

高張力鋼板スポット溶接継手の破壊挙動に関する 数値解析技術

Numerical Analysis of Fracture Behavior for Resistance Spot Welded Joints of High Strength Steel Sheet

貞末 照輝 SADASUE Teruki JFE スチール スチール研究所 接合・強度研究部 主任研究員 (副課長)・工博
伊木 聡 IGI Satoshi JFE スチール スチール研究所 接合・強度研究部 主任研究員 (部長)・工博
谷口 公一 TANIGUCHI Koichi JFE スチール スチール研究所 接合・強度研究部 主任研究員 (副課長)

要旨

980 MPa 級高強度スポット溶接十字引張継手の強度はナゲット径の増加とともに上昇するとともに、破壊形態がはく離破断からプラグ破断へと遷移した。はく離破断では円周状のコロナボンドのはく離により生じたき裂がトリガーとなりナゲット内でぜい性破壊した。破壊力学的数値解析により、はく離破断時のモード I 応力拡大係数は $116 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ と見積もられた。プラグ破断では延性き裂がシートセパレーション終端のノッチ状部位より発生し、このときの延性き裂発生時の限界相当塑性ひずみは 0.34 と算出された。モード I 応力拡大係数と相当塑性ひずみを破壊パラメータとして用いることではく離破断およびプラグ破断現象を定量的に判定できた。

Abstract:

Strength of 980 MPa high strength spot welded cross tension joint was enhanced with transition from interface fracture to full plug fracture by increasing nugget diameter. Circumferential crack by separating of corona bond behaved as a trigger for brittle fracture in nugget area at interface fracture. Mode I stress intensity factor was $116 \text{ MPa}\sqrt{\text{m}}$ for interface fracture by numerical analysis based on fracture mechanics. Ductile crack initiation occurred from notch-like part at the end of sheet separation, and critical equivalent plastic strain for ductile crack initiation was calculated as 0.34. Interface fracture and full plug fracture could be interpreted quantitatively by using mode I stress intensity factor and equivalent plastic strain as fracture parameters.

1. はじめに

近年の自動車産業においては、車体重量軽量化による燃費向上ならびに衝突時の乗員の安全性確保を両立した車体の技術開発が推進されている。この両立に対し、高張力鋼板を適用することで、車体構成部品の薄肉化と強度の向上が同時に図られ、高張力鋼板は適用部位の増大とともに使用量が増加している。しかし、スポット溶接を高張力鋼板に適用した場合、鋼板強度（化学成分）や継手形式、負荷様式によっては静的継手強度が低下する場合があることが指摘されている¹⁾。特に、このようなスポット溶接継手の静的強度の低下は、十字引張試験片ではく離破断を示す場合に顕著となるとされており¹⁾、破壊機構の解明や防止措置を明らかにするための破壊力学的な検討が重要と考えられる。

スポット溶接継手を破壊力学的な観点から解明しようとする試みとして、破壊力学パラメータに応力拡大係数^{2,4)}や J 積分^{3,4)}を採用した検討がなされている。しかし、これらの研究の大半は、継手形式や負荷様式ごとに異なる力学的

条件に着目し破壊力学パラメータを数値解析的に導出することに費やされており、本来はスポット溶接継手の破壊挙動を詳細に調べ、実破壊現象に即した破壊パラメータをもとに破壊現象を検討すべきと考えられるが、そのような研究例は少ない。また、これらの研究の大半はスポット溶接継手の疲労現象解明に注力しており^{2,4)}、本研究が対象とする静的な破壊現象を扱ったものは少ない。くわえて、プラグ破断の破壊機構やこれを解析的に検討した例はほとんどない。

本研究では、ナゲット径を変化させた 980 MPa 級高張力鋼板の十字引張試験片を作製し、十字引張力 (CTS: Cross tension strength) を調査して、ナゲット径変化による CTS の変化ならびに破壊挙動の遷移について調べた。また、破面観察やき裂発生・進展観察を通じて、スポット溶接部の破壊挙動を詳細に調査した。得られた知見を基に、本スポット溶接継手の実破壊現象に即した破壊パラメータを提案し、数値解析を用いて破壊挙動の解明を試みた。

2. 供試材および試験・解析方法

2.1 十字引張試験片

用いた鋼板はC量で0.13%、板厚1.6 mmの980 MPa級冷間圧延高張力鋼板である。鋼板の圧延直角方向の引張特性(JIS 5号試験片)を表1に示す。本鋼板を用いて、スポット溶接により十字引張試験片を作製した。十字引張試験片の形状は、JIS Z 3138に準拠し、試験片の長手方向(150 mm)が圧延直角方向になるように採取した。

スポット溶接機は定置型交流式とし、電極先端形状は先端径7.0 mmのCR型を用いた。加圧力は5394 N一定とし、初期加圧時間:35 cycles/50 Hz, 通電時間:16 cycles/50 Hz, 保持時間:1 cycle/50 Hzのもと、溶接電流を4.8 kA~7.5 kAと変化させることによりナゲット径で $3\sqrt{t}$, $4\sqrt{t}$, $4.5\sqrt{t}$, $5\sqrt{t}$ (t =Sheet thickness, 1.6 mm)の十字引張試験片を得た(以降、ナゲット径に応じて各試験片を $3\sqrt{t}$ ~ $5\sqrt{t}$ と記述する)。

