(昭和 46 年 5 月日本造船学会春季講演会において講演)

高張力鋼・軟鋼縦突合せ溶接継手の 塑性変形挙動と応力分布について

— 切欠きの影響 —

正員 永 井 欣 一* 正員 堀 田 知 道**
正員 岩 田 光 正* 正員 西 村 誠 二***

Plastic Deformation Behavior and Stress Distributions in the Longitudinally Butt
Welded Joints between High Strength Steel and Mild Steel—Effect of Notch—

by Kin-ichi Nagai, *Member* Tomomichi Hotta, *Member*
Mitsumasa Iwata, *Member* Seiji Nishimura, *Member*

Summary

In a previous report¹⁾, the plastic deformation behavior of a notched specimen welded between 60 kg/mm² high strength steel (HT 60) and mild steel (SM 41) has been investigated under static tension applied parallel to the weld line. Because of the asymmetry of specimen, however, it is difficult to estimate from the above experimental results the effect of a notch on the plastic strain behavior of composite weldment. In the present research, therefore, two kinds of notched specimen (SHS and HSH specimens) are used in which HT 60 and SM 41 are symmetrically arranged about the axis parallel to the direction of tensile load. Strains which occurred in the notched specimens have been analyzed experimentally by the use of strain gages and the use of a *Moiré* method, and stresses distributed on the net section of specimens have been calculated by incremental strain theory from the measured strains.

The strain concentration is more remarkable on the notch of HT 60 sides of the HSH specimen than on that of SM 41 sides of the SHS specimen. Since the stress redistribution takes place on the SHS specimen, the stress concentration at the root of notches is lowered after the SM 41 sides begin yielding. On the contrary, the stress redistribution does not occur on the HSH specimen.

1 緒 言

筆者らは、変形挙動の著しく異なる 60 kg/mm² 高張力鋼と軟鋼を突合せ溶接した異種鋼材混用継手の平滑試験片について静的引張試験を行ない、その伸びおよびひずみ挙動を検討してきた¹⁻³⁾。その結果によれば、異種鋼材混用継手における高張力鋼側のひずみは高張力鋼素材に比べて集中の程度が小さく、最大荷重に達するまでは軟鋼側と同じ程度のひずみの増加を示し、混用継手の伸びは高張力鋼素材のそれより大きくなる。最大荷重以後は高張力鋼側に著しいひずみ集中を生じ、混用継手は高張力鋼側から破壊を起こすことを明らかにした。したがって、混用継手のひずみ挙動に及ぼす切欠きの影響を調査する必要がある、筆者らは先に 60 kg/mm² 高張力鋼と軟鋼の混用継手の両側部に U 型切欠きを設けた試験片によって両鋼材の切欠き底に生ずるひずみ集中を比較

* 広島大学工学部

** 新日本製鉄株式会社製品技術研究所

*** 広島大学大学院

検討し、高張力鋼側の切欠き底には軟鋼側の切欠き底に比べて著しいひずみ集中を生じ、そこから破壊を起こすことを示した¹⁾。しかし、用いられた混用継手 U 切欠き試験片は、高張力鋼と軟鋼が荷重軸に対して非対称に配置されているうにピンを介して引張荷重が負荷されたために面内に曲げ変形を生じた。したがって、切欠き底におけるひずみ挙動は曲げ変形の影響をうけることになり、この試験結果から異種鋼材混用継手における切欠きの影響をただちに推定することはいささか問題があつた。そこで本研究では、荷重軸に対し高張力鋼と軟鋼を対称に配した混用継手切欠き試験片を用い、そのチャック部における変位が幅方向にほぼ一様に分布するようにして引張試験を行なつた。そのとき切欠き部近くに生ずるひずみをひずみゲージとモアレ法を用いて測定するとともに、このひずみからひずみ増分理論に基づく応力解析を行なつて応力分布を求め、鋼材配置の相違する 2 種類の異種鋼材混用継手のひずみおよび応力分布に及ぼす切欠きの影響を比較検討した。

