

# 波形鋼板ウェブの現場突合せ継手の疲労強度

山田 聡<sup>1</sup>・高松大輔<sup>2</sup>・山田健太郎<sup>3</sup>・池田博之<sup>4</sup>

<sup>1</sup>正会員 工修 トピー工業株式会社 技術研究所 (〒441-8510 愛知県豊橋市明海町1)  
(名古屋大学大学院工学研究科土木工学専攻在学中)

E-mail:s-yamada@lab.topy.co.jp, s-yamada@civil.nagoya-u.ac.jp

<sup>2</sup>正会員 工修 日本道路公団 (〒160-0004 大阪府茨木市) (前名古屋大学大学院)

<sup>3</sup>正会員 Ph.D. 名古屋大学 環境学研究所 (〒464-8603 名古屋市中千種区不老町)

<sup>4</sup>正会員 日本道路公団(〒460-0003 名古屋市中区錦)

継手に対して斜めに応力が作用する場合の疲労強度は、これまで安全側ではあるが必ずしも定量的に評価されておらず、波形ウェブのようなせん断が卓越する箇所での継手の疲労強度はどのくらいであるか、という評価事例はまだ少ない。

本研究では、実際の波形鋼板ウェブから試験体を切り出し、その施工品質を調査し、継手に斜め方向に力を作用させ疲労試験を行う。また、併せて有限要素解析、き裂進展解析を行い、角度による疲労強度を求めた。そして、実橋の設計事例、模擬試験などの結果から波形ウェブ継手の作用応力を求め、総合的に疲労強度を評価した。

**Key Words :** corrugated steel webs, shear stress, butt-welded joints, fatigue strength

## 1. はじめに

プレストレスコンクリート(PC)箱桁橋のウェブに、波形形状に加工した構造用鋼板を用いる波形鋼板ウェブを有する複合 PC 箱桁橋はウェブを軽量化できるため、橋梁総重量を通常の PC 箱桁橋より 20%程度軽減できる。また、波形鋼板は、アコーディオンのように伸縮し、軸力および曲げモーメントに抵抗しないため、通常の PC 箱桁橋よりプレストレスの効果が大きいことも指摘されている。主桁自重の軽量化、プレストレスの導入効果の向上などによりコストの縮減が可能となる。

この波形鋼板のブロック架設に用いられる現場継手として、高力ボルト摩擦継手、突合せ溶接継手、および重ね継手が考えられている。高力ボルト摩擦継手は、継手の施工は比較的容易だが、張り出し施工では PC 箱桁橋の架設精度の悪さのためブロック間のボルト孔の調整が困難であるという問題がある。

現場突合せ溶接も高力ボルト摩擦接合同様に施工精度の影響を受け、ルートギャップや開先精度の確保が難しい。しかしながら、現場溶接継手はボルト継手に比べて防錆、美観上のメリットがあるため、架設桁を用いた波形ウェブの組み立てなど、施工誤差を吸収できるような施工方法に限定されて用いられている。

重ね継手は、継手の引張強度が低く、これまで橋梁の主部材では用いられてこなかった。しかし、重ねしろの調整により誤差吸収が容易で、かつ、波形

ウェブに作用するのは主としてせん断力であることに基づき、重ね継手を用いる検討も行われており、この形式を採用した橋梁も施工されている。

こうした波形鋼板ウェブの突合せ継手では基本的にせん断力が支配的な応力場となるため、主応力は溶接線に対して 45 度方向に作用することになる。このような場合、JSSC の疲労設計指針<sup>1)</sup>では、その主応力が直角方向に作用しているとして疲労寿命を算出すればよいとしている。これは、主応力が傾いていると直角の場合に対して疲労寿命が長くなると考えられ、安全側の評価になるためである。

これまで、溶接継手の始終端のスカラップ形状については、より疲労強度の優れる構造を目指して検討が進められてきているが、ウェブの一般部については、せん断作用下での定量的な評価はなされておらず、さらなる疲労試験データの蓄積が必要である。

本研究では、波形ウェブ鋼板の現場突合せ溶接継手の疲労挙動を明らかにするために、実際に施工された波形ウェブをもつ PC 橋の溶接部から試験体を切り出して品質検査を行い、その施工品質を確認する。

さらに、疲労試験を行うことで、実施工の品質管理下における突合せ溶接一般部の強度について把握し、波形ウェブ現場継手に対する基礎データを蓄積する。

また、破壊力学の手法を用いた疲労き裂進展寿命解析を行うことにより、定量的な評価を試み、実際の波形ウェブの突合せ溶接部に作用する応力とその方向から、疲労寿命を推定する。

表-1 溶接方法

|         |                             |
|---------|-----------------------------|
| 継手形式    | 突合せ溶接                       |
| 開先      | 30°片開先                      |
| ルートギャップ | 5mm                         |
| 裏当て材    | あり                          |
| 溶接方法    | CO <sub>2</sub> ガスシールドアーク溶接 |
| 溶接姿勢    | 立ち向き                        |
| 予熱      | なし                          |

表-2 溶接条件

| パス | 電流 (A) | 電圧 (V) | 速度 (cpm) | 入熱量 (kJ/cm) | 積層方法 |
|----|--------|--------|----------|-------------|------|
| 1  | 150    | 24     | 8        | 27          |      |
| 2  | 180    | 24     | 6        | 43          |      |
| 3  | 200    | 25     | 6        | 50          |      |
| 4  | 200    | 25     | 7        | 43          |      |
| 5  | 200    | 26     | 7        | 45          |      |
| 6  | 150    | 24     | 11       | 20          |      |