スポット溶接部の局所的な強度特性を調査するため、ビッカース硬さ試験を行なった。ビッカース硬さ試験は、母材~HAZ (Heat affected zone) ~ナゲット~HAZ~母材を横断するラインにて、0.2 mmピッチで荷重:2.94 Nにて実施した。代表例として、 $3\sqrt{t}$ と $5\sqrt{t}$ のビッカース硬さ分布を測定要領とともに図1に示す。ナゲットの硬さは約420 Hvであり、母材定常部の硬さは約320 Hvであった。ナゲット中心から母材方向へと進むにつれて、硬さは一端上昇し、最硬化部(約440 Hv)を経た後に急激に最軟化部(約270 Hv)まで低下し、その後上昇して母材定常部へと至る。なお、同様なビッカ-

表1 供試材の引張特性

Table 1 Tensile properties of steel sheet used

Lower yield stress (MPa)	Upper yield stress (MPa)	Tensile strength (MPa)	Uniform elongation (%)
892	894	1 060	6.82

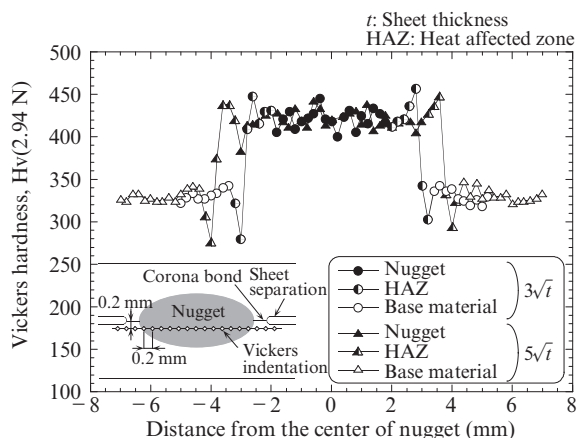


図1 ナゲット近傍におけるビッカース硬度分布

Fig. 1 Vickers hardness distribution around nuggets

ス硬度分布は $4\sqrt{t}$, $4.5\sqrt{t}$ においても共通して見られた。

2.2 試験方法

作製した十字引張試験片を用いて静的な十字引張試験を実施した。試験機は最大試験機容量500 kNの(株)島津製作所製万能試験機とし、荷重速度は10 mm/minとした。試験中は0.3 sごとに荷重とストロークを記録し、最大荷重点をCTSとした。十字引張試験は各ナゲット径について5本ずつ実施した。破断した十字引張試験片は、ナゲット中央部で切断し、分離した破面同士を突き合わせてから樹脂込め・鏡面研磨・ナイタールによるエッチングを行ない、光学顕微鏡によりナゲット断面を観察を行なって破壊形態を特定した。また、各ナゲット径について代表的な破面形態を抽出し、SEM (Scanning electron microscope) による破面観察も実施した。加えて、CTS以下の任意の荷重まで荷重して除荷した後、未破断の十字引張試験片のナゲット中央部を切断・鏡面研磨・ナイタールによるエッチングを行なって、光学顕微鏡によりナゲット断面を観察し、き裂発生・進展挙動を調査した。

2.3 解析方法

対称性を考慮して、十字引張試験片の1/4対称ソリッドモデルを作成し、ABAQUS Ver. 6.9-2にて3次元弾塑性解析を行なった。解析モデルは $3\sqrt{t}$ と $5\sqrt{t}$ の2ケースとし、最小メッシュ寸法は $25\mu\text{m} \times 25\mu\text{m} \times 113\mu\text{m}$ とした。解析モデルを図2に示す。解析は治具で固定された部分を剛体とし、一端は固定した上で他端に強制変位を与えることにより行なった(図2(a))。モデルでは、図2(b)や(c)に示すようにナゲット、HAZ、母材領域を実体のマクロ観察や硬度から参照して設定した。また、シートセパレーションや電極の加圧によるインデントーションも実体を忠実に再現した。なお、後述するように $3\sqrt{t}$ では負荷の初期段階(CTSの16%)にコロナボンド部でき裂が確認されたため、図2(b)に示すようにその領域では二重節点を持つき裂を設けた。また、 $3\sqrt{t}$ モデルでは、巨視的な観察からシートセパレーション終端は半円からなる切欠き状とし切欠き半径は $100\mu\text{m}$ とした。一方で後述するように、 $5\sqrt{t}$ でHAZはシート間で上下対象に凹凸をなすw型の形状を示していた。このため図2(c), (d)に示すようにシート間でHAZは半楕円を上下対象に等間隔で配置した形状で表した。楕円頂点部の切欠き半径は実測値を基に $25\mu\text{m}$ とした。コロナボンドはHAZ領域で上下中心位置に存在するものとした。さらに、3.3節で述べるように、シートセパレーション終端においてHAZがナゲット側へ凸形状を示す部位で負荷の初期段階(CTSの16%)にき裂が確認されたため図2(d)に示すような二重節点を有するき裂を設けた。