2 実験方法

供試材は前報²⁾において用いたものとまったく同じ材料の軟鋼 (SM 41) と 60 kg/mm² 調質型高張力鋼 (HT 60) で、溶接継手の形状および溶接条件も前報と同じである。試験片の形状は Fig. 1 に示すとおりで、両側に U

Fig. 1 Details of U-notched specimens of composite weldment consisting of high strength steel and mild steel

るように試験片の全幅を決めた。引張試験に際しては、試験片のつかみ部を引張試験機のチャックで直接つかみ、切欠き底から十分離れた断面における変位がほぼ一様になるようにして負荷した。ひずみ測定は前報^{1,2)}と同じように塑性ひずみゲージとモアレ法によつて行なつた。すなわち、混用継手の第 1 層目側の板表面における切欠き底の実断面に貼られたひずみゲージにより弾性ひずみから数パーセントまでの塑性ひずみを測定するとともに、第 2 層目側の表面に食刻された 150 本/インチのグリッドとマスター・スクリーン (グリル) を重ねて得られるモアレ縞から Bossaert⁴⁾の方法を用いて最大荷重直後までの各段階のひずみを解析した。なお、直径 6 mm、標点距離 50 mm の丸棒試験片を用いて、応力除去焼鈍を行なつた SM 41 および HT 60 素材とその溶接金属の引張試験を行ない、それぞれの材料の真応力-ひずみ線図を求め、それを混用継手切欠き試験片の応力解析に使用した。

3 実験結果および考察

3.1 静的引張強度

Fig. 2 は混用継手切欠き試験片の公称応力-伸び線図を、SHS と HSH 試験片について比較したものである。図の横座標には試験片の両側に設置されたダイヤル・ゲージによつて測定した標点距離 150 mm に対する伸びが、縦座標には荷重を切欠き底における元の断面積で除して得た公称応力がとつてある。HSH 試験片の降伏点および引張強さは SHS 試験片のそれよりも大きい値を示している。切欠き底の断面における

Fig. 2 Nominal stress-elongation curves of U-notched specimens of composite weldment

HT 60 と SM 41 の断面積を等しくした HSH と SHS 試験片の静的強さが上記のように相違するのは、前報²⁾で指摘したように HT 60 溶接金属の静的強度が素材のそれとほぼ一致するのに対して、SM 41 溶接金属の静的強度は素材の強度よりも若干大きいことが原因すると考えられる。また、SHS 試験片の最大荷重における伸びは HSH 試験片に比べて著しく大きいことを示しているが、この伸びの相違は後述するひずみ分布によって理解することができる。

3.2 ひずみ分布

Fig. 3 (a), (b) は SHS および HSH 試験片の切欠き断面にそう荷重方向ひずみ ϵ_x の分布を示したものである。いずれの切欠き試験片においても、荷重の増加に伴って切欠き底のひずみは集中して増加しており、降伏後における両試験片のひずみ分布に大きい相違はみられない。しかし、HSH 試験片においては、公称応力 σ_n が 38.3 kg/mm^2 から 44.6 kg/mm^2 の間で SM 41 側におけるひずみの増加が一時大きくなっている。これは中央部の SM 41 側が降伏を開始するために起こるもので、同様な現象が前報²⁾の混用継手平滑試験片においてもわずかなではあるが認められた。後述する切欠き断面にそう応力分布はこれらのひずみ分布曲線を基に応力解析を行なったものである。なお、 ϵ_y および γ_{xy} の分布曲線は紙面の都合上割愛した。

Fig. 4 (a), (b) は最大公称応力における荷重方向

Fig. 3 Transverse distributions of logarithmic strain ϵ_x in direction of loading in U-notched specimens of composite weldment

Fig. 4 Distributions of conventional strain ϵ_x in direction of loading at maximum load in U-notched specimens of composite weldment

慣用ひずみ e_x の切欠き近傍における分布を SHS と HSH 試験片について比較したものである。切欠き底におけるひずみは SHS よりも HSH 試験片のほうが大きいけれども、切欠き底より離れた箇所では SHS 試験片のひずみが HSH 試験片に比べて明らかに大きいことが同図からうかがえる。すなわち、HT 60 側に切欠きを有する HSH 試験片は SM 41 側に切欠きをもつ SHS 試験片に比較してひずみ集中が著しい。

