高強度熱延鋼板の打ち抜き端面における 塑性歪勾配下でのき裂進展挙動の予測

高橋 雄三^{1,3)*}・河野 治¹⁾・潮田 浩作^{2,3)}・栗飯原 周二⁴⁾

Prediction of Crack Growth under Plastic Strain Gradient beneath Pierced Edge of Hot-rolled High-strength Steel Sheets

Yuzo TAKAHASHI, Osamu KAWANO, Kohsaku USHIOKA and Shuji AIHARA

Synopsis : In order to clarify the dominant factors controlling stretch flange ability of hot-rolled high-strength steel sheets, a model to predict crack growth under plastic strain gradient beneath pierced edge was constructed based on fracture mechanics. The model predicts crack growth by equating crack growth driving force J_{app} which is numerically calculated, and crack growth resistance J_{mat} which is obtained by estimating strain distribution under pierced edge introduced by piercing and has taken into consideration the influence of pre-strain on crack growth resistance. The model could predict actual crack growth on pierced edge at acceptable accuracy. The calculation using the model suggests that stretch flange ability of high-strength steel sheets can be improved by raising crack growth resistance of the material, or reducing strain due to piercing.

Key words : hot rolled high tensile strength steel; stretch flange ability; fracture mechanics; J integral.

1. 緒言

近年、自動車の軽量化、衝突安全の確保等に向け、高強度鋼板が多く用いられるようになってきている。高強度鋼板の適用の障害となっているのはそのプレス成形性が劣る点である。プレス成形性は、張り出し性、深絞り性、伸びフランジ性、曲げ性等からなる¹⁾が、アーム等の足回り部品の成形には、伸びフランジ成形性が求められる場合が多い。

伸びフランジ成形とは鋼板の端面に引張歪を与える成形である。せん断加工などで端面を形成する時に生じる応力の勾配が小さくネッキングが割れの原因となる場合²⁾を除くと、その成形限界は端面のき裂進展挙動により定まるものと考えられる。この成形限界は「打ち抜き穴広げ試験」により求められる「限界打ち抜き穴広げ率 λ_c 」により評価され、「打ち抜き穴広げ性」とも呼ばれる。

打ち抜き穴広げ性には、製造まま(無歪)の素材の絞り値といった素材特性の影響と打ち抜きにより導入された打ち抜き端面の塑性歪の影響があることが知られている³⁾。

著者らは、高強度熱延鋼板の打ち抜き穴広げ性の改善に向け、その支配メカニズムの解明を目的として、打ち抜き端面でのき裂進展挙動の詳細な観察と破壊力学に基づいた

考察を前報にて行い⁴⁾、以下のような結論を得た。

打ち抜き穴広げ試験での端面き裂の進展は、打ち抜きによる塑性歪勾配下での打ち抜き端面上のき裂進展である。それは、初期の「塑性歪勾配が存在する端面直下の浅い領域での安定的なき裂の進展」とその後の「打ち抜き塑性歪勾配がないより深い領域での不安定破壊的なき裂の急速進展」の2段階からなり、打ち抜き穴広げ性は後者の急速進展により特徴づけられる。更に、打ち抜き穴広げ性を特徴づける後者の不安定破壊的なき裂の急速進展は、破壊力学的な原理に基づけば、端面におけるき裂進展に対する破壊力学的な素材の抵抗とき裂進展駆動力のバランスで定まるが、素材の強度レベルが同じ(即ちき裂進展駆動力 J_{app} がほぼ同じ)で、かつ端面の打ち抜きによる塑性歪勾配も同じ場合では、急速進展の発生条件(即ち、限界打ち抜き穴広げ率 λ_c)はき裂進展開始に対する破壊力学的な抵抗に依存する。

以上の知見から、打ち抜き穴広げ性に対する素材特性や打ち抜き端面の塑性歪の影響は、素材特性(き裂進展に対する抵抗)や打ち抜き端面の塑性歪の勾配が、き裂進展挙動、特に不安定破壊的なき裂進展の開始に及ぼす影響と捉える事ができるものと考えられる。

平成24年11月14日受付 平成25年3月15日受理 (Received on Nov. 14, 2012; Accepted on Mar. 15, 2013)

1) 新日鐵住金(株) 技術開発本部大分技術研究部 (Oita R&D Lab., Technical Research & Development Bureau, Nippon Steel & Sumitomo Metal Corporation, 1 Oaza Nishinosu Oita 870-0992)

2) 新日鐵住金(株) 技術開発本部 (Technical Research & Development Bureau, Nippon Steel & Sumitomo Metal Corporation)

3) 金沢大学自然科学研究科 (Graduate School of Natural Science and Technology, Kanazawa University)

4) 東京大学大学院工学系研究科 (Graduate School of Engineering, The University of Tokyo)

* Corresponding author : E-mail : takahashi.k9e.yuzo@jp.nssmc.com

DOI : <http://dx.doi.org/10.2355/tetsutohagane.99.484>

このように打ち抜き端面でのき裂の進展挙動を破壊力学的な現象と捉えた場合、次のように打ち抜き穴広げ性を定量的に推定可能と考えられる。すなわち、打ち抜き起因の塑性歪の影響を考慮したき裂進展抵抗と端面でのき裂進展駆動力 J_{app} とのバランスから不安定破壊的なき裂の進展の開始を予測することにより、限界打ち抜き穴広げ率 λ_c を予測可能と考えられる。しかし、従来の研究においては、このような破壊力学的な観点から、打ち抜き端面の穴広げ性を定量的に予測するモデルの構築を試みた例は無い。

本報においては、高強度熱延鋼板の打ち抜き穴広げ性の支配要因をより明確とすることを目的として、高強度熱延鋼板を供試鋼として破壊力学的な視点からき裂進展駆動力およびき裂進展抵抗を導出し、打ち抜きによる塑性歪勾配が存在する打ち抜き端面でのき裂の進展挙動の予測を試みた。

2. 実験方法

2.1 供試鋼

Table 1に本研究に用いた供試鋼⁵⁾を示す。Steel Aは、板厚が2.9mm、引張強度TSが793MPa、降伏強度YSが705MPaの高強度熱延鋼板であり、金属組織としてはフェライトとベイナイトよりなっており、ベイナイトの占積率は80%である。微細なTiCによるフェライトの析出強化を図っており比較的均一な硬さを有する鋼である。一方、Steel Bは、板厚が2.6mm、引張強度TSが861MPa、降伏強度YSが584MPaの高強度熱延鋼板であり、金属組織としては主相のフェライトと硬質第二相のマルテンサイト、ベイナイトよりなっており、マルテンサイト、ベイナイトの占積率はそれぞれ10%である。

ここで、引張強度TS、降伏強度YSは圧延直角方向のJIS5号引張試験片を準備し2枚の試験片を用いて10mm/minの速度で引張試験を実施した結果である。また、限界打ち抜き穴広げ率 λ_c は、次のように評価した。Fig.1に示す150mm×150mmの試験片の中央部に直径(d_0)が

Table 1. Steels studied.

