示すにも関わらず、図7に示すように強度の停留現象は現れていない。つまり、実験結果との整合性を考えると、強度の停留現象には寸法効果があると考えられる。

切欠に伴う強度上昇域と強度度停留域を考慮することで、5-2節で提案した切欠材強度推定式は次式(6),(7),(11),(12)となる。

$1.00 \leq \eta \leq \eta_i$ では、

式(6),(7)

$\eta_i \leq \eta$ では、

$$\sigma_y = \sigma_{y0} + A \cdot \left(1 - \frac{1}{\eta_i} \right) \quad (11)$$

$$\sigma_u = \sigma_{u0} + B \cdot \left(1 - \frac{1}{\eta_i} \right) \quad (12)$$

5-5. 素材特性を考慮した強度推定式の提案

切欠材強度推定式に含まれる材料定数 A, B が素材の違いによる切欠感受性の違いを示していると考えられる。そこで、材料定数 A, B と最も簡便な平滑素材引張試験より得られる素材特性との相関を考察する。図21は材料定数 A と降伏応力度(σ_{y0})、図22は材料定数 B と $(S.C.E./E.E.)_0$ の相関を示した図である。図21に示すように、切欠による降伏応力度の上昇は素材の降伏応力度と良い相関を示し、降伏応力度の大きい素材ほど大きい値を示す。また、図22に示すように、切欠による最大応力度の上昇は塑性変形能力を示す指標

図21 $A-\sigma_{y0}$ 関係 図22 $B-(S.C.E./E.E.)_0$ 関係

$(S.C.E./E.E.)_0$ と良い相関を示し、塑性変形能力に乏しい素材ほど大きい値を示すことがわかる。図中のプロットは実験値、実線は回帰線を示している。回帰線はそれぞれ次式(13),(14)で数式表示する。

$$A = 0.729 \cdot (\sigma_{y0}) \quad (13)$$

$$B = 597 - 103 \cdot \ln((S.C.E./E.E.)_0) \quad (14)$$

式(13),(14)は材料定数 A, B の推定式となる。解析より求めた多軸性係数 η 、切欠材強度推定式(6),(7),(9),(11),(12)、材料定数推定式(13),(14)を用いることで、切欠に伴う強度の上昇を定量的に評価することが可能となる。

5-6. 提案式を用いた推定結果

図23,24は前記した推定手法を用いた推定結果である。図には文献[8]で報告されている最小断面直径をパラメータにした実験結果も同時に示している。図からわかるように、提案した切欠材強度推定手法は実験値をよい精度で推定できている。本提案手法が推定手法として妥当であると言える。

6. 多軸性係数 η の評価

切欠に伴い強度の上昇を評価する上で有効であった多軸性係数 η はFEM解析より求めていた値であった。そこで、本章では切欠材の幾何学的形状と多軸性係数 η との相関を考察する。解析パラメータには最小断面直径 $2a=10(\text{mm})$ の0.5倍、1.5倍、2.0倍、5.0倍の寸法を新たに追加した。また、寸法効果を考察するために、切欠半径 R 及び最小断面直径 $2a$ が切欠深さ d に比例するモデルについても解析を行った。解析ケース及び解析より得られる多軸性係数 η を表6-1,2に示す。表6-2に示すように、切欠半径 R 及び最小断面直径 $2a$ が切欠深さ d に比例する比例試験片では、得られる結果に相違はなく、多軸性係数 η には寸法効果が無いことがわかる。このことは、式(9)で定義される領域以下、つまり強度上昇領域では、寸法効果はないことを意味するが、文献[8]の実験結果からも切欠材に寸法

表6-1 多軸性係数 η (最小断面直径パラメータ)

d(mm)	2a(mm)	R=∞	R=10	R=2.0	R=0.5	R=0.2
1.0	5	1.00	1.19	1.73	2.49	2.97
1.0	10	1.00	1.30	1.66	1.99	2.17
1.0	15	1.00	1.30	1.53	1.72	1.82
1.0	20	1.00	1.27	1.42	1.55	1.62
1.0	50	1.00	1.20	1.24	1.28	1.30