解析においてナゲット、HAZ領域では、母材の実験により得た応力-ひずみ関係をベースに、母材との硬度比(たと

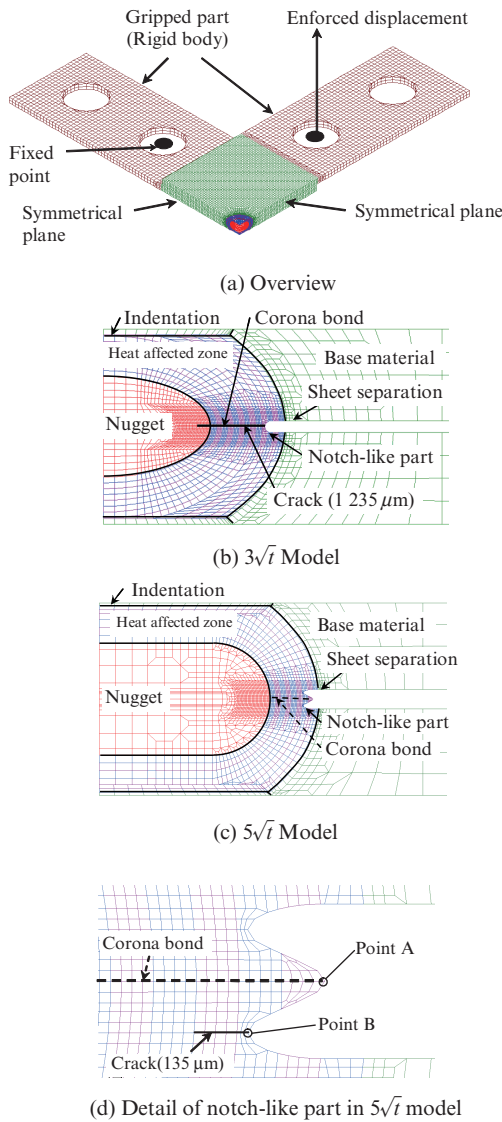


図2 CT継手の3次元1/4モデル

Fig. 2 3-Dimensional quarter part model of CT joints (t : Sheet thickness)

例えばナゲットではナゲット硬度/母材硬度)を母材の降伏応力、引張応力に乘じ、他方で一樣伸びは母材のそれを硬度比で除することにより外挿した。外挿の際にはSwiftの式を用いた。HAZ領域では最硬化部と最軟化部を含む8パターンの応力-ひずみ曲線を外挿して作成し、図1に示した硬度分布に応じて0.1 mmピッチで入力した。

実験と解析との整合性を確認するために、試験片の定点にひずみゲージを添付して十字引張試験を実施し荷重-ひずみ関係を求め、解析のそれと比較した。実験のひずみは対称位置に添付したひずみゲージにて採取した試験片長手方向の値の平均値とした。 $3\sqrt{t}$ と $5\sqrt{t}$ の結果をひずみの測定要領とともに図3に示す。いずれの継手も破断に至るまで実験値と解析値は良く一致していることから、解析は実験を忠実に再現できていると解釈できる。

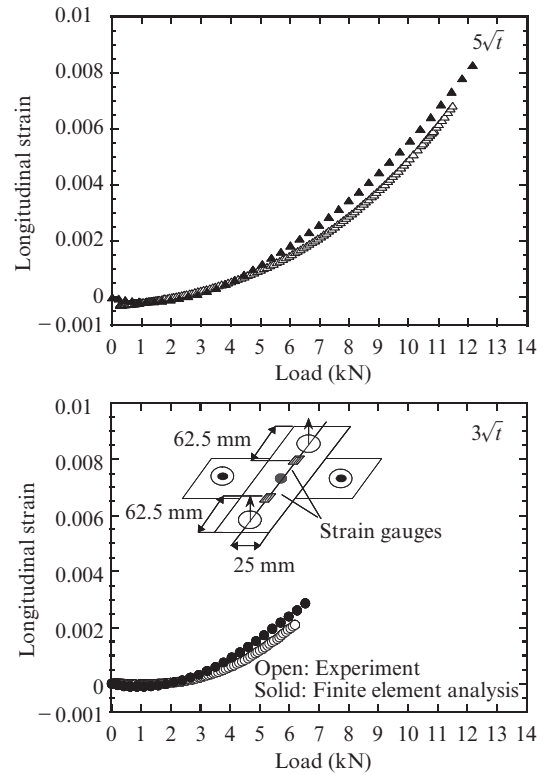


図3 $3\sqrt{t}$ および $5\sqrt{t}$ 継手における長手方向ひずみ履歴の実験値ならびに解析値

Fig. 3 Longitudinal strain histories of $3\sqrt{t}$ and $5\sqrt{t}$ joints in experiments and finite element analysis (t : Sheet thickness)

3. 結果

3.1 十字引張試験

$3\sqrt{t}$, $4\sqrt{t}$, $4.5\sqrt{t}$, $5\sqrt{t}$ のCTSをナゲット径と関連づけて図4に示す。図より、ナゲット径の増加とともにCTSは上昇すること、加えて破壊形態は、はく離破断 ($3\sqrt{t}$)、部分プラグ破断 ($4\sqrt{t}$, $4.5\sqrt{t}$)、プラグ破断 ($5\sqrt{t}$) へと遷移

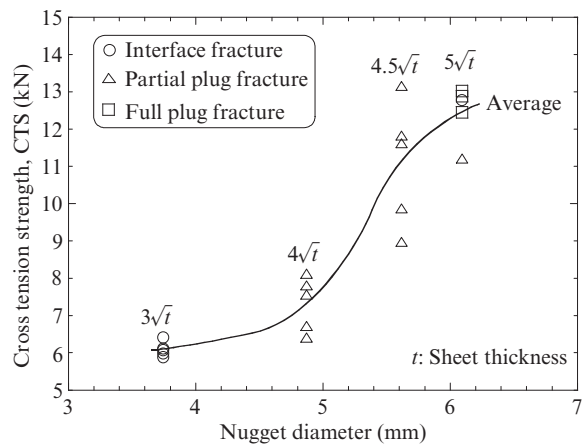


図4 ナゲット径と Cross tension strength (CTS) の関係

Fig. 4 Relationship between nugget diameter and cross tension strength (CTS)