	Yield Strength (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Total Elongation (%)	Flow Stress σ_0 (MPa)	Yield Strain ϵ_y	Work hardening exponent	Limiting Hole Expansion Ratio λ (%)	Thickness (mm)
Steel A	705	793	17	749	0.0033	0.09	60	2.9
Steel B	584	861	23	722	0.0028	0.12	40	2.6

Fig. 1. Procedure of hole expansion test.

10mmである打ち抜き穴を、クリアランスを板厚の12.5%とした条件で開け、次に試験片をダイと鉋押えの間に挟み荷重30kNで固定し、打ち抜きと同じ方向から頂角60度の円錐パンチを押し込んだ。その際、端面上のき裂が板厚方向に貫通したことが目視で確認された時点の穴径 d の初期穴径 d_0 に対する拡大率 $((d - d_0) / d_0 \times 100 (\%))$ を測定することにより限界打ち抜き穴広げ率 λ_c を求めた。Table 1中の λ は4~7枚の試験片の平均値である。

2.2 打ち抜き端面き裂の進展挙動調査

破壊力学に基づいて打ち抜き端面におけるき裂進展を予測し、またその検証に用いるため、打ち抜き端面でのき裂進展挙動を以下のように評価した。Fig.2に示すように、同じ材料毎に複数の穴広げ試験片を準備し、打ち抜きクリアランスを12.5%として10mmφの打ち抜き穴を開けた後、試験片毎に異なる穴径拡大率まで初期穴を拡張した。次に全ての試験片を対象に大気中で250℃×30分の熱処理を行い、酸化着色を施し、その後、穴の拡張を強制的に行ってき裂を開口させ、酸化着色部(即ち初めの穴広げ成形で生じたき裂面)を観察した。そして、試験片毎に、酸化着色された部分の初期穴半径方向深さの全板厚内での最大値をき裂進展量として測り、材料毎に穴径拡大率とき裂進展量の関係を調査した。ここで、き裂進展量は、打ち抜き端面の断面における板厚方向の全位置でき裂が最も深く進展した位置をき裂深さとした。

最も深いき裂ほど応力集中が大きいき裂の成長も早いと考えられることから、初めの拡張の段階で最も深いき裂が酸化着色後に最も早く成長するものと考えられた。したがって、酸化着色後の拡張の段階で最も大きく開口したき裂が、初めの拡張の段階で最も深く成長していたき裂であると考えられる。また、最も早く成長するき裂が打ち抜き穴広げ性を決定するき裂であると考えられるので、本報告では、最後の段階で最も深く成長していたき裂の成長に注目して評価した。

また、この初めの拡張後の最大深さのき裂は、本試験では全て圧延方向の端面に存在したため、以下で述べる端面の打ち抜きによる歪の推定、き裂進展抵抗の評価は圧延方向の断面にて行った。

2.3 打ち抜き端面性状および硬さ分布の調査

打ち抜き端面のき裂進展予測を行うには、打ち抜き端面での塑性歪勾配を推定する必要がある。本報においては、打ち抜き端面の硬さ分布を評価し、一方では所定の予歪を

Fig. 2. Method of observing crack growth on pierced edge.

入れた素材の硬さを測ることにより、打ち抜き端面での塑性歪（以下 ϵ_{pl} と称する）の勾配を推定した。

打ち抜き端面の硬さ分布は、供試鋼に打ち抜き穴広げ試験と同じ条件（クリアランス＝12.5%）で打ち抜き穴を開けた後（Fig.1）、圧延方向の断面を埋め込み、板厚の1/4t部、1/2t部、3/4t部にて端面からの距離を0.2～2.0mmの間で変えて荷重9.8Nでビッカース硬さ測定を行い、評価した。

また、打ち抜き端面の性状を評価するため、破断面のSEM観察、および板面平行な断面を埋め込みその断面形状の観察を行った。断面形状の観察は、打ち抜き穴広げ試験ではき裂はバリ（Burr）側より発生するが多いことを考慮し、鋼板のバリ側より0.2mmの位置で行った。

2・4 予歪材の硬さの測定

Fig.3に示す引張試験片またはR付き引張試験片にて⁵⁾、試験片の平行部またはR部に圧延直角方向に7%、20%の引張予歪（相当塑性歪、以下 ϵ_{pre} と称する）を与え、圧延方向断面での硬さ測定を荷重9.8Nで行い、 ϵ_{pre} と硬さの関係を調べた。硬さは荷重9.8Nで1/4t部、1/2t部、3/4t部の15点にて測定し、その平均値として求めた。予歪量は、2mm間隔のグリッドを引張前の試験片に記し、引張後の間隔を測定し求めた。

2・5 熱延まま材および予歪材の機械切欠き付き三点曲げ試験によるき裂進展抵抗の評価

打ち抜き端面における塑性歪（ ϵ_{pl} ）勾配下でのき裂進展を予測するため、供試鋼の破壊力学パラメーターに及ぼす予歪（ ϵ_{pre} ）の影響を評価する必要がある。本報告では、その評価のため、無歪材（熱延まま素材）、および予歪（ ϵ_{pre} ）を与えた素材を用いて機械切り欠き付き三点曲げ試験を行い、そのき裂進展開始に対する破壊力学的な抵抗を求めた。これらの試験は全て室温で行った。この試験方法の詳細および結果については同じ供試鋼を評価した既報⁵⁾に詳細に示されている。

無歪（ $\epsilon_{pre}=0$ ）の供試鋼、または、引張試験片またはR付き引張試験片を用いて圧延幅方向に7%（相当塑性歪＝0.068）、20%（相当塑性歪＝0.18）の予歪（ ϵ_{pre} ）を与えた供試鋼を用いて機械切り欠き付き三点曲げ試験を行い、

Fig. 3. Geometry of tensile specimen used for pre-straining.