表6-2 多軸性係数 η (比例試験片モデル)

d(mm)	2a(mm)	R=d/5	R=d/2	R=2d	R=10d
0.5	5.00	-	-	1.66	1.30
1.0	10.0	2.17	1.99	1.66	1.30
2.0	20.0	2.13	1.95	1.63	-

$v=0.3 \quad (2a, R \propto d)$

図23 推定精度 (σ_y) 図24 推定精度 (σ_u)

効果はないことが明らかにされており、ここで、得られた結果が妥当であることを裏付けるものと考えられる。

図25に表6-1に示した多軸性係数 η と切欠半径 R との相関を示す。図に示すように、多軸性係数 η は $\ln(R)$ の増加に伴い線形的に減少し、その勾配は最小断面直径 $2a$ の減少に伴って大きくなっている。図中の回帰線は次式(15)で数式表示できる。

$$\eta = s - r \cdot \ln(R) \quad (15)$$

ここで、 s, r : 形状係数

式(15)に含まれる形状係数 s, r を表7に示す。式(15)は多軸性係数 η を推定する推定式となる。図26に形状係数 s, r と最小断面直径 $2a$ の相関を示す。図が示すように、両者は良い相関を示し、図中の回帰線はそれぞれ次式(16),(17)で数式表示できる。

$$s = 3.154 \cdot (2a)^{(-0.2412)} \quad (16)$$

$$r = 3.789 \cdot (2a)^{(-1.257)} \quad (17)$$

式(16),(17)は形状係数 s, r の推定式となる。先に示したように、多軸性係数 η には寸法効果が無いことから、式(15),(16),(17)に切欠深さ d を考慮することで、式中の (R) は (R/d) 、 $(2a)$ は $(2a/d)$ へと拡張することが可能となる。以上より、解析より求めていた多軸性係数 η が次式(18)より、切欠の幾何学的形状によって推定可能となる。

$$\eta = 3.154 \cdot \left(\frac{2a}{d}\right)^{(-0.2412)} - \left\{ 3.789 \cdot \left(\frac{2a}{d}\right)^{(-1.257)} \right\} \cdot \ln\left(\frac{R}{d}\right) \quad (18)$$

図27に式(18)を用いた推定結果を示す。図に示すように、切欠の幾何学的形状より多軸性係数 η は十分な精度で推定出来ており、式(18)は推定式として十分な精度が確保できる。

7. 結論

本研究では、全10種類の金属系素材を対象に、応力集中を模擬した試験片を対象に引張試験及びFEM解析を行い、以下のことを明らかにした。

- (1) 切欠材の強度は切欠半径が小さくなるほど上昇する傾向を示すが、切欠半径が小さくなると、切欠底表面からの延性き裂発生に伴う破壊性状の変化、或いは試験片断面内の応力状態が飽和するため、強度の上昇が頭打ちとなる。
- (2) 切欠の強度への影響はSUS304を除く素材では同様の傾向を示したが、SUS304のみ異なった傾向を示した。その原因として、SUS304の結晶構造が考えられる。
- (3) 切欠が強度に及ぼす影響を定量的に評価する上で、多軸性係数 η は有効な指標である。
- (4) 切欠に伴う強度上昇の停留現象を考慮した切欠材強度推定式を提案した。また、寸法効果を受けない強度上昇領域と寸法効果を受ける強度停留領域の提案を行った。
- (5) 解析より求めていた多軸性係数 η が切欠の幾何学的形状より推定可能であることを示し、多軸性係数推定式を提案した。

謝辞

本研究で対象とした素材は新日本製鐵株式会社より提供していただきました。また、本研究の一部は中部電力株式会社との共同研究であります。付して感謝いたします。また、本論文の第一筆者は日本学術振興会特別研究員である。ここに記して感謝の意を表します。

図25 η - R 関係

図26 s, r - $2a$ 関係

表7 形状係数 s, r

$2a(\text{mm})$	s	r
5	2.177	0.4593
10	1.820	0.2244
15	1.617	0.1336
20	1.481	0.09022
50	1.260	0.02604