3.3 応力分布

安藤ら⁵⁾は、モアレ法によつて計測されたひずみ成分から、ひずみ増分理論を用いて平面応力における応力成分を解析的に求める方法を示した。そこで筆者らはこの方法を応用して、混用継手切欠試験片の切欠き断面にその応力分布を求めてみた（計算のフロー・チャートを appendix に示す）。応力計算に用いた混用継手における SM 41 と HT 60 素材およびそれらの溶接金属の弾性域、おどり場および指数硬化域における真応力 σ と対数ひずみ ϵ の関係を次式で与え、

$$\sigma = E\epsilon \quad (1)$$

$$\sigma = Y + H\epsilon \quad (2)$$

$$\sigma = A + C\epsilon^n \quad (3)$$

Fig. 5 True stress-logarithmic strain curves of base metals and weld metals

Fig. 5 に示す実測値との相関係数が最大となるように上式の E , Y , H , A , C および n を決めた。その結果が Table 1 および Fig. 5 に実線として表わされており、(3)式で与えられるひずみは約 20% までは実測値とはほぼ一致することを示している。したがって、この範囲のひずみについて応力解析を行った。

ひずみから荷重方向の応力 σ_x を解析的に求め、

Fig. 6 Transverse distributions of true stress σ_x in direction of loading in U-notched specimens of composite weldment

Table 1 Material constants required to the stress analysis on U-notched specimens of composite weldment

Materials	Young's Modulus E kg/mm ²	Poisson's ratio ν	Yield stress σ_Y kg/mm ²	ϵ_{eP}^*	Y^{**} kg/mm ²	H^{**} kg/mm ²	A^{***} kg/mm ²	C^{***} kg/mm ²	n^{***}
SM 41 base metal	2.1×10^4	0.27	22.7	0.0120	22.7	94.3	0	77.8	0.266
HT 60 base metal	2.1×10^4	0.28	48.9	0.0113	48.8	112.5	33.1	56.2	0.300
SM 41 weld metal	2.1×10^4	0.27	37.0	0.0111	36.8	102.0	8.0	77.2	0.211
HT 60 weld metal	2.1×10^4	0.28	49.5	0.0140	49.3	128.0	21.4	72.7	0.209

* ϵ_{eP} : strain at the beginning of strain hardening

** $\sigma = Y + H\epsilon$

*** $\sigma = A + C\epsilon^n$

切欠き断面における荷重の各段階の応力分布を示すと Fig. 6 (a), (b) のようになる。HT 60 側に切欠きを有する HSH 試験片の応力分布には降伏後も切欠き底に高い応力集中がみられるのに対して、SM 41 側に切欠きを有する SHS 試験片では初期の荷重段階で切欠き底に応力集中を生ずるが、切欠き底が降伏応力に達すると中央の HT 60 側の応力が急激に増加し始め切欠き底の応力より大きくなる。すなわち、SHS 試験片では切欠き底に降伏を起こしたのちはその応力集中が減少する。Fig. 7 は切欠き断面の各位置における真応力と公称応力の関係を示したもので、Fig. 6 を別の表示により書換えたものである。いずれの試験片も公称応力の小さいうち各点の真応力は直線的に増加し弾性的に挙動する。荷重の増加に伴って切欠き底の A および H 点がまず降伏を開始し、切欠き断面は弾塑性状態となる。その後の全面降伏を起こすまでの降伏過程は両試験片においてかなり相違する。すなわち、Fig. 7 (a) に示す SHS 試験片では、切欠き底の降伏について SM 41 側の B および G 点が降伏を起こし、全面降伏を起こすまでの SM 41 側における応力の増加は少なくなる。この間、中央の HT 60 側の C, D, E および F 点における応力の増加の割合は大きくなり、SM 41 側が降伏したのちの荷重の増加分を HT 60 側がほとんど負担するようになる。HT 60 側が降伏応力に達したとき切欠き断面は全面降伏を起こし、その後は再び全断面にわたって応力が増加し始める。これに対して Fig. 7 (b) に示す HSH 試験片の場合は、A および H 点の降伏について中央の SM 41 側における D, E 点と C, F 点が順次降伏する。その後 HT 60 側の B および G 点が降伏応力に達したのちに切欠き断面は全面降伏を起こし、全断面の応力は再び増加するようになる。以上の結果から、SM 41 側に切欠きを有する SHS 試験片は SM 41 側が降伏したのちに応力の再分布を生じ、中央の HT 60 側が荷重を大きく分担するようになるが、HT 60 側に切欠きを設けた HSH 試験片の場合には HT 60 側が降伏したのちに中央の SM 41 側も降伏を起こすので、明りような応力の再分布を生じないことがわかる。したがって、応力集中を生ずる構造物に異種鋼材が混用されるときは、混用継手の特性を考慮して鋼材の配置が決められるべきで、高張力鋼と軟鋼が縦突合せ溶接された混用継手に切欠きを設ける場合は、軟鋼側に切欠きが存在するほうが低サイクル疲労の立場からは有利であることが想像できる。