各々の予歪量でのき裂進展挙動を調査した。無歪または予歪（ ϵ_{pre} ）を加えた引張試験片よりFig.4に示すような機械切り欠き付きの三点曲げ試験片を採取した。この試験片を水準（鋼種、予歪量）毎に5～6本準備し、0.4～4.0mmの間の諸々の曲げストロークの曲げ試験を行った。

所定の曲げ試験後、各試験片を大気中で250℃×30分保持して開口部を酸化着色し、その後試験片の開口部を液体窒素温度で破断し、酸化着色部（即ち曲げ試験での開口部）の深さを板厚1/4t部、1/2t部、3/4t部で測定し、平均することにより曲げ試験でのき裂進展量 Δa を求めた。

各曲げ試験での変位荷重曲線から試験に要した加工エネルギーを求め、式（1）で定義するJ積分値に換算した⁶⁾。式（1）は、き裂の進展が開始した以降に、所定のき裂進展量においてき裂の進展を考慮してJ積分値を求めるための式である。この式の右辺第一項は、き裂進展による補正項である。

$$J_{n+1} = J_n \times (b - a_{n+1}) / (b - a_n) + 2U_{n+1} / (B(b - a_n)) \dots \dots \dots (1)$$

ここで、下付き文字は各々の予歪 ϵ_{pre} の水準ごとに、曲げ試験を曲げストロークが小さい順番に数えた場合の順番である。 a_n は n 番目の試験片を用いて測定したき裂深さである。 U_n は、n 本目と n+1 本目の曲げ試験の加工エネルギーの差分である。 J_n は n 番目の試験片のき裂進展量 Δa_n に対応したJ積分値である。また、B、bはそれぞれ試験片板厚、試験片の初期のリガメント（き裂の試験片断面のき裂以外の部分）の長さである。

式（1）に基づいてJ積分値を求めるには、初めにき裂進展開始した時点、即ち Δa が0から大きくなり始めた時点の曲げストロークを求め、その時点の加工エネルギーを求めて、次にそれらの値から式（2）を用いてJ積分値を求める必要がある。ここで、式（2）は、三点曲げ試験片を用いる場合に、き裂の進展が生じる以前のJ積分値（エネルギー解放率）を求める表式である⁷⁾。き裂進展が開始する曲げストロークは試験前に求めることはできないので、き裂成長した後の曲げ試験の曲げストロークとき裂進展量の関係からき裂進展量が0となる曲げストロークを外挿求めた。

Fig. 4. Notched 3 point bend specimen used in this study.

$$J_1 = 2U_1 / (B(b - a_0)) \quad (2)$$

a_0 は試験片の初期の機械切り欠き深さ (2.6mm) であり、 U_1 はその時点の曲げ試験の加工エネルギーである。

以上により、き裂進展開始時点および1～n本目の試験片に対応した Δa とき裂進展抵抗 (J) を求めた。

3. 実験結果

3・1 打ち抜き端面におけるき裂進展挙動

Fig.5に2・2節の試験により求めた、酸化着色された打ち抜き端面のき裂の例を示す。ここではSteel Aにおいて、穴径拡大率が37%の場合のき裂の開口面と、穴径拡大率が60%で穴広げ試験が終了した後のき裂開口面の調査結果を示している。穴径拡大率が37%の場合はき裂は深さ約0.3mm進展しており、穴広げ試験後は1.9mmの深さのき裂進展が見られる。

Fig.6に2・2節の試験により求めた端面き裂の進展挙動として、穴径拡大率とき裂深さの関係を示す。Fig.6より、打ち抜き端面のき裂は穴広げ加工の初期段階では端面直下の浅い領域を徐々に進展し、ある穴径拡大率近傍で深さ方向に急速に進展を開始することが分る。その急速進展が発生する穴径拡大率の平均値が限界打ち抜き穴広げ率 λ_c に相当するものと考えられる⁴⁾。すなわち、成形の初期から中期にかけては打ち抜きによる塑性歪 (ϵ_{pl}) 勾配のある部分をき裂は徐々に深さ方向に進展し、試験の最後の段階でき裂は急速に深さ方向に進展し、打ち抜きによる塑性歪 (ϵ_{pl}) の影響がほぼない部分までき裂は進展すると考えられる。このように評価されたSteel Aの限界打ち抜き穴広げ率 λ_c は60%であり、Steel Bの限界打ち抜き穴広げ率 λ_c は40%である (Table 1)。

3・2 打ち抜き端面の性状、および硬さ分布

Fig.7に2・3節の試験2) により求めた、圧延方向端面のバリ側0.2mm位置の破断面性状、および、そこでの断面形状を示す。Fig.7より破断面には無数の延伸したディンプルが形成され、かつ凹凸が生じていることが分る。Fig.7の断面形状の写真において「pit」として示す凹部が破断面性状写真のディンプルに対応するものと推定されるが、これよりディンプルの深さは穴広げ性が劣位であるSteel Bの方が小さいものと推定される。

材料力学では、長さが $2d$ 、先端の曲率半径が ρ である切り欠きを有する材料に長さ方向に垂直に無限遠応力 σ_∞ を付加した場合、切り欠きの底における最大の応力 σ_{max} は以下のように現され⁸⁾、切り欠きが長いほど、また切り欠き底の曲率半径が小さいほど切り欠き底の応力集中は大きいことが示される。

$$\sigma_{max} = \sigma_\infty (1 + 2\sqrt{d/\rho}) \quad (3)$$

Fig. 5. Appearance of a) the crack expanded by 37% during hole expanding test, and b) the crack when hole expansion test is finished, using steel A.

Fig. 6. Relationship between hole expanding ratio and crack depth.