表-3 試験項目一覧

| 分類     | 項目        | 1) | 2) | 本研究での結果     | 備考             |
|--------|-----------|----|----|-------------|----------------|
| 溶接部の外観 | ビード形状     | ○  | ○  | 良好(管理基準値以内) |                |
|        | アンダーカット   | ○  | ○  | なし          |                |
|        | 表面欠陥      | ○  | ○  | なし          |                |
|        | 溶接止端部の形状  |    | ○  |             | 表-6 に詳述        |
| 非破壊試験  | 超音波探傷試験   | ○  | ○  | 内部欠陥の影響はない  | L 検出レベル 3mm 以下 |
|        | 放射線透過試験   | ○  | ○  | 内部欠陥の影響はない  | 1~2mm 数個検出     |
| 組織     | ミクロ試験     |    | ○  | 品質良好        |                |
|        | マクロ試験     |    | ○  | 品質良好        |                |
| 化学成分   | 炭素当量      |    |    | -           | ミルシート          |
| 機械的性質  | 引張試験      | ○  | ○  | 母材強度は規格値以上  |                |
|        | 曲げ試験      | ○  |    | -           |                |
|        | シャルピー衝撃試験 | ○  |    | -           |                |

\*1)は実施工で行われた検査, 2)は本研究で行った検査項目を示す。

## 2. 波形鋼板に用いられた現場突合せ溶接継手

### (1) 現場溶接施工

本研究では、実際に施工された橋梁の継手の照査を行う。現場溶接は、ステーキング(支保工)上にセグメントを1径間分配置し、それらを現場突合せ溶接することにより行われた。ウェブの板厚は  $t=9, 12, 16, 20, 24\text{mm}$  の5種類であり、鋼種は  $t=9, 12, 16\text{mm}$  が SM490YA,  $t=20\text{mm}$  が SM490YB と SM570,  $t=24\text{mm}$  が SM570 である。例として、 $t=24\text{mm}$  の溶接方法を表-1 に、標準溶接条件を表-2 に示す。溶接方法は斜めの角度を持つウェブに対し、斜め下向きになるように箱桁内部から裏当て材を用いて立ち向き姿勢で行い、溶接前に予熱はしていない。

疲労試験に先立ち、対象となる現場溶接の疲労強度に影響を及ぼす因子について、表-3 に示すような分類項目にまとめ、品質検査を行った。以下に項目ごとの詳細について述べる。

### (2) 実験室での非破壊試験

#### a) 実橋から切り出した試験体

試験体は現場溶接された波形鋼板のウェブ部分 158 カ所(ウェブ高 2000mm)のうち、約 8%にあたる 12 カ所の突合せ溶接部から起終端を含む全延長分をガス切断により切り出すことにより製作した。また、試験体はウェブの各板厚から1カ所ずつ、お

よび 9mm と 12mm の異厚の接合部をサンプリングした。

#### b) 溶接部の外観検査

溶接部の疲労強度に影響を及ぼす要因として、溶接ビードの外観が挙げられる。特に、止端半径により疲労強度は大きく左右され、また、止端付近の割れやアンダーカットにも影響を受ける。溶接部の品質の判定基準は、実橋の施工基準である、道路橋示方書<sup>2)</sup>、鋼橋等製作基準<sup>3)</sup>、現場溶接施工マニュアル<sup>4)</sup>による判定基準に基づいており、以下の手順で確認を行った。

1. ビード形状の外観検査は目視によって行った。検査の結果、表面・裏面ともにビード表面の起伏、脚長差は良好であるか、もしくはグラインダー仕上げがなされており、道路橋示方書に規定される許容限界以内であった。
2. アンダーカットは、その深さが疲労強度に影響を及ぼす。道路橋示方書では、アンダーカットの深さは 0.3mm 以内、JSSC の疲労設計指針では 0.5mm 以内と規定されている。アンダーカットの有無は、目視検査によって行った。その結果、規定を越えるアンダーカットは確認されなかった。
3. 表面欠陥の有無、特に溶接部の割れについては、道路橋示方書ではいかなる割れもあってはならないと規定されている。表面欠陥の有無は、目視検査および浸透探傷試験によって行った。検査の結果、継手の性能に影響を及ぼす割れは表面・裏面

ともに認められなかった。

4. 溶接止端形状の測定は、印象材による型取りにて行った。疲労試験において、破断した試験体については、ピーチマークによりき裂発生点を確認できるため、その点を型にマークした後、き裂発生点近傍の断面を切り出した。また、未破断の試験体については、任意の位置から印象材を切り出すことにより測定を行った。溶接止端形状の測定結果は、3章の疲労試験結果と併せて示す。

以上の外観検査の結果、本試験に供する現場溶接は管理基準範囲内の一般の継手として評価することができる。

### c) 非破壊検査

実橋においては現場溶接の品質確認のため、超音波探傷放射線透過試験を行った。本試験においても溶接部の内部欠陥を評価するため、超音波探傷と放射線透過試験を併用した。

まず、超音波探傷試験は、鋼溶接部の超音波探傷試験方法(JIS Z 3060)および試験結果の等級分類法<sup>5)</sup>に従って行った。本試験では、検出限界は 3.0mm で、L 検出レベルを適用した。この結果、1 級の欠陥が 2 箇所検出されたが、許容範囲内であった。

次に、放射線透過試験は鋼溶接部の放射線透過試験方法(JIS Z 3104)および透過写真の等級分類法<sup>4)</sup>に従って行った。放射線透過試験の結果、大きさ 1.0mm 前後の欠陥が溶接の始終点にいくつか見られたが、判定はすべて 1 類であり、疲労強度に影響を及ぼす欠陥は検出されなかった。

2 種類の非破壊試験の結果、検出精度の違いにより、約 1.0mm の小さな欠陥がいくつかと約 3.0mm の欠陥が 2 箇所検出されたが、管理基準値以内であり、溶接部は通常の実橋継手として評価できる。