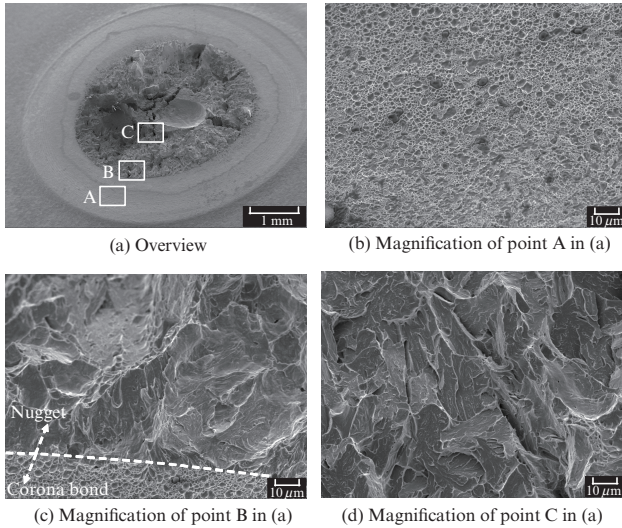


写真1 $3\sqrt{t}$ の破面観察

Photo 1 Fractograph of $3\sqrt{t}$ joint (t : Sheet thickness)

することがわかる。3.2, 3.3 節で、はく離破断とプラグ破断に着目し、破壊形態やき裂発生・進展形態について詳細に示す。

3.2 はく離破断

$3\sqrt{t}$ の破面観察結果を写真1に示す。写真より、はく離したナゲット部はフラクタルな破面様相を呈しており、それを取り囲むように円周上に白色に見える領域が存在する(写真1(a))。この領域は、はく離したコロナボンドで、拡大するとシャローなディンプルから構成されており、ディンプルの底にはほところころに介在物が存在する場合があった(写真1(b))。コロナボンドに隣接するナゲットの破面はへき開状の破面が主体的である(写真1(c))。ナゲット内部においても稜線が明瞭なへき開破面(写真1(d))で構成されることから、ナゲット全体でぜい性的な破壊が瞬時に生じたことが示唆される。

はく離破断についてさらに詳細に検討するため、 $3\sqrt{t}$ を対象にき裂の発生・進展挙動を調査した。観察結果を写真2に示す。CTS (平均値): 6.09 kN に対し、1 kN でコロナボンドがはく離し先鋭化したき裂が発生している(写真2(a))。このき裂はコロナボンド/ナゲット界面を超えナゲット中へ $300\ \mu\text{m}$ 程度進展していた。図5には写真2(a)に示すようにシートセパレーション終端からのき裂長さを測定した結果について、横軸に荷重をCTSで正規化した値をとって示した。これらの図より荷重が2 kN, 3 kN と増加しても初期き裂は進展せずに開口量のみ増加していることがわかる。さらに荷重が増加し、5 kN (CTS の82%) となってもき裂は進展せずに大きな開口を示すのみであった。写真1に示したようにナゲットの破面はぜい性的であることを勘案すると、 $3\sqrt{t}$ のはく離破断プロセスは負荷の初期段階 (CTS の16%) でコロナボンドのはく離を伴って発生した円周状

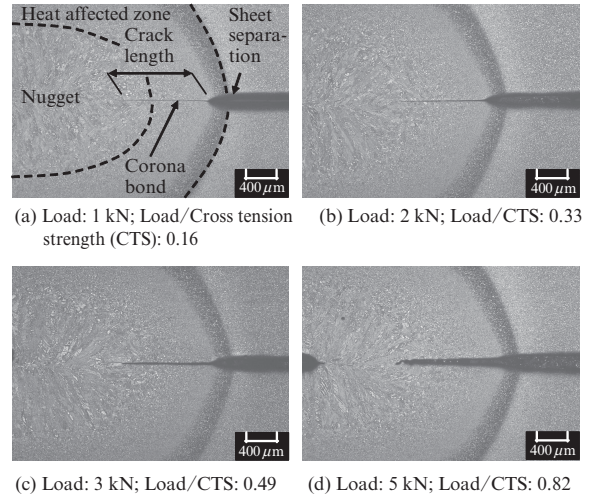


写真2 $3\sqrt{t}$ のき裂発生・進展挙動

Photo 2 Crack initiation and propagation behavior of $3\sqrt{t}$ joint (t : Sheet thickness)

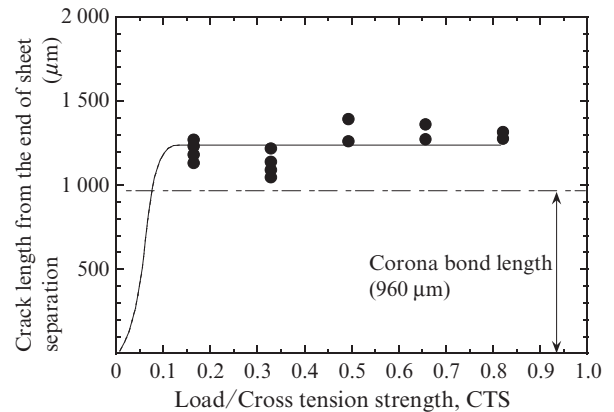


図5 $3\sqrt{t}$ の Load/Cross tension strength, CTS 増加に伴うシートセパレーション終端からのき裂長さの変化

Fig. 5 Change in crack length from the end of sheet separation with increasing of load/cross tension strength, CTS at $3\sqrt{t}$ joint (t : Sheet thickness)