Fig. 7. Appearance of surface and cross section of fracture surface.

端面上のディンプルは自由表面上の切り欠きであるが、その場合も傾向は同じと推定される。切り欠き底の曲率半径は両供試鋼で同じと仮定した上で、この式をFig.7のディンプル形状に適用し、供試鋼のディンプル底での破壊を推定した場合、 d に相当するディンプル深さが大きいほどその底での応力集中は大きいことが推定される。この観点からは、より深いディンプルを有するSteel Aの方がディンプル底での破壊は生じやすいことが推定される。更に、次節で詳細に示す端面直下での塑性歪量においてもSteel Aの方が大きく、以上の観点からはSteel Aの方がディンプル底での破壊の発生は生じやすいことが推定される。しかし、

このことは直接打ち抜き穴広げ性とは関係しない。打ち抜き穴広げ性はSteel Aの方が大きく、本報の供試鋼に関しては端面上にあるディンプル底での破壊の生じやすさと打ち抜き穴広げ性は必ずしも対応していないことが示唆される。

Fig.8に、2・3節の試験により求めた端面の硬さ分布を示す。ここでは1/4t部、1/2t部、3/4t部での測定値の最大値と最小値および平均値を示しており、端面からの距離が十分大きく打ち抜きの影響がないと思われる距離1.2～2.0mmの部分における硬さの平均値に対する差分として示している。尚、端面からの距離1.2～2.0mmの部分の硬さの平均値は、Steel Aでは249HV、Steel Bでは273HVであった。

Fig.8より、Steel A、Steel B共に打ち抜き端面直下は大きく加工硬化しており、そこに打ち抜きによる大きな塑性歪 (ϵ_{pl}) が導入されていることが分かる。

3・3 打ち抜き端面の塑性歪分布の推定

Fig.9に2・4節の試験により求めた供試鋼における予歪量 (ϵ_{pre}) と予歪材の硬さの関係を示す。図中には測定し

Fig. 8. Deviation of hardness (ΔHV) under pierced edge from the average of hardness measured between the points 1.2mm and 2.0mm distant from the edge as a function of distance from edge (a).

Fig. 9. Relationship between pre-strain (ϵ_{pre}) and hardness.

た全ての値の平均値および最大値、最小値を示している。Steel A、Steel Bともに予歪の増加により硬化している。予歪量 (ϵ_{pre}) 増加に対する硬さの増加は、Steel Bの方が大きい。

Fig.9に示される、供試鋼における予歪 (ϵ_{pre}) と硬さの平均値の関係を式 (4)、式 (5) のように定式化した。

$$HV = 300 \times (\epsilon_{pre} + 0.020)^{0.09} \quad \text{for Steel A} \quad (4)$$

$$HV = 363 \times (\epsilon_{pre} + 0.071)^{0.12} \quad \text{for Steel B} \quad (5)$$

ここでは、予歪 (ϵ_{pre}) と加工硬化の関係は引張試験における歪と応力の関係に近いものと考えられるので、式 (4)、式 (5) の右側の指数は各々の供試鋼の加工硬化指数 (n 値) と同じ値としてフィッティングを行っている。

Fig.10にFig.9に示した予歪量 (ϵ_{pre}) と硬さの関係を用いてFig.8に示した打ち抜き端面からの距離に対する端面硬さの分布から塑性歪 (ϵ_{pl}) の分布を求めた結果を示す。ここでは、打ち抜き端面直下の塑性歪 (ϵ_{pl}) は端面からの距離毎に、1/4t部、1/2t部、3/4t部の平均値として求めている。

ここで、Fig.10の塑性歪 (ϵ_{pl}) の推定に当たってはFig.9における、予歪 (ϵ_{pre}) が0の場合に対する硬さの増加代 (差分) と、Fig.8における打ち抜き端面での硬さの増加代 (差分) を対応させた。具体的には、Fig.8中でSteel Aの端面からの距離0.4mmの位置での硬さの増加代 ΔHV は23であるが、この点における塑性歪 ϵ_{pl} の値は、Fig.9においてSteel Aの予歪 (ϵ_{pre}) が0の場合に対する硬さの増加代が23HVとなる予歪 (ϵ_{pre}) の値 (0.319) を算出することにより求めた。

Fig.9において予歪 (ϵ_{pre}) が0の場合の供試鋼の平均硬さはSteel A、Steel Bでそれぞれ259HV、261HVであり、3.2で求めた打ち抜き端面から十分離れ打ち抜きによる塑性歪 (ϵ_{pl}) がないと思われる位置の平均硬さと比べ10～11HVの差がある。これは、硬さの測定値のばらつきと試験片間

Fig. 10. Estimated distribution of plastic strain (ϵ_{pl}) under pierced edge.

の材質のばらつきによるものと思われる。上述で推定された打ち抜き端面の塑性歪 (ϵ_{pl}) の推定は主に素材の加工硬化指数 (n 値) を用いているが、同一鋼種内での 10~11HV 以下の材料ばらつきによる n 値の差は小さいとして、ここではこの材質ばらつきの影響は無視する。

Fig.10 より打ち抜き端面の塑性歪量 (ϵ_{pl}) は Steel A の方が Steel B より大きいことが分る。Steel A のせん断面比率は 40%, Steel B のせん断面比率は 25% であったが、打ち抜き端面の塑性歪 (ϵ_{pl}) は打ち抜きでせん断面が形成される段階で導入されるものと考えられ⁶⁾、せん断面比率が大きい Steel A において打ち抜き端面の塑性歪 (ϵ_{pl}) が大きいのはそのためと推定される。

次に、Fig.10 に示される、Steel A の打ち抜きによる端面における塑性歪 (ϵ_{pl}) を以下のように定式化した。

$$\begin{aligned}\epsilon_{pl} &= -2.532 \cdot x (\text{mm}) + 1.362 & \text{for } x \leq 0.54 \text{mm} \\ \epsilon_{pl} &= 0 & \text{for } x > 0.54 \text{mm}\end{aligned} \quad (6)$$