図27 η の推定結果

参考文献

- [1] 日本建築学会近畿支部鉄骨構造部会:1995年兵庫県南部地震鉄骨構造建築物被害調査報告書, 1995. 5
- [2] 日本建築学会・構造委員会:鉄骨の破断現象はどこまで解明されたか、当面の対策資料, 2000年度日本建築学会大会(東北)パネディスカッション資料, 2000. 9
- [3] 加藤勉、青木博文、難波恒夫、佐藤亘宏:変断面材の変形能力と素材の力学的特性に関する実験(I. 鋼種・部材形状について)・(II. ひずみ速度の影響), 日本建築学会大会学術講演梗概集(北海道), pp1181-1184, 1978. 9
- [4] 佐野義一、西谷弘信:切欠を有する球状黒鉛鋳鉄の引張破断条件, 日本機械学会論文集(A編), 51巻461号, 1980. 1
- [5] 藤本盛久、難波恒夫:高速変形を受ける鋼材部の変形能力に関する実験, 日本建築学会大会学術講演梗概集(近畿), pp1129-1130, 1980. 9
- [6] 桑村仁、前田孝一:高速引張載荷における低YR高張力鋼の機械的性質, 日本建築学会大会学術講演梗概集(近畿), pp1037-1038, 1989. 10
- [7] 桑村仁、秋山宏:延性き裂発生ひずみに及ぼす冷間塑性加工の影響, 日本建築学会構造系論文報告集, No. 454, pp171-178, 1993. 10
- [8] 桑村仁、秋山宏:延性き裂発生ひずみに及ぼす寸法の影響, 日本建築学会構造系論文報告集, No. 458, pp119-125, 1994. 4
- [9] 間島保、谷井勇一、安藤義治、伊藤操:切欠引張強さと最小断面の応力の多軸性(切欠引張強さの増加法), 日本機械学会論文集(A編), 61巻590号, 1995. 10
- [10] 桑村仁、山本恵市:延三軸応力状態における構造用鋼材の延性き裂発生条件, 日本建築学会構造系論文報告集, No. 477, pp129-135, 1995. 11
- [11] 見波進:鋼材の応力歪関係の温度歪速度依存性と脆性延性破壊遷移, 日本建築学会大会学術講演梗概集(中国), pp323-324, 1999. 9
- [12] 鈴木敏郎、五十嵐規矩夫、金子洋文、瀬戸康平:鋼材の引張性状に及ぼす断面高速の影響に関する基礎的研究, 日本建築学会大会学術講演梗概集(東北), pp407-408, 2000. 9
- [13] 山崎真司、見波進、島津辰也、石井大吾:変断面材の力学特性に関する実験的研究(その1)実験概要と実験結果・(その2)最大強度上昇率および荷重変形関係, 日本建築学会大会学術講演梗概集(東北), pp409-412, 2000. 9
- [14] 山崎真司、見波進、石井大吾:変断面材の力学特性に関する実験的研究(その3)有限要素法解析による検討, 日本建築学会大会学術講演梗概集(関東), pp707-708, 2001. 9
- [15] Agogino, A.M.: Notch Effects, Stress State, and Ductility, Trans. ASME, J. Eng. Mater. Technol., vol.100, pp348-355, 1978. 10
- [16] ステンレス建築構造設計施工規準作成委員会:ステンレス建築構造設計施工規準・同解説, ステンレス構造建築協会, 1995. 7
- [17] 小野徹郎、佐藤篤司:金属系素材の応力-歪度関係の定式化, 日本建築学会構造系論文集, 第532号, pp177-184, 2000. 6
- [18] RICHARD W. HERTZBERG: DEFORMATION AND FRACTURE OF ENGINEERING MATERIALS SECOND EDITION, JOHN WILEY & SONS, 1983
- [19] Davis, E.A., and Connely, F.M.: Stress Distribution and Plastic Deformation in Rotating Cylinders of Strain Hardening Materials, ASME J. of Applied Mechanics, Vol.26, pp25-30, 1959.3

(2002年6月10日原稿受理, 2003年1月23日採用決定)