Fig. 6 に示した真応力の分布から切欠き断面における公称応力を次式によつて求めた値（計算値とよぶ）と実荷重から求めた公称応力（実測値とよぶ）を比較して Fig. 8 に示す。

$$\sigma_n' = \frac{1}{h_0} \int_{-h_0/2}^{h_0/2} \sigma_x \exp(-\varepsilon_x) dx_0 \quad (4)$$

ここに、 h_0 は切欠き底における元の板幅である。両試験片の計算値と実測値はかなりよく一致している。しかし、 σ_n がほぼ 40 kg/mm^2 以上では計算値が実測値に比べて SHS 試験

Fig. 7 Developments of true stress σ_x at each position of net section of U-notched specimens

Fig. 8 Relations between calculated nominal stress σ_n' and actual nominal stress σ_n

片の場合は若干大きく、HSH 試験片の場合は小さくなる傾向にある。

4 結 言

60 kg/mm² 高張力鋼と軟鋼を対称に配した異種鋼材混用継手の切欠き試験片が溶接線方向に引張荷重をうけるときに切欠き近傍に生ずるひずみをひずみゲージおよびモアレ法によつて解析し、切欠き底に生ずるひずみ集中を検討するとともに、ひずみ増分理論に基づく応力解析を行なつて切欠き断面の応力分布を検討した結果、次の結論を得た。

(1) 混用継手切欠き試験片の最大荷重における伸びは、HT 60 側に切欠きを設けた HSH 試験片に比べ SM 41 側に切欠きを設けた SHS 試験片のほうが大きい。

(2) HT 60 側に切欠きを設けた HSH 試験片のひずみ集中は SM 41 側に切欠きを設けた SHS 試験片のそれに比べて著しい。

(3) SHS 試験片は SM 41 側が降伏したのち応力の再分布を生じ、中央の HT 60 側が荷重を大きく負担するようになるが、HT 60 側に切欠きを設けた HSH 試験片の場合には HT 60 側が降伏したのちに中央の SM 41 側も降伏するので応力の再分布を生じない。

謝 辞

本研究に対して造船学会溶接研究委員会および造船学会船体構造委員会西部地区部会の各委員の方々から種々有益なご意見をいただいた。また、電子計算機のプログラム作製にあたつて東京大学大学院征矢勇夫氏に種々ご教示いただいた。以上の方々に心から謝意を表します。