また、同様に Fig.10 に示される、Steel B の打ち抜きによる端面における塑性歪 (ϵ_{pl}) を以下のように定式化した。

$$\begin{aligned}\epsilon_{pl} &= -0.527 \cdot x (\text{mm}) + 0.360 & \text{for } x \leq 0.69 \text{mm} \\ \epsilon_{pl} &= 0 & \text{for } x > 0.69 \text{mm}\end{aligned} \quad (7)$$

ここで、 x は端面からの距離 (mm) を示す。これらの式による近似の結果を Fig.10 に実線および点線として示した。

4. 破壊力学に基づいた

打ち抜き端面き裂進展モデルの構築

4・1 塑性歪勾配を考慮したき裂進展モデルの原理

打ち抜き端面におけるき裂の進展を、上に述べた端面における塑性歪 (ϵ_{pl}) の勾配、および、以下で述べる破壊力学的なパラメーターに及ぼす予歪 (ϵ_{pre}) の影響を考慮してモデル化することを試みた。前報に示されるように⁴⁾、打ち抜き穴広げ性は、穴広げ成形の後期で生じる端面き裂の深さ方向への急速進展により特徴付けられるので、その予測のためき裂の深さ方向の成長を一次的に予測するモデルの構築を行った。

Fig.11b) にそのモデルの原理を示している。破壊力学ではき裂深さの関数としてき裂進展に対する抵抗 (以降 J_{mat} と称する) およびき裂進展駆動力 (以降 J_{app} と称する) が定義され双方のバランスする位置までき裂が進展することが予測される。本モデルは、その原理に基づいて打ち抜き端面のき裂進展を予測する。

今回の場合、前者の J_{mat} は打ち抜き端面直下では打ち抜きによる塑性歪 (ϵ_{pl}) により著しく低下していることが予想されるので、Fig.11b) 中の J_{mat} の値は端面に近づくにつれ大きく低下するように模式的に表わしている。更に、

Fig. 11. Schematic illustration of crack growth on pierced hole edge.

Fig. 12. Outline of the model to predict crack growth on pierced edge.

Fig.16 で後述するように端面の表面近傍では打ち抜きによる大きな塑性歪 (ϵ_{pl}) のため J_{mat} はほとんどなく、それが 0 になっていることが予測されたので、Fig.11b) において、端面の表面近傍を意味する O 点~P 点の間の J_{mat} は 0 としている。この部分は、作用歪が加わった瞬間に破壊を生じるものと仮定する。

一方で、き裂進展駆動力を示す前述の J_{app} はき裂深さ、作用歪 ϵ_a に依存し、き裂が深いほど、作用歪 ϵ_a が大きくなりき裂先端の応力場も大きいのでき裂深さに対応して増加する関数となる。ここで、作用歪 ϵ_a は穴広げ試験における穴の周方向歪 (真歪) である。尚、5 章で述べる「穴径拡大率」は ϵ_a を公称歪 (%) とした値である。

Fig.11b) において、作用歪 ϵ_a が増加し始めると、初めの瞬間に J_{mat} が 0 である O 点と P 点の間をき裂が進展する。更に、作用歪 ϵ_a が増加し J_{app} が増加すると、それが J_{mat} と釣り合う位置までき裂は徐々に進展する (P 点⇒Q 点)。作用歪 ϵ_a が十分大きくなり、 J_{app} が J_{mat} と一点で接する値以上になると、き裂は作用歪 ϵ_a を増加させることなく進展し、急速進展挙動が生じる (Q 点⇒R 点)。

以上のような考え方に基づき、 J_{mat} と J_{app} からき裂進展挙動を簡便に予測することを試みた。

Fig.12 にモデルの概要を示す。 J_{app} を算出し、一方で端面の硬さ分布から端面の塑性歪 (ϵ_{pl}) 勾配を考慮した J_{mat} を求め、両者の釣り合いからき裂進展量を推定するモデルである。従来の打ち抜き穴広げ性に関する研究⁹⁻¹¹⁾ では多く

の場合、端面の打ち抜きによる塑性歪 (ϵ_{pl}) の影響を、塑性歪 (ϵ_{pl}) による端面直下の素材の延性の低下効果と等価とみなしている場合が多い。しかし、本報告ではそれを塑性歪 (ϵ_{pl}) による端面直下の素材の J_{mat} の低減と考え、き裂急速進展挙動 (不安定き裂成長挙動) への影響として取り扱う。

穴広げ成形時の打ち抜き端面においては、き裂は穴広げ成形による歪が大きい端面バリ側より発生し、徐々に端面直下の塑性歪 (ϵ_{pl}) 勾配下の浅い位置を主に板厚方向に進展し、最後に深さ方向に急速に進展する⁴⁾。したがって、実際のき裂進展は、上記の一次元の深さ方向のき裂進展のモデルにおける前提と異なるが、ここでは簡便のため深さ方向の進展量のみを取り扱う一次元モデルに基づき、き裂進展モデルの構築を行った。

4・2 き裂進展駆動力の導出

素材に作用する J_{app} は、き裂開口により解放されるエネルギーにより表わされ、き裂先端で平面応力を仮定し Dugdale model¹²⁾ を基にする式 (8) のように表わされる。

$$J_{app} = \sigma_Y \delta \quad (8)$$

ここで σ_Y は降伏応力、 δ は CTOD (き裂先端開口変位) 値である。 δ は式 (9)、(10) のように作用歪 ϵ_a とき裂長さ a によって表わされる¹³⁾。

$$\delta = \epsilon_Y \cdot a\pi / 2 \cdot (\epsilon_a / \epsilon_Y)^2 \quad \text{for } \epsilon_a / \epsilon_Y < 1.0 \quad (9)$$

$$\delta = \epsilon_Y \cdot a\pi / 8 \cdot (9\epsilon_a / \epsilon_Y - 5) \quad \text{for } \epsilon_a / \epsilon_Y \geq 1.0 \quad (10)$$

この式は一定のき裂長さに対して歪が増加する場合の δ を表しているが、ここでは、歪とき裂長さが同時に変化する場合にも適用可能であると仮定する。以上から、式 (11)、(12) が得られる。

$$J_{app} = \sigma_Y \cdot \epsilon_Y \cdot a\pi / 2 \cdot (\epsilon_a / \epsilon_Y)^2 \quad \text{for } \epsilon_a / \epsilon_Y < 1.0 \quad (11)$$

$$J_{app} = \sigma_Y \cdot \epsilon_Y \cdot a\pi / 8 \cdot (9\epsilon_a / \epsilon_Y - 5) \quad \text{for } \epsilon_a / \epsilon_Y \geq 1.0 \quad (12)$$