### (3) ミクロ・マクロ試験

溶接部の品質を調査するため、溶接部の断面についてミクロ試験とマクロ試験を行った。ミクロ試験は、板厚中央部の断面で溶接金属、熱影響部、母材を電子顕微鏡を用いて 100 倍のスケールで撮影した。

ミクロ試験の結果、粒度に多少の差は見られるものの、いずれの試験体も典型的な溶接部の組織となっていることが確認された。マクロ試験の結果は、いずれの試験体も良好な溶け込みを有しており、溶接部の品質は確保されている。

### (4) 品質検査のまとめ

表-4 に疲労強度への影響因子とその照査基準についてまとめたものを示す。今回調査した現場実橋溶接継手は実橋の非破壊試験で基準を満たしており、実験室での外観検査、内部非破壊検査および断面観察などの詳細な試験においても特記すべき点は見あたらない。したがって、一定の基準にしたがって施工された現場溶接継手は、溶接部の割れを確認するための外観の基準による管理と、検出精度の高い放射線透過試験で内部欠陥が許容値以内であるこ

表-4 疲労強度への影響因子と照査基準

| 疲労強度に影響を及ぼす因子 |          | 照査基準      |
|---------------|----------|-----------|
| 溶接外部の品質       | 割れ       | 施工管理基準で網羅 |
|               | アンダーカット  |           |
|               | グラインダ切削傷 |           |
|               | 止端半径     |           |
|               | 止端角度     |           |
| 溶接内部の欠陥       | ブローホール   | 非破壊試験で確認  |
|               | スラグ巻き込み  |           |
|               | パイプ      |           |
|               | 融合不良     |           |
|               | 溶け込み不良   |           |

とが確認できれば、通常の JSSC の疲労設計基準で評価が可能である。特に溶接部に主にせん断を受ける継手に関しては、継手に垂直に応力が働かないため、直応力で評価する疲労設計基準では過剰品質になることも考えられる。これについては、後述する疲労試験の結果と併せて検討を行う。

## 3. 現場実橋溶接継手の疲労試験

### (1) 疲労試験体

実橋では、波形ウェブに用いられる鋼板は径間の位置に応じて板厚が異なり、また、ウェブに作用するのはせん断力であることから、異厚の箇所は特にテーパをつける等の処理を行わずに溶接されている。そこで、試験体は、実橋の現場実橋溶接継手の代表的な箇所から切り出すことにより製作し、疲労試験を行った。

これらより、作用応力方向に対して溶接線が傾いている場合の影響、板厚が疲労寿命に及ぼす影響、板厚が異なる鋼板を溶接した場合の影響について検討を行った。

試験体に用いた供試鋼材は SM490YA であり、鋼材の化学成分および機械的性質を表-5 に示す。試験体は幅 50mm、長さ 250mm の JIS Z 3103 試験片とした。板厚は 9mm とし、溶接線が作用応力に対して直角 ( $\alpha=0^\circ$ ) なものに加え、 $\alpha=15^\circ$  と  $30^\circ$  の傾きを有する試験体を製作した。また、板厚が疲労寿命に及ぼす影響を明らかにするために板厚 20mm の試験体と、板厚 9mm と 12mm の異厚の鋼板を溶接した試験体(t9/12-0)も製作した。試験体の形状および寸法、試験体名を図-1 に示す。

### (2) 疲労試験方法

疲労試験には、300kN 電気油圧サーボ式材料試験機を用いた。疲労試験は、下限荷重を 2.25kN と一定とした片振り荷重下で行った。荷重波形は正弦波、繰返し速度は 10Hz とした。また、疲労き裂の発生および進展状況を試験体の破面に残すために、最大荷重を変えずに応力振幅を 1/2 にして繰返し荷重を載荷するピーチマーク試験を予想寿命内で 5 回繰返

表-5 鋼材の化学成分および機械的性質

| C(%) | Si(%) | Mn(%) | P(%)  | S(%) | 降伏点(MPa) | 引張強さ(MPa) | 伸び(%) |
|------|-------|-------|-------|------|----------|-----------|-------|
| 0.15 | 0.34  | 1.46  | 0.022 | 0.07 | 417      | 546       | 24    |

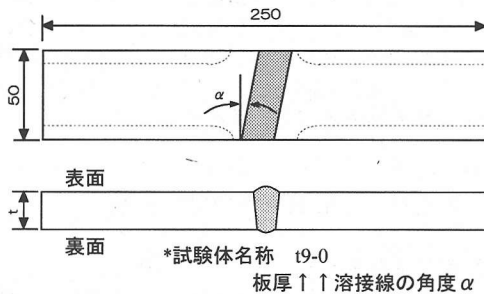
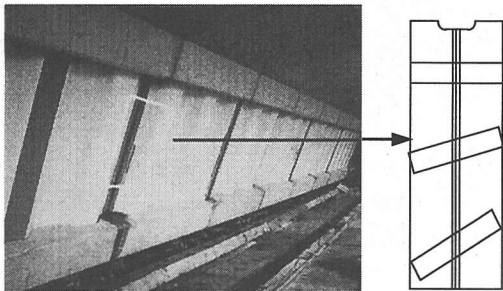


図-1 試験体概要図

し行った。ピーチマークの繰返し回数は  $10^4$  回とし、この繰返し回数は疲労寿命から除外した。なお、試験体の上下計 6 か所にひずみゲージを貼付し、静的に疲労荷重の最大値と最小値および平均値を載荷することにより、試験体のセット状況と偏心の確認を行った。