参 考 文 献

- 1) 永井欣一，堀田知道，岩田光正：高張力鋼・軟鋼縦突合せ溶接継手の強度について，造船学会論文集，125号（昭和44年），p. 335
- 2) 永井欣一，堀田知道，岩田光正，西村誠二：高張力鋼・軟鋼縦突合せ溶接継手の塑性変形挙動について，造船学会論文集，128号（昭和45年），p. 131
- 3) 金沢 武，永井欣一，三波建市，町田 進，岩田光正，宮 健三，梶本勝也，西村誠二：異種鋼材混用溶接継手の静的引張強度と伸び挙動について，造船学会論文集，128号（昭和45年），p. 139
- 4) W. Bossaert *et al.*: Computation of Finite Strains from Moiré Displacement Patterns. J. Strain Analysis, Vol.3, No.1 (1968), p. 65
- 5) 安藤良夫，飯田国広，征矢勇夫：低サイクル疲労き裂の発生，伝播と歪の繰返し挙動，造船学会論文集，128号（昭和45年），p. 97

Appendix

本報に用いた平面応力状態における応力計算法は安藤ら⁵⁾の方法を応用したものであり、計算のフロー・チャートを掲げておく。

ひずみゲージおよびモアレ法によつて測定されたひずみ成分 ϵ_x , ϵ_y および τ_{xy} が弾性ひずみであるときは、その応力成分 σ_x , σ_y および τ_{xy} は応力とひずみの関係式を用いて簡単に決定できる。しかし、塑性域では変形過程をいくつかのステップに分け、各ステップごとに応力と塑性ひずみ増分を決定する必要がある。いま i 番目のステップにおける塑性ひずみ増分を $\Delta \epsilon_{xi}^p$, $\Delta \epsilon_{yi}^p$, $\Delta \tau_{xyi}^p$ とすると、 n

註) 計算径路 M=1 は弾性域を，M=2 はおどろ湯を，M=3 は 拙鉄硬化域を示す。

Fig. 9 Flow chart

番目のステップにおける応力とひずみの関係は、

$$\left. \begin{aligned} \sigma_x &= \frac{E}{1-\nu^2} \left\{ \epsilon_x + \nu \epsilon_y - \sum_{i=1}^{n-1} (\Delta \epsilon^p_{xi} + \nu \Delta \epsilon^p_{yi}) - (\Delta \epsilon^p_{xn} + \nu \Delta \epsilon^p_{yn}) \right\} \\ \sigma_y &= \frac{E}{1-\nu^2} \left\{ \epsilon_y + \nu \epsilon_x - \sum_{i=1}^{n-1} (\Delta \epsilon^p_{yi} + \nu \Delta \epsilon^p_{xi}) - (\Delta \epsilon^p_{yn} + \nu \Delta \epsilon^p_{xn}) \right\} \\ \tau_{xy} &= \frac{E}{2(1+\nu)} \left\{ \gamma_{xy} - \sum_{i=1}^{n-1} \Delta \gamma^p_{xyi} - \Delta \gamma^p_{xyn} \right\} \end{aligned} \right\} \quad (5)$$

$$\frac{\Delta \epsilon^p_{xn}}{2 \sigma_x - \sigma_y} = \frac{\Delta \epsilon^p_{yn}}{2 \sigma_y - \sigma_x} = \frac{\Delta \gamma^p_{xyn}}{3 \tau_{xy}} = \frac{\Delta \epsilon^p_{en}}{2 \sigma_e} \quad (6)$$

ただし、

$$\sigma_e = \{\sigma_x^2 - \sigma_x \sigma_y + \sigma_y^2 + 3 \tau_{xy}^2\}^{1/2} \quad (7)$$

$$\Delta \epsilon^p_{en} = \frac{2}{\sqrt{3}} \{(\Delta \epsilon^p_{xn})^2 + \Delta \epsilon^p_{xn} \cdot \Delta \epsilon^p_{yn} + (\Delta \epsilon^p_{yn})^2 + (\Delta \gamma^p_{xyn})^2\}^{1/2} \quad (8)$$

および

$$\sigma^p_{en} = F \left(\sum_{i=1}^n \Delta \epsilon^p_{ei} \right) \quad (9)$$

である。(9)式は Fig. 5 に示す真応力-ひずみ曲線を表わし、(2)あるいは(3)式に相当するものである。計算は Fig. 9 のフロー・チャートに従って電子計算機で行なつた。