ここで、 σ_Y は降伏応力、 ϵ_Y は降伏点の歪、 a はき裂の深さ、 ϵ_a は作用歪 (周方向歪の真歪) である。 J_{app} は、き裂が深いほど、作用歪が大きいほど大きい。また、き裂の深さ a は端面表面から求めたき裂の深さの値とした (Fig.11a)。

4・3 端面の塑性歪勾配下でのき裂進展抵抗の推定

次に打ち抜き端面の塑性歪 (ϵ_{pl}) 勾配下での J_{mat} の深さ方向の分布を、機械切り欠き付き三点曲げ試験におけるき裂進展抵抗の関係、および打ち抜き端面における端面からの距離と塑性歪 (ϵ_{pl}) の関係を用いて求めた。

Fig.13 に供試鋼において、2.1.4) で記載する試験で求めた、予歪 (ϵ_{pre}) が異なる場合のき裂進展量 (Δa) と J_{mat} の関係を示す。無歪材 ($\epsilon_{pre} = 0$) の J_{mat} を比較すると、Steel B より Steel A の方が大きい。これは、Steel A はベイナイト

Fig. 13. Change of R curve due to strain.

主体の組織であり、ミクロ組織の硬さが比較的均一であるため⁵⁾に、き裂先端の変形部におけるボイドの発生が比較的生じにくいのに対して、Steel B では軟質相中に硬質相が含まれる組織であるために変形に伴って軟質相に歪が集中しやすくボイドが生じ易いため、き裂伝播抵抗が低いと推察される⁵⁾。

Fig.13 で示されるき裂進展量 (Δa) と J_{mat} の関係を式 (13) に基づいて評価し、定量化した。

$$J_{mat} = T_{mat} \cdot \sigma_0^2 / E \cdot \Delta a + J_q \quad (13)$$

式 (13) は、 J_{mat} は任意のき裂進展量 Δa に対応するき裂進展に対する抵抗として表記している。き裂進展量 Δa が 0 の場合の J_{mat} をき裂進展開始に対応する抵抗と仮定し、それを J_q として表記する。 T_{mat} はテアリングモジュラスに対応し、延性き裂の進展に対する抵抗である¹⁴⁾。これは、Fig.13 において Δa と J_{mat} のプロットの傾きが式 (10) の右辺第一項に等しいと仮定して求める。Fig.13 より、 J_q 、 T_{mat} は式 (14)、式 (15) のように定式化された。

$$J_q \text{ (MJ/m}^2\text{)} = -1.59 \cdot \epsilon_{pre} + 0.463 \quad \text{for Steel A} \quad (14)$$

$$J_q \text{ (MJ/m}^2\text{)} = -0.755 \cdot \epsilon_{pre} + 0.198 \quad \text{for Steel B} \quad (15)$$

ここで、 E はヤング率であり 210GPa とした。 σ_0 は流動応力であり TS と YS の平均値とした。 ϵ_{pre} は予歪量 (相当塑性歪) である。 T_{mat} は予歪量に対して大きく変化しなかったため、Steel A で 130、Steel B で 51.9 の一定値とした。これらの式による予測に用いた R 曲線の近似精度を Fig.13 に示している。

式 (13) ~ 式 (15) により、Steel A、Steel B について任意の予歪量 (ϵ_{pre})、き裂進展量 Δa における J_{mat} が求めることができる。今回のように打ち抜き端面におけるき裂進展を論ずる場合、き裂は成形初期に端面の表面から成長し始めるので、き裂進展量 Δa は端面の表面を原点として求め

Fig. 14. Derivation of the distribution of crack growth resistance (J_{mat}) near the edge.

Fig. 15. Estimated distribution of crack growth resistance (J_{mat}) under pierced edge as a function of the distance from the edge (x).

たき裂深さ a と同じ値である。

更に、打ち抜き端面からの任意の深さにおける塑性歪量 (ϵ_{pl}) は式 (6)、式 (7) から求めることができる (Fig.12a))。従って、式 (14)、式 (15) の ϵ_{pre} にそれぞれ式 (6)、式 (7) の ϵ_{pl} に代入し、更にそれらを式 (13) に代入することにより Steel A、および Steel B における打ち抜き端面上での端面からの距離 x と J_{mat} の関係を求めることができる (Fig.14b))。Fig.14b) において、き裂深さ a は端面を原点として求めるので、き裂深さ a は端面とき裂先端位置の距離 x の値と等しい。

その結果を Fig.15 に示す。Fig.15 は、Fig.11 で模式的に示される J_{mat} の実測値の分布を、Fig.10、Fig.14 や式 (13) ~ (15) から求めたものである。

Fig.15 では、塑性歪 (ϵ_{pl}) 勾配のある領域と塑性歪 (ϵ_{pl}) 勾配のない領域の J_{mat} は別々の直線で表わされている。これは Fig.10 と Fig.13 において端面からの距離と塑性歪 (ϵ_{pl}) の関係、および塑性歪 (ϵ_{pl}) とき裂進展抵抗の関係が直線で近似されているためである。以降、Steel A および Steel B のそれらの境界点をそれぞれ m 点、 n 点と称する。

Fig.15 において、各々の供試鋼における塑性歪 (ϵ_{pl}) のない位置 (m 点、または n 点より端面からの距離が大きい

位置) で J_{mat} を比較すると Steel A の方が大きい。これは Fig.13 に示すように、予歪 (ϵ_{pre}) のない水準においては Steel A の方がき裂進展抵抗が大きいことと対応するためである。一方、両供試鋼の塑性歪 (ϵ_{pl}) 勾配部 (m 点または n 点より端面からの距離が小さい位置) では、端面に近づくにつれて Steel A の J_{mat} が大きく低下している。これは Fig.10 に示すように Steel A の方が端面直下の塑性歪 (ϵ_{pl}) が大きく、また Fig.13 に示すように Steel A では敏感に予歪 (ϵ_{pre}) の影響を受けてき裂伝播抵抗が低下するためである。また、端面直下ではき裂進展に対する抵抗は 0 となっている。これは、打ち抜きによる予歪のため端面直下は極めてき裂進展し易くなっていることを意味する。Fig.15 中では、Steel A に対して、 J_{mat} が 0 である最大のき裂深さの点を P 点として表わしているが、これは Fig.11b) の P 点と対応する。