(3) 疲労試験結果

疲労試験は t9-0 を 8 体、t9-15 を 4 体、t9-30 を 4 体、t9/12-0 を 4 体、t20-0 試験体を 3 体、計 23 体について行った。疲労試験結果を図-2、5、6、7、8 に示す。図中の実線は JSSC の疲労設計指針の強度等級<sup>1)</sup>を示し、破線は t9-0 試験体の回帰直線である。また、板厚が 9mm の試験体について代表的な疲労破面の様子を写真-1a, b, c に示す。

a) t9-0試験体の試験結果

疲労試験結果を図-2 に示す。8 体の試験体の内、4 体は繰返し回数 200 万回を越えたため未破断とし、試験を終了した。残りの 4 体の試験体は、いずれも試験体表面中央付近の溶接止端部から疲労き裂が半楕円形で複数発生し、これらのき裂が合体しながら進展した後、破断に至った(写真-1a)。なお、裏面溶接止端部からの疲労き裂は確認されなかった。これらの疲労強度は、いずれも JSSC-D 等級(良好な形状の裏波を有する片面溶接)程度の強度となっている。

溶接止端形状の測定結果を図-3 に、止端形状の

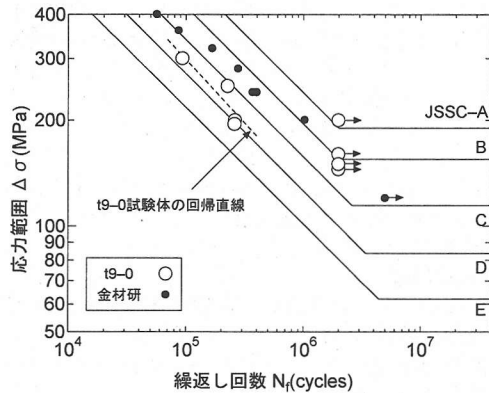


図-2 t9-0 試験体の疲労試験結果

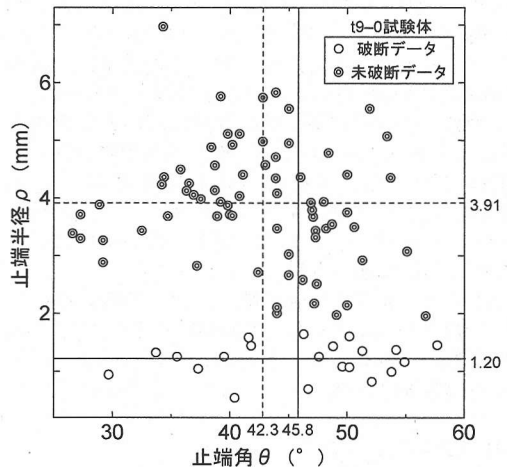
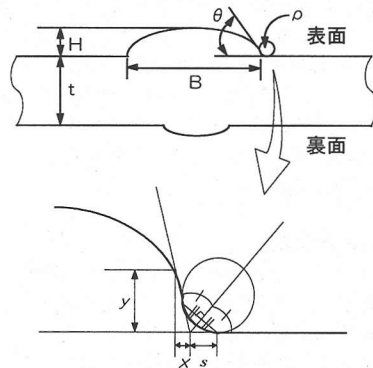


図-3 溶接止端形状の測定結果



$$\theta = \tan^{-1}\left(\frac{y}{x}\right), \quad \rho = s \cdot \tan\left(\frac{\pi}{2} - \frac{\theta}{2}\right)$$

図-4 溶接止端形状の定義

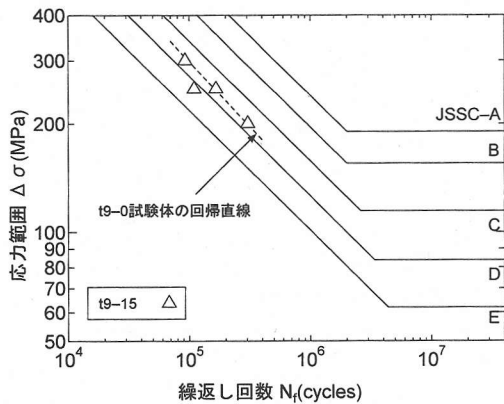


図-5 t9-15 試験体の疲労試験結果

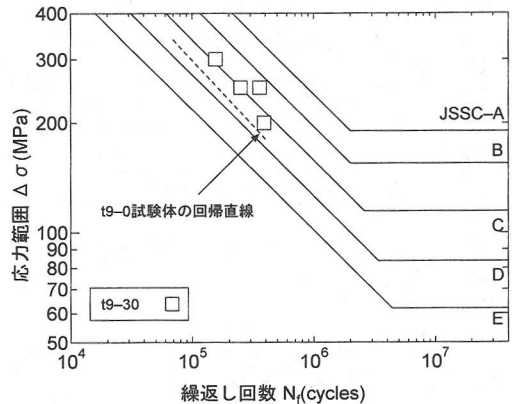


図-6 t9-30 試験体の疲労試験結果

定義を図-4 に示す。破断した試験体と未破断の試験体の表面の止端形状を比較すると、止端角  $\theta$  の平均値は同程度であるが、未破断の試験体の止端半径  $\rho$  の平均値は、破断した試験体の 3 倍程度である。また、破断した試験体と未破断の試験体ともに止端角は  $30^\circ \sim 60^\circ$  の範囲で大きくばらついているのに対し、破断した試験体の止端半径は  $0.5\text{mm} \sim 1.5\text{mm}$  の比較的狭い範囲に分布している。

過去の研究より止端半径が小さく、止端角が大きいほど溶接止端部に高い応力集中を引き起こすことが明らかとなっている<sup>9)</sup>。特に、止端半径の影響が顕著で、疲労き裂発生の大いなる要因となる。これより止端半径が疲労寿命に大きな影響を及ぼし、未破断の試験体は止端半径が大きいため JSSC-C 等級を上回る結果になったと考えられる。したがって、止端半径を  $4\text{mm}$  程度に仕上げることにより、JSSC-C 等級以上の疲労強度が期待できる。