のき裂がトリガーとなり CTS 近傍でき裂が急速にナゲットへ進展してぜい性破壊に至るものと結論づけられる。

3.3 プラグ破断

$5\sqrt{t}$ の破面観察から、コロナボンドが破壊に寄与した可能性はないこと、残存するプラグではディンプルなどの延性的な破壊が示唆された。そこで、 $5\sqrt{t}$ のき裂発生・進展挙動を詳細に調査した。結果を写真3に示す。写真の中にはプラグ破断を示した試験片のCTS (平均値)=12.8 kN に対する荷重の比も示した。写真より、シートセパレーション終端でシート間のHAZは上下対象に凹凸をなすw型の形状を示していることがわかる(以下、上記位置でナゲット方向へ凸な部分を凸部、凹な部分を凹部と略記する)。これは、 $5\sqrt{t}$ は $3\sqrt{t}$ よりも溶接電流が高く、チリ発生電流 (9.4 kA) に近いいため、加圧・溶接中にシート間のHAZ中央部が押し

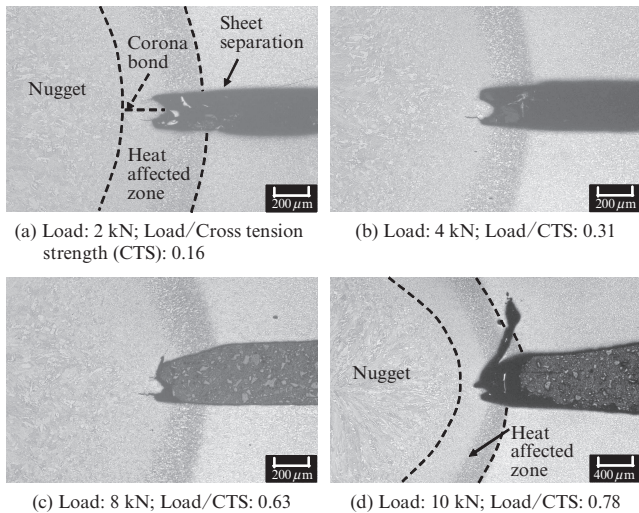


写真3 $5\sqrt{t}$ のき裂発生・進展挙動

Photo 3 Crack initiation and propagation behavior of $5\sqrt{t}$ joint (t : Sheet thickness)

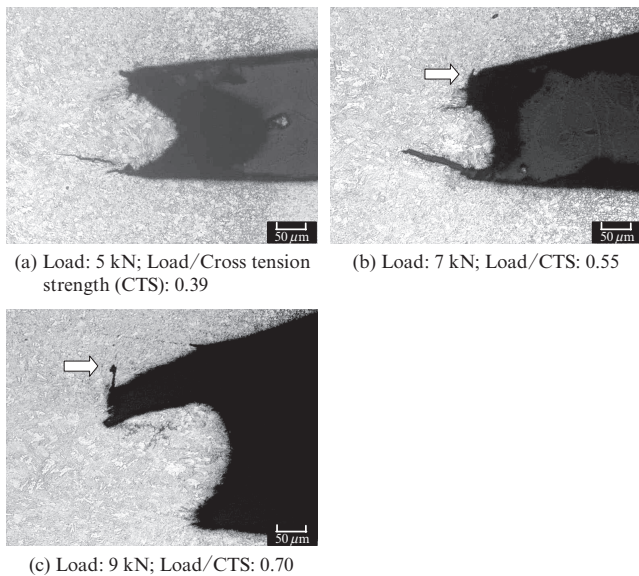


写真4 $5\sqrt{t}$ の主き裂の発生・進展挙動

Photo 4 Main crack initiation and propagation behavior of $5\sqrt{t}$ joint (t : Sheet thickness)

出されたためと考えられる。2 kN の荷重により凸部に $135\ \mu\text{m}$ のき裂が発生した。このき裂は 4 kN, 8 kN と荷重しても開口をみせるのみで進展しなかった。そして、8 kN の荷重時には初期き裂発生位置とは異なる凸部より母材方向へと進展したき裂が見られた。このき裂はさらなる荷重により主き裂となり HAZ を超えて母材方向へと進展した。主き裂の発生についてより詳細に調査した結果を写真4に示す。写真より 5 kN では凸部でサブクラックが認められるものの主き裂は認められない。7 kN の荷重により白矢印で示すように $50\ \mu\text{m}$ 程度の主き裂がサブクラック発生位置と異なる凸部で発生し、9 kN で $100\ \mu\text{m}$ 程度まで進展した。以上より $5\sqrt{t}$ のプラグ破断は CTS の 55% で凸部（サブクラック