本報告は破壊力学的な原理に基づき、実測された素材のき裂進展抵抗から打ち抜き端面における塑性歪勾配下のき裂進展挙動を簡便に推定することを趣旨としており、打ち抜き端面からの距離と打ち抜きによる塑性歪 (ϵ_{pl})、 J_{mat} の関係については一次回帰式による定式化を行った。しかし、後述するように、不安定き裂なき裂進展を予測する場合、その発生は、原理的には駆動力と抵抗のバランスが崩壊する不安定点の位置に強く依存するため、端面のき裂進展抵抗の近似精度がそのようなき裂成長の予測精度に強く影響しているものと考えられる。したがって、予測精度の向上を図るには、打ち抜き端面の塑性歪 (ϵ_{pl}) 分布、予歪 (ϵ_{pre}) と R 曲線との関係をさらに詳細かつ厳密に取り扱うことが望ましい。

5. 端面のき裂進展モデルの検証および評価

Fig.15 に示す J_{mat} と式 (11)、式 (12) に示す J_{app} との釣り合いから、打ち抜き端面における穴広げ試験時の穴径拡大率に対するき裂深さの変化が予測できる。その結果を実測データとともに Fig.16 に示す。

また、Steel A、および Steel B において、それぞれ m 点、および n 点より端面からの距離が深いところで $J_{app} \geq J_{mat}$ となり、従ってそこで急速なき裂進展が生じることは明らかである。したがって、Fig.14 では m 点および n 点に相当する位置より深い領域では周方向歪 (ϵ_a) の増加がないまま急速なき裂が進展することとした。

Fig.16 から明らかなように、成形初期から中期においては塑性歪 (ϵ_{pl}) 勾配のある領域を徐々にき裂が進展する現象が計算により再現されている。また、予測された急速進展の発生する周方向歪 (ϵ_a)、即ち予測の限界打ち抜き穴広げ率 λ_c は、Steel A の場合 63%、Steel B の場合 23% でありそれらはおおそ実測に近い値を示している。

Steel B より Steel A の方が限界打ち抜き穴広げ率 λ_c 、即

ちき裂の急速伝播が生じる作用歪 ϵ_a (周方向歪) が大きいと予測されるが、これは、Steel Aにおいて急速進展が始まる m 点の J_{mat} が Steel B の急速進展の開始に対応する n 点の J_{mat} より大きいことに起因する。m 点および n 点の J_{mat} は両供試鋼における、打ち抜きによる塑性歪勾配が無くなるき裂深さでの無歪のき裂進展抵抗の値である。この値は、供試鋼の無歪 ($\epsilon_{pre} = 0$) でのき裂進展に対する抵抗値 J_q が大きいほど大きい。これは、供試鋼の限界打ち抜き穴広げ率 λ_c は、打ち抜きによる塑性歪 (ϵ_{pl}) 勾配の深さがおおよそ等しい場合、 J_q に依存することを意味する。Steel A と Steel B の穴広げ性の差、即ち J_q の差は、Steel A においてはベイナイト主体の組織のため延性破壊は比較的抑制され、一方、Steel B においては硬質なマルテンサイトが軟質なフェライト中に含まれるためボイド発生が容易に生じ、き裂進展が促進されたことに起因すると考えられる⁵⁾。

以上に述べたように、 J_{app} と J_{mat} の釣り合いにより塑性歪 (ϵ_{pl}) 勾配下での不安定き裂の進展を予測することにより、限界打ち抜き穴広げ率 λ_c をおおよその精度で予測することが可能と考える。

しかし、以下のような課題もあり、さらなる高精度化には改善が求められる。

本研究では、実測に基づいた推定の結果、打ち抜き端面直下の J_{mat} が 0 となっている (Fig.15)。即ち、端面上に初期き裂が存在することを前提としている。既に述べたように端面上には打ち抜きによる歪や凹凸が存在するため、き裂は極めて容易に発生することが予想されるものの、Fig.16 の実測のき裂深さは穴広げ成形直後には計算から予想されるほど深いき裂になっていない。この差異は、1) 打ち抜き端面直下の塑性歪 (ϵ_{pl}) やき裂進展抵抗 J_{mat} の近似精度上の課題や、2) 円錐穴広げ試験の場合には成形初期は端面に加わる歪が板厚方向位置により不均一であり、それが均一な値 (ϵ_a) であることを前提とした J_{app} の予測精度がよくないこと、が理由として考えられる。

また、本研究では、打ち抜き端面からの距離と打ち抜きによる塑性歪 (ϵ_{pl}) の関係、および塑性歪 (ϵ_{pl}) とき裂進展抵抗の関係は簡易的に直線関係とした。そのため塑性歪 (ϵ_{pl}) 勾配の有る領域およびそれが無い領域の境界点 (Fig.15 の m 点、n 点) で J_{mat} の屈曲点が生じ、そこでき裂の急速進展が発生するとの計算結果となっている。即ち、本研究は Fig.11b) において、塑性歪勾配の有る領域と無い領域の境界の点 (Fig.11 中で s 点と表示) において急速なき裂進展が生じることを想定した計算結果である。しかし、同模式図に示すように実際の J_{mat} の分布は Fig.15 のような直線的な分布と異なることが予想され、その場合には急速進展の発生点も s 点とは異なってくる。Fig.11b) においては急速進展の発生点は Q 点として表わしている。この実際の急速進展の発生点も J_{mat} の近似精度により変わる。この観点から、 J_{mat} の分布をより精度よく求めることが精度

Fig. 16. Predicted crack growth (a) on edge as a function of hole expanding ratio.