さらに、金属材料技術研究所(以下、金材研)で行われた  $t=9\text{mm}$  の突合せ溶接継手の疲労試験の結果<sup>7)</sup>と比較すると、疲労寿命は金材研の試験結果に比べて 20%程度短くなっている(図-2)。金材研で行われた疲労試験は、本研究で用いた試験体の形状および寸法、試験方法(繰返し速度:  $10\text{Hz}$ )と同様であり、工場溶接により製作されたものである。ただし、止端角と止端半径については計測されておらず、単純な比較はできないが、図-3 によれば、本試験で破断した試験体群は止端半径が平均で  $1.2\text{mm}$  と小さく、止端形状の違いによる応力集中が大きかったことによる影響であると推定される。

#### b) t9-15 試験体の試験結果

疲労き裂は  $\alpha = 0^\circ$  の場合と同様に、試験体表面中央付近の溶接止端部より半楕円形で複数発生し、これらのき裂が合体しながら進展し、破断に至った(写真-1b)。図-5 より  $\alpha = 0^\circ$  と  $15^\circ$  の疲労寿命は同程度であり、溶接線が作用応力に対して  $15^\circ$  傾いていることが疲労寿命に及ぼす影響は小さい。

伊藤らの研究<sup>8)</sup>によると、荷重非伝達型リブ十字継手の疲労試験において、リブが作用応力に対して  $15^\circ$  傾いている場合、溶接止端部に沿って発生した



写真-1a t9-0 試験体の疲労破面

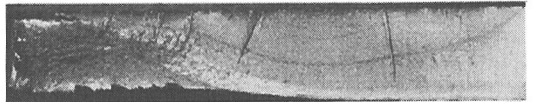


写真-1b t9-15 試験体の疲労破面



写真-1c t9-30 試験体の疲労破面

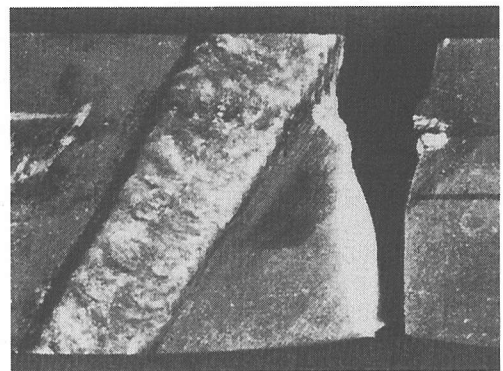


写真-2 t9-30 試験体の破断状況

複数の疲労き裂は、それぞれ作用応力に対して垂直方向に進展し、それらのき裂は重なり合うようになる。このとき、疲労き裂は互いに干渉し合い、進展は遅延されるという報告がされている。これらの疲労き裂が最終的に板厚を貫通すると、き裂が段差を形成しながらつながらず。

本研究の  $\alpha = 15^\circ$  の疲労破面においても、写真-3. 1b に示すように筋状に見える段差が確認されたが、その数は少なく、隣り合う段差の間隔が大きいため、隣接する疲労き裂の干渉による影響は小さい

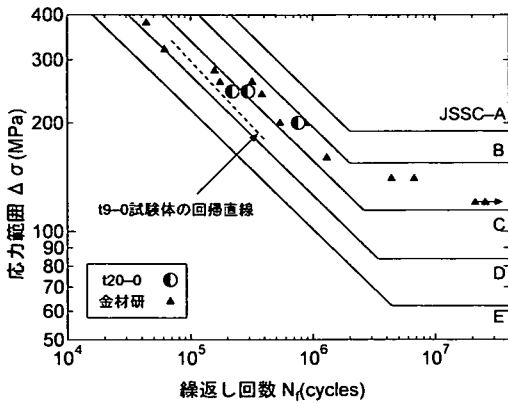


図-7 t20-0 試験体の疲労試験結果

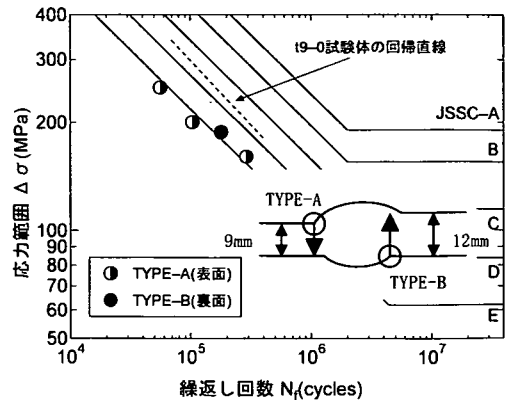


図-8 t9/12-0 試験体の疲労試験結果

ものと思われる。したがって、 $\alpha = 0^\circ$  と  $15^\circ$  の疲労寿命は同程度になったと考えられる。

c) t9-30 試験体の試験結果

図-6 より  $\alpha = 30^\circ$  の疲労寿命は  $\alpha = 0^\circ$  の疲労寿命に比べ若干長く、平均的な疲労寿命は、 $\alpha = 0^\circ$  の疲労寿命の 1.5 倍程度となっている。

疲労き裂は、試験体表面端部付近の溶接止端部に半楕円形で数ヶ所から発生した。その後、き裂の進展面は作用応力に対して直角な方向に向きを変え、合体したき裂は 1/4 楕円形で母材側に進展して破断に至った(写真-1c)。破断状況を写真-2 に示す。