ク発生とは異なる部位) に発生した延性き裂が母材方向へ進展することによりもたらされると考えることができる。

4. 考察

4.1 初期き裂の発生

初期き裂の発生挙動とシートセパレーション終端の形状による応力集中との関連性について調べるために、図2に示した $3\sqrt{t}$ モデルおよび $5\sqrt{t}$ モデルともにき裂のないモデルを別途作製しシートセパレーション終端のコロナボンド部や凸部に生ずる開口応力を解析により求めた。具体的には、 $3\sqrt{t}$ モデルではノッチ状部位の最先端に位置する節点、 $5\sqrt{t}$ モデルでは図2 (d) に示した Point A および Point B の節点での開口応力を求めた。解析結果を図6に示す。 $3\sqrt{t}$ では、コロナボンドのはく離が確認された 1 kN の時点で 1300 MPa 程度の応力集中が認められる。一方、 $5\sqrt{t}$ ではコロナボンドが存在すると思われる Point A (凹部) では、w 形のシートセパレーションとなることに起因して開口応力そのものが生じていない。対して Point B (凸部) では 2 kN で 1200 MPa を超える応力集中が生じており、実験ではその荷重で同部位において初期き裂が発生していた。これらの解析結果から、初期き裂は応力集中に起因して発生すること、応力集中箇所はシートセパレーション終端の形状に依存することが示唆される。なお、 $5\sqrt{t}$ の主き裂の発生については 4.3 節で解析的に検討する。

4.2 モード I 応力拡大係数によるはく離破断評価

$3\sqrt{t}$ のはく離破断では、荷重の初期段階にコロナボンドのはく離を伴う先鋭なき裂が発生、荷重増加に伴うき裂の

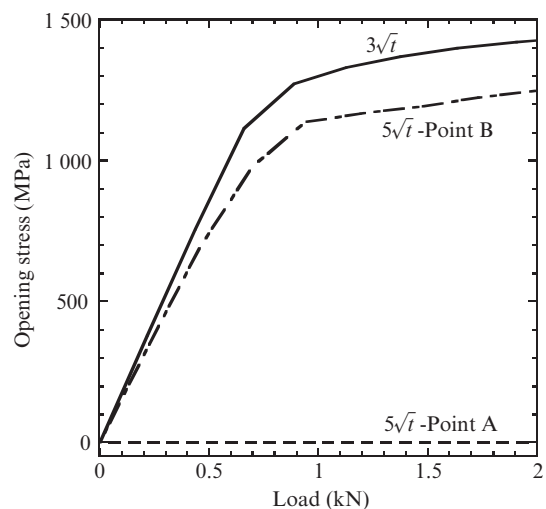


図6 $3\sqrt{t}$ モデルと $5\sqrt{t}$ モデルのコロナボンド端ならびに $5\sqrt{t}$ モデルの凸部における開口応力と荷重の関係

Fig. 6 Relationship between load and opening stress at the edge of corona bond in $3\sqrt{t}$ and $5\sqrt{t}$ models and convex point in $5\sqrt{t}$ model (t : Sheet thickness)

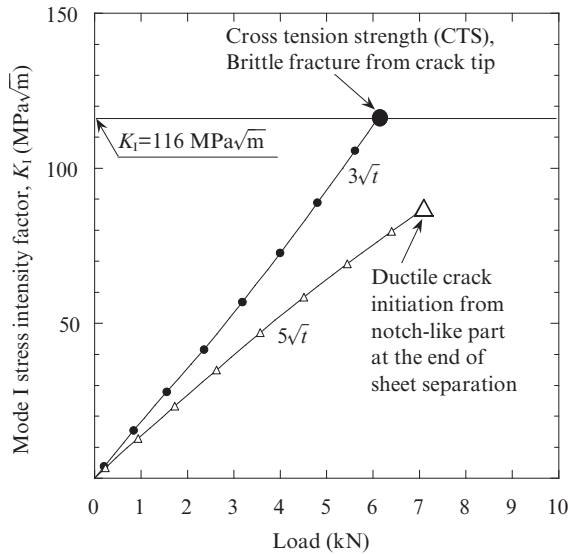


図7 $3\sqrt{t}$ および $5\sqrt{t}$ モデルにおける荷重とモードI応力拡大係数の関係

Fig. 7 Relationship between mode I stress intensity factor and load in $3\sqrt{t}$ and $5\sqrt{t}$ models (t : Sheet thickness)

開口、CTS直近におけるき裂のナゲットへの急速進展（ぜい性破壊）という破壊プロセスをたどった。この過程は最初に発生したき裂を予き裂と仮定し、CTSでナゲットがぜい性破壊するモデルとして捉えることができよう。そこで、図2(b)に示した $3\sqrt{t}$ モデルでは図5で実測した初期き裂長さの平均値としてシートセパレーション終端から $1235\mu\text{m}$ のき裂を導入した。また、き裂は開口モードが支配的であり荷重軸と垂直方向に進展すること、別途実施した試験解析でCTS近傍のき裂先端の開口応力分布において $r^{-1/2}$ の特異性を有すること(r :荷重軸と直角をなすき裂進展方向におけるき裂先端からの距離)を確認したため、破壊パラメータとしてモードI応力拡大係数(以下、応力拡大係数と略記)を採用した。応力拡大係数は、き裂先端を囲む積分経路から算出したJ積分値の安定解より平面ひずみ状態を仮定して求めた。比較のためプラグ破断を示した $5\sqrt{t}$ で、直接的に破壊に寄与してはいないが、図2(d)に示した $135\mu\text{m}$ の初期き裂先端の応力拡大係数も求めた。