改善に寄与するものと想定される。

Fig.16において、Steel Bの予測の限界打ち抜き穴広げ率 (急速進展開始の時点の周方向歪) は、実測の限界打ち抜き穴広げ率 λ_c より小さい。この理由については以下のような点が考えられる。即ち、Steel Bの予測の急速進展開始のき裂深さ ($a = 0.69\text{mm}$) が実測の深さ ($a \approx 0.4\text{mm}$) より深く、これはFig.16において実際の急速進展開始位置は n 点ではなく更に浅い位置にあることを意味する。従って、Steel Bにおいてはき裂進展抵抗 J_{mat} の分布をより正確に評価することが予測の精度改善につながる可能性がある。

6. 打ち抜き穴広げ性改善に向けた指針

次に、上述のモデルを用いて、素材のき裂進展抵抗および打ち抜き端面の歪分布を仮想的に変えた場合の限界打ち抜き穴広げ率 λ_c を推定した。計算の前提を Table 2 に示す。また、Fig.17に示す端面の塑性歪 (ϵ_{pl}) 分布を仮定した。ここで、 J_q および打ち抜き端面での塑性歪 (ϵ_{pl}) を変化させた範囲は、実際の高強度熱延鋼板における変化の範囲⁴⁾ や打ち抜きパンチ形状の最適化¹⁵⁾ により変化する範囲を考慮し、実際に変化する範囲とした。この計算では σ_0 , ϵ_Y を Steel A と同じ 749MPa, 0.0033 としている。水準①は前章で述べた Steel A の場合とほぼ同じ材料特性と塑性歪 (ϵ_{pl}) 分布を前提としており、それに対して水準②と③は水準①に対して J_q 値を増加させた水準である。水準④は端面の塑性歪 (ϵ_{pl}) 分布が Fig.17 のパターン B である。これは塑性歪の導入された領域が水準①～③のパターン A より浅く、また、塑性歪も小さく、打ち抜きによる損傷が軽微な場合を想定している。Fig.18に、仮想した各水準の端面におけるき裂進展抵抗とき裂深さとの関係をまとめて示す。

以上の前提条件で、端面のき裂進展を予測した。き裂が急速伝播する穴径拡大率を求め、限界打ち抜き穴広げ率 λ_c

Fig. 17. Assumed distribution of plastic strain (ϵ_{pl}) under pierced edge.

Table 2. Condition for simulation of crack growth.

	J_q (MJ/m ²)	T_{mat}	Strain on edge
①	0.46	130	Pattern A
②	0.60	130	Pattern A
③	0.80	130	Pattern A
④	0.46	130	Pattern B

を推定した結果をFig.19に示す。これより、素材の J_q 値を改善すること、また端面の塑性歪 (ϵ_{pl}) を低減することによりき裂進展を遅延させ、穴広げ性を改善することが可能であること分る。従って、穴広げ性の改善には、素材特性の改善によるき裂進展抵抗の増加、および打ち抜き時の端面加工技術の改善による打ち抜き端面歪の低減が有効であることが示唆される。

7. 結言

高強度熱延鋼板の打ち抜き穴広げ性の改善に向けその支配要因を解明することを目的に、破壊力学に基づいた打ち抜き端面のき裂進展挙動を簡便に予測するモデルを構築した。本モデルでは素材のき裂の進展抵抗 J_{mat} およびその予歪による劣化の実測、およびき裂進展駆動力 J_{app} の算出を行い、それらの釣り合いから打ち抜き端面の塑性歪 (ϵ_{pl}) 勾配下でのき裂進展挙動の予測を行うものである。その結果、以下の知見を得た。

(1) 本モデルにより、打ち抜き穴広げ性を特徴づけるき裂の急速進展挙動をおおよそ良好な精度で予測することが可能となった。

(2) 同計算モデルにより、打ち抜き穴広げ性に及ぼす素材のき裂進展開始に対する抵抗 J_q 値、および打ち抜き端面の歪 (ϵ_{pl}) 勾配の影響を評価し、き裂進展抵抗の増加および打ち抜き端面歪の低減が穴広げ性の改善に有効であることを定量的に明確にした。

Fig. 18. Assumed distribution of crack growth resistance (J_{mat}) under pierced edge.

Fig. 19. Calculated limiting hole expansion ratio as a function of critical value of resistance to crack growth (J_q).

文 献

- 1) 吉田清太：理化学研究所報告，35-3(1959)，199.
- 2) 中川威雄，吉田清太：理化学研究所報告，44-2(1968)，91.
- 3) 中川威雄，吉田清太：理化学研究所報告，44-3(1968)，150.
- 4) Y.Takahashi, O.Kawano, Y.Tanaka, M.Ohara and K.Ushioda: *Tetsu-to-Hagané*, **98**(2012), No7, 378.
- 5) Y.Takahashi, O.Kawano, K.Ushioda and S.Aihara: *Tetsu-to-Hagané*, **99**(2012), No4, 312.
- 6) 町田進：延性破壊力学，日刊工業新聞社，東京都，(1984)，102.
- 7) 例えば，T.L.Anderson 著，飯原周二監訳：破壊力学 基礎と応用 第三版，森北出版，東京都，(2011)，198.
- 8) 例えば，T.L.Anderson 著，飯原周二監訳：破壊力学 基礎と応用 第三版，森北出版，東京都，(2011)，28.
- 9) 例えば，安部洋平，鈴井啓生，森謙一郎，大野裕之：平成19年度塑性加工春季講演大会，(2007)，337.
- 10) 例えば，安部洋平，鈴井啓生，多田亨太，森謙一郎，大野裕之：第57回塑性加工連合講演会論文集，(2006)，137.
- 11) 例えば，安部洋平，鈴井啓生，森謙一郎：平成18年度塑性加工春季講演大会論文集，(2006)，135.
- 12) D.S.Dugdale: *J. Mech. Phys. Solids*, **8**(1960)，100.
- 13) 溶接継手のぜい性破壊発生および疲労き裂進展に対する欠陥の評価方法(WES2805)，社団法人日本溶接協会，(2007).
- 14) 町田進：延性破壊力学，日刊工業新聞社，(1984)，42.
- 15) Y.Takahashi, O.Kawano, S.Horioka and K.Ushioda: *Journal of The Japan Society for Technology and Plasticity*, **53**(2012), No.617, 569.