疲労き裂の進展は、主応力の方向に大きく影響される。この場合の主応力方向は、作用応力と同じ方向である。鋼材に存在する疲労き裂は、主にモード I (開口形)による進展をし、これに比べてモード II (面内せん断形)、モード III (面外せん断形)による影響は小さいと考えられている<sup>8)</sup>。疲労き裂発生時の初期段階では、疲労き裂の進展はモード I とモード III の混合モード下であり、き裂面は作用応力に対して  $30^\circ$  傾いている。しかし、その後最大主応力(作用応力)が支配的となるき裂進展をしたために、き裂面は作用応力に対して直角な方向に向きを変え、進展・破断したものである。

d) t20-0 試験体の試験結果

t20-0 試験体の疲労き裂進展挙動は t9-0 試験体と同様であり、試験体表面中央付近の溶接止端部沿いに発生した複数の半楕円形き裂は、合体しながら進展し、破断に至った。

図-7 より t20-0 試験体の疲労寿命は t9-0 試験体より若干長くなっているが、有意な差は見られない。また、金属材料で行われた同様な疲労試験結果と比較しても、疲労寿命は同程度である。

一般に、板厚が増加すると疲労強度は低下するといわれているが、JSSC の疲労設計指針では継手の種類によって、板厚が 25mm を越える場合、補正係数を基本許容応力範囲に乗ずることにより、許容応力範囲を定めることとしている。本試験結果では板厚は 25mm 以内であり、板厚の増加による疲労強度の低下は見られなかったため、板厚が疲労強度に及ぼす影響は小さいと考えられる。

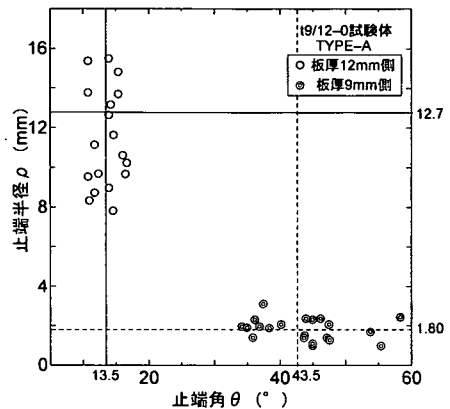


図-9a 溶接止端形状の測定結果(TYPE-A)

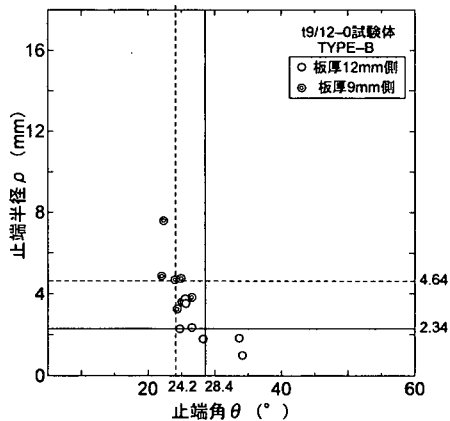


図-9b 溶接止端形状の測定結果(TYPE-B)

e) t9/12-0 試験体の試験結果

疲労試験結果を図-8 に示す。4 体の試験体内、3 体は板厚 9mm 側の表面溶接止端部から疲労き裂が半楕円形で複数発生し、これらのき裂が合体しながら進展した後、破断に至った(以下、TYPE-A)。その他の溶接部には、疲労き裂は確認されなかった。

一方、残りの 1 体は、板厚 12mm 側の裏面溶接止端部から発生した複数の半楕円形の疲労き裂が合体

しながら進展し、破断に至った(以下、TYPE-B)。この試験体では、板厚 9mm 側の表側溶接止端部にも疲労き裂が発生していることが確認された。

t9/12-0 試験体の疲労強度は、概ね JSSC-D 等級を下回る結果となった。平均的な疲労寿命は、t9-0 試験体の疲労寿命の 1/3 程度となっている。また、TYPE-A と TYPE-B において、疲労き裂の進展挙動の違いによる疲労寿命の差は見られなかった。

道路橋示方書では、板厚が異なる鋼板を突合せ溶接する場合は、厚さを徐変させ、長さ方向に 1/5 以下の勾配をつけなければならないと規定されているが、本試験体では勾配はつけられておらず、直接溶接されている。これは実構造において、この溶接部はウェブ部分に位置し、主にせん断力を受け持つ継手であるためである。直応力を受ける条件下で行われた本試験では、異厚の鋼板を溶接することにより、溶接止端部に発生している応力集中が t9-0 試験体に比べ大きくなったために、疲労寿命が短くなったものと考えられる。この理由について以下に述べる。

まず、溶接止端形状の測定結果を図-9a, b に示す。これらより、TYPE-A では、9mm 側と 12mm 側で止端角、止端半径ともに差があり、特に疲労強度に影響する止端半径は 9mm 側で平均 1.8mm と小さいため、ここからき裂が発生した。これに対し、TYPE-B では、12mm 側の止端半径が小さく、そのため応力集中が大きくなって、他の 3 体(TYPE-A)とは異なるき裂進展挙動をしたものと推定される。

#### 4. 疲労き裂進展寿命解析

##### (1) き裂進展寿命解析の考え方

本研究では、実施工された突合せ溶接部について応力作用方向に対する溶接線の傾きに応じて疲労き裂進展寿命がどのように異なるかを数値解析的に検証するため、破壊力学を用いたき裂進展寿命解析を行う。

前述した疲労試験により、溶接線が傾くことによる影響は主に次の点に集約することができる。

- 1) 溶接部の止端半径および応力集中
- 2) き裂形状( $a/b$ ,  $a$ : き裂深さ,  $b$ : き裂幅の 1/2)
- 3) き裂面が傾くことによる影響