$3\sqrt{t}$ の応力拡大係数と荷重の関係を $5\sqrt{t}$ のそれとともに図7に示す。 $3\sqrt{t}$ では応力拡大係数と荷重の間に線形関係が認められるのに対し、 $5\sqrt{t}$ でのそれはやや非線形である。結果として、同一荷重において $3\sqrt{t}$ の応力拡大係数は $5\sqrt{t}$ のそれよりも高い。 $3\sqrt{t}$ での計算結果に基づいたとき、CTS:6.09 kNでの応力拡大係数は $116\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ と算出され、実験結果を参照すればこの値がナゲットの破壊靱性値と考えられた。

4.3 相当塑性ひずみによるプラグ破断評価

切欠き半径を変化させた円周切欠き丸棒引張試験での延性き裂発生に関する知見では、切欠き半径が大きい場合に

は試験片内部より延性き裂が発生すること、切欠き半径が小さい場合には切欠き底より延性き裂が発生すること、そしてこれらの延性き裂発生挙動は応力三軸度と相当塑性ひずみの関係によって解釈可能であることが示されている⁵⁾。また、このとき切欠き底からの延性き裂は、同一材料であれば、切欠き半径、切欠き深さ、試験片形状によらず一定の相当塑性ひずみのもとで発生するとされている。

写真3や写真4に示したように $5\sqrt{t}$ で主き裂はサブクラックの存在しない凸部から発生しており、これは先の知見を参照すれば相当塑性ひずみ一定のもと切欠き底から発生する延性き裂と見なすことができる。そこで、 $5\sqrt{t}$ モデルではサブクラックを図2(d)のように初期き裂として設定し、サブクラックの存在しない凸部の相当塑性ひずみに着目して

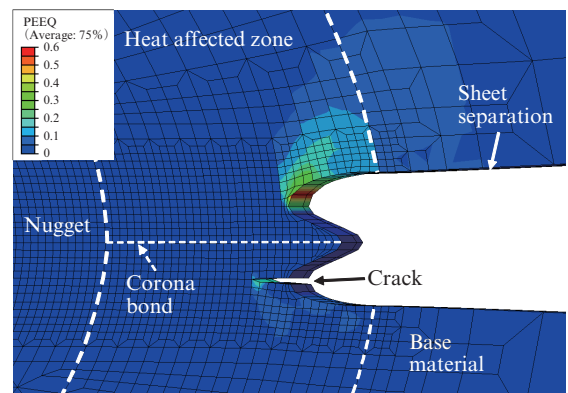


図8 $5\sqrt{t}$ モデルのシートセパレーション終端のノッチ状部位における相当塑性ひずみ分布(荷重:7 kN)

Fig. 8 Equivalent plastic strain distribution around notch-like part at the end of sheet separation in $5\sqrt{t}$ model at load of 7 kN (t : Sheet thickness)

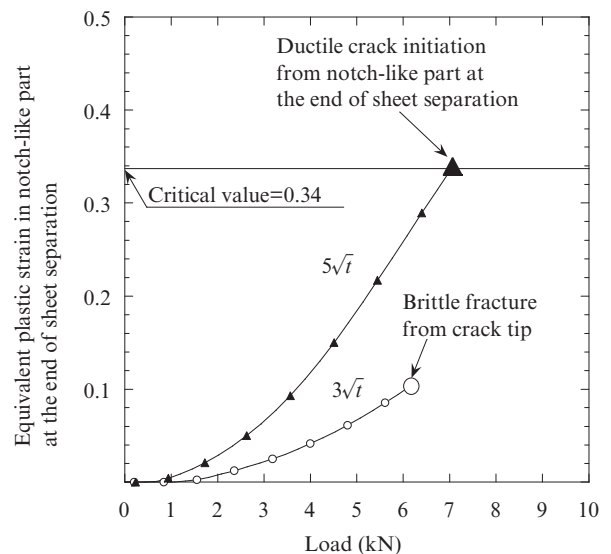


図9 $3\sqrt{t}$ および $5\sqrt{t}$ モデルのシートセパレーション終端のノッチ状部位における相当塑性ひずみと荷重の関係

Fig. 9 Relationship between load and equivalent plastic strain in notch-like part at the end of sheet separation in $3\sqrt{t}$ and $5\sqrt{t}$ models (t : Sheet thickness)

解析を実施した。図8には $5\sqrt{t}$ で延性き裂発生が認められた荷重である7kNを载荷したときの延性き裂発生箇所近傍における相当塑性ひずみ分布の解析結果を示した。図よりサブクラックのない凸部から母材方向へと相当塑性ひずみの集中が認められ、写真3や写真4と照らし合わせると、ほぼ同じ箇所・方向で延性き裂が発生していることが確認できる。凸部で相当塑性ひずみをもっとも集中した箇所での相当塑性ひずみと荷重の関係を図9に示す。相当塑性ひずみは延性き裂発生が約 $50\mu\text{m}$ であったことから $50\mu\text{m} \times 50\mu\text{m}$ のメッシュ内での平均値をとった。図中には比較のため $3\sqrt{t}$ のシートセパレーション終端のノッチ状部位でもっとも相当塑性ひずみが集中した箇所の計算結果も示した。 $5\sqrt{t}$ において相当塑性ひずみは荷重増加とともに増加し、延性き裂発生点(7kN)での限界値は0.34と算定された。