これらの影響を評価するため、溶接部の FEM 解析を行い、止端半径による応力集中を求め、き裂の進展寿命計算を行った。

##### (2) 破壊力学を用いた疲労き裂進展寿命解析

線形破壊力学では、疲労き裂の進展を荷重繰返し数に対するき裂長さの増分(き裂進展速度) $da/dN$ (単位: m/cycle)と、き裂先端の特性値である応力拡大係数範囲 $\Delta K$ (単位:  $\text{MPa}\sqrt{\text{m}}$ )との関数として取り扱う<sup>9),10)</sup>。疲労き裂進展速度式を次式に示す。

$$\begin{aligned} da/dN &= C(\Delta K^m - \Delta K_{th}^m) & \Delta K > \Delta K_{th} \\ da/dN &= 0 & \Delta K \leq \Delta K_{th} \end{aligned} \quad (1)$$

$\Delta K_{th}$  は  $\Delta K$  が小さい領域では、それ以下の場合に疲労き裂は進展しないという下限応力拡大係数範囲である。また、係数  $C$ ,  $m$ ,  $\Delta K_{th}$  は以下の JSSC の平均設計曲線の値を用いた。

$$C = 1.5 \times 10^{-11}, m = 2.75, \Delta K_{th} = 2.9$$

疲労き裂進展寿命  $N_p$  は式(2)に示すように、式(1)を初期き裂寸法  $a_i$  から限界き裂寸法  $a_f$  まで積分することにより求められる。

$$N_p = \int_{a_i}^{a_f} \frac{1}{C(\Delta K^m - \Delta K_{th}^m)} da \quad (2)$$

本研究においては、初期き裂寸法を  $a_i = 0.1\text{mm}$  と仮定し、限界き裂寸法  $a_f$  は疲労き裂が進展・破断した位置の板厚(9mm, 12mm, 20mm)とした。

また、応力拡大係数範囲  $\Delta K$  は、次の Albrecht と Yamada の式<sup>10)</sup>によって求めることができる。

$$\Delta K = F_e \cdot F_s \cdot F_l \cdot F_g \cdot \Delta \sigma \sqrt{\pi a} \quad (3)$$

$F_e$  はき裂の形状が楕円であること、 $F_s$  は表面き裂であること、 $F_l$  は有限板厚内を進展していくことを考慮した補正係数であり、次式により表される。

$$F_e = 1 / \sqrt{1 + 1.464(a/b)^{1.65}} \quad (4)$$

$$F_s = 1 + 0.12(1 - a/b) \quad (5)$$

$$F_l = (1 - 0.025\lambda^2 + 0.06\lambda^4) \sqrt{\sec(\pi\lambda/2)} \quad (6)$$

$F_g$  は FEM 解析により疲労き裂の進展方向の応力集中係数  $K_t$  を求め、重ね合わせの原理を用いて求める補正係数である。

##### (3) 溶接止端部の応力集中による影響

溶接止端部の応力集中係数  $K_t$  は、溶接部の止端角  $\theta$ 、止端半径  $\rho$ 、余盛り幅  $B$ 、余盛り高さ  $H$  によって異なる。溶接部の上記の値は外観検査時に溶接部直角方向で計測を行ったため、本研究では、2 次元要素で解析を行うにあたり、幾何学的に主板長手方向から見た場合の値に補正する必要がある。溶接形状が止端部に沿って一定であると仮定すれば、溶接線が  $\alpha^\circ$  傾いた場合、止端角と余盛り幅は次のように補正することができる。

$$\theta' = \tan^{-1}(\cos \alpha \cdot \tan \theta) \quad (7)$$

$$B' = B / \cos \alpha \quad (8)$$

また、止端半径については、短軸半径  $\rho$ 、長軸半径  $\rho / \cos \alpha$  の楕円の短軸側の曲率となる。表-6 に補正後の測定結果を示す。FEM 解析のモデルにおいては、それぞれの試験体の止端角、止端半径、余盛り幅、余盛り高さに基づいてモデルを製作した。解析モデルの一例を図-10 に示す。t9/12-0 試験体のモ

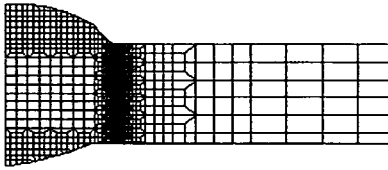


図-10 t9-0試験体の解析モデル

表-6 溶接止端形状の測定結果

| 試験体名                | 止端角 $\theta$ | 止端半径 $\rho$ | 余盛り幅 $B$ | 高さ $H$ | $a/b$ |     |
|---------------------|--------------|-------------|----------|--------|-------|-----|
| t9-0                | 45.0         | 1.20        | 20.0     | 3.50   | 1/3   |     |
| t9-15               | 44.0         | 1.25        | 21.0     | 3.50   | 1/4   |     |
| t9-30               | 41.0         | 1.40        | 23.0     | 3.50   | 3/5   |     |
| t20-0               | 28.5         | 2.20        | 27.0     | 4.50   | 1/2   |     |
| t9/12-0<br>(TYPE-A) | 9側           | 43.7        | 1.81     | 25.5   | 4.50  | 1/4 |
|                     | 12側          | 13.6        | 12.7     |        |       |     |
| t9/12-0<br>(TYPE-B) | 9側           | 24.2        | 4.64     | 25.5   | 5.00  | 1/4 |
|                     | 12側          | 28.4        | 2.34     |        |       |     |

デルは全体モデル, その他の試験体のモデルに関しては, 試験体の対称性を考慮して 1/2 モデルとした。要素は 3 節点あるいは 4 節点の平面ひずみ要素を用い, 応力が集中する溶接止端部近傍で最小要素寸法を  $0.1 \times 0.1 \text{mm}$  とした。