4.4 破壊パラメータと破壊挙動

$3\sqrt{t}$ の場合、コロナボンドに最も応力が集中することから、負荷過程の初期にコロナボンドがはく離しナゲット内へといたる $1235\mu\text{m}$ 程度の先鋭な初期き裂が発生する。このき裂先端の応力拡大係数は図7に示したように荷重増加とともにほぼ線形に上昇し、ナゲットの破壊靱性値と考えられる $116\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ の限界値に達したときにぜい性的なはく離破断を示すと解釈される。これに対し、 $5\sqrt{t}$ ではシートセパレーション終端がw型の形状であることからコロナボンドにあたる部位(凹部)にはほとんど応力が生じずにはく離しない。応力はHAZ領域にある凸部に集中し初期き裂が発生するがその長さは $135\mu\text{m}$ 程度と $3\sqrt{t}$ に比して短くりガメントも大きい。このため荷重に対するき裂先端の応力拡大係数の上昇率は $3\sqrt{t}$ よりも緩やかであり、き裂は進展せずに開口のみを示したことから少なくとも次過程の延性き裂の発生までは初期き裂の応力拡大係数はHAZの破壊靱性値には達していないと考えられる。

一方、 $5\sqrt{t}$ のシートセパレーション終端の初期き裂が存在しない凸部では図8にあるように相当塑性ひずみの集中が見られ、荷重増加に対する上昇代を大きくしながら相当塑性ひずみが増加し、限界値と考えられる0.34に達した時点で主となる延性き裂が発生する(図9)。発生した延性き裂はHAZを経て母材へと進展しプラグ破断する。 $3\sqrt{t}$ においてもシートセパレーション終端のノッチ状部位で相当塑性ひずみが集中する部位は存在するが、その値は $5\sqrt{t}$ よりも常に低いことから延性き裂発生にはいたらず、上述のはく離破断が生じるものと理解される。

以上のような考え方に基づけば、継手形式や負荷様式が変化しても初期き裂発生、ぜい性破壊、延性き裂発生現象を捉えることで、応力集中、応力拡大係数、相当塑性ひずみによる評価が可能となるものと考えられ、今後展開していきたい。

5. まとめ

本研究では、ナゲット径を変化させた980MPa級高張力鋼板の十字引張試験を実施し、ナゲット径変化によるCTSの変化ならびに破壊挙動の遷移について調べるとともに、特にはく離破断とプラグ破断について破壊挙動を詳細に調査した。そして、本スポット溶接継手の実破壊現象に即した破壊パラメータを提案し、数値解析を用いて破壊挙動を検討した。得られた知見を以下に示す。

- (1) ナゲット径の増加に伴いCTSは増加し、破壊形態は、はく離破断($3\sqrt{t}$)、部分プラグ破断($4\sqrt{t}$, $4.5\sqrt{t}$)、プラグ破断($5\sqrt{t}$)へと遷移した。
- (2) $3\sqrt{t}$ のはく離破断において負荷の初期段階にコロナボンドのはく離が生じ、ナゲットを囲むような円周状のき裂が発生した。さらに負荷してもき裂は開口するのみで容易に進展せず、CTS近傍でナゲットへとぜい性的に進展し最終破壊した。
- (3) $5\sqrt{t}$ ではシートセパレーション終端でシート間のHAZはほぼ上下対象に凹凸をなすw型の形状を示した。プラグ破断では、負荷初期に凸部の応力集中により初期き裂が発生するが進展せず、ついで初期き裂発生位置とは異なる凸部から延性き裂が発生しこれがHAZ、母材方向へと進展し破壊に至った。
- (4) $3\sqrt{t}$ では、はく離が見られたコロナボンド部で応力集中が認められるのに対し、 $5\sqrt{t}$ ではコロナボンドが存在すると考えられる凹部で、w形のシートセパレーションとなることに起因して開口応力そのものが生じていない。 $5\sqrt{t}$ では、凸部において応力集中が生じており、実験では同部位において初期き裂が発生していた。
- (5) $3\sqrt{t}$ ではく離破断時(=CTS)のモードI応力拡大係数を解析により算出した結果、 $116\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ と見積もられた。
- (6) $5\sqrt{t}$ の解析で初期き裂発生位置とは異なる凸部において相当塑性ひずみの集中が見られその集中度合いと延性き裂発生位置はほぼ一致した。このとき延性き裂発生時の限界相当塑性ひずみは0.34と算出された。
- (7) シートセパレーション終端形状に起因した応力集中による初期き裂の発生、初期き裂先端の応力拡大係数によるぜい性き裂進展、シートセパレーション終端のノッチ状部位における相当塑性ひずみを用いた延性き裂発生の観点から十字引張試験の破壊挙動を示した。継手形式や負荷様式が変化しても初期き裂発生、ぜい性破壊、延性き裂発生現象を捉えることで破壊評価が可能となるものと考えられ、今後展開したい。また、低強度破壊であるはく離破断防止措置についても上述の観点から検討していく予定である。

参考文献

- 1) 田中甚吉, 樺沢真事, 小野守章, 長江守康. 日本鋼管技報. 1984, no. 105, p. 72.
- 2) 結城良治, 大平壽昭, 中務晴啓, 李浚. 日本機械学会論文集 (A 編). 1985, vol. 51, no. 467, p. 1772.
- 3) Radaj, D. Engineering Fracture Mechanics. 1989, vol. 34, no. 2, p. 495.
- 4) Zhang, S. International Journal of Fracture. 2001, no. 112, p. 247.
- 5) Toyoda, M.; Ohata, M.; Yokota, M.; Yasuda, O.; Hirono, M. Proceedings of 20th International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering. 2001, OMAE2001/MAT-3103.



貞末 照輝



伊木 聡



谷口 公一