解析結果の作用応力方向(x 方向)の応力集中係数を図-11a, b, c に示す。図-11a より, 板厚が 9mm の場合,  $\alpha$  が大きくなるに従って溶接止端部の最大応力集中係数は小さくなるが, 板厚方向の応力分布に大きな差はない。t20-0 試験体の場合は, t9-0 試験体の場合よりも溶接止端部の最大応力集中係数は若干小さくなる。図-11b より t9/12-0 試験体において, 板厚 9mm 側の溶接止端部から疲労き裂が発生した TYPE-A の場合は, き裂が発生した位置で応力集中係数が最大になっている。また, 図-11c より板厚 12mm 側の裏面溶接止端部から疲労き裂が発生した TYPE-B の場合は, 板厚 9mm 側の溶接止端部と板厚 12mm 側の裏面溶接止端部の応力集中係数は同程度であり, 板厚 12mm 側の裏面溶接止端部でその値は最大になっている。

これらより補正係数  $F_s$  を求め, 疲労き裂進展寿命解析を行った。疲労き裂進展寿命解析の結果を図-12a, b, c に示す。ただし, すべての解析において疲労き裂の形状  $a/b = 1/3$  とした。

図-12a より板厚 9mm の解析結果について,  $\alpha = 0^\circ$  と  $15^\circ$  の場合は, ほぼ実験結果と一致しており, 疲労試験結果と解析結果の比の平均値(以下, 実験/解析比)はそれぞれ 1.26, 1.23 である。 $\alpha = 30^\circ$  の場合は安全側の評価となっており, 実験/解析比は 1.95 となる。これは, 疲労き裂進展寿命解析において, 疲労き裂の形状を  $a/b = 1/3$  と仮定したが, 写真-1 に示したように, 疲労試験のビーチマークによって得られた疲労き裂の形状( $a/b$ )は,  $\alpha = 0^\circ$  のときは約 1/3,  $15^\circ$  のとき 1/4,  $30^\circ$  のときは約 3/5 とそれぞ

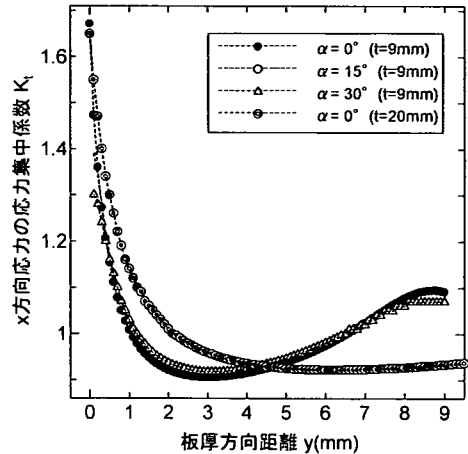


図-11a t9試験体の応力分布

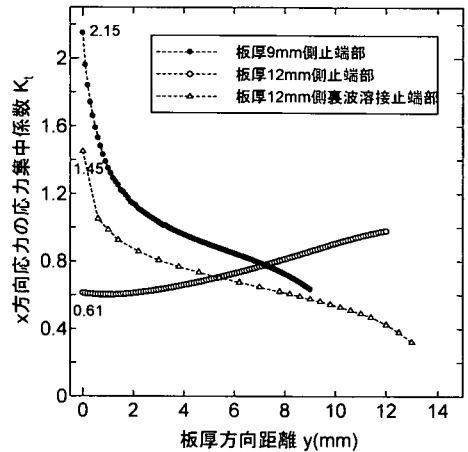


図-11b t9/12-0試験体の応力分布(TYPE-A)

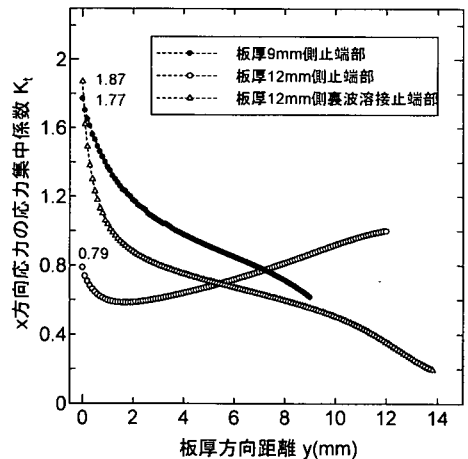


図-11c t9/12-0試験体の応力分布(TYPE-B)

れ異なっているためと考えられる。

t20-0 試験体の解析結果は安全側の評価となっており, 実験/解析比は 3.12 である。また, t9/12-0 試験体の解析結果については, 実験/解析比は



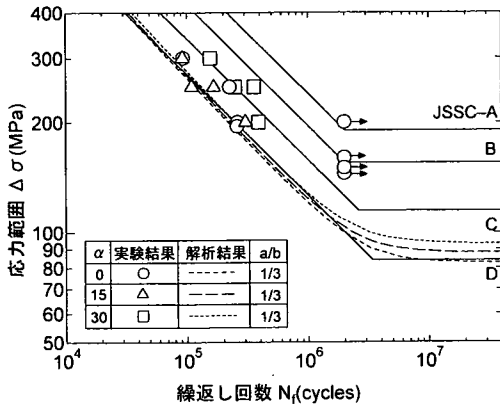


図-12a t9試験体の解析結果

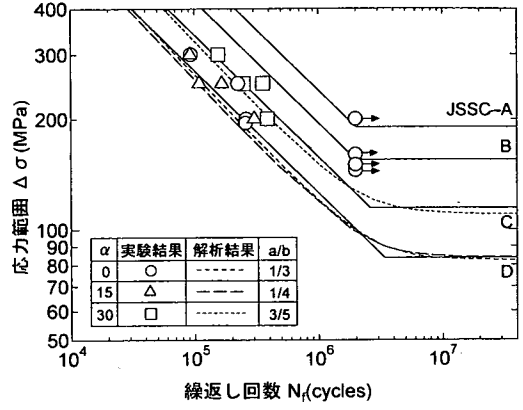


図-13a t9試験体の解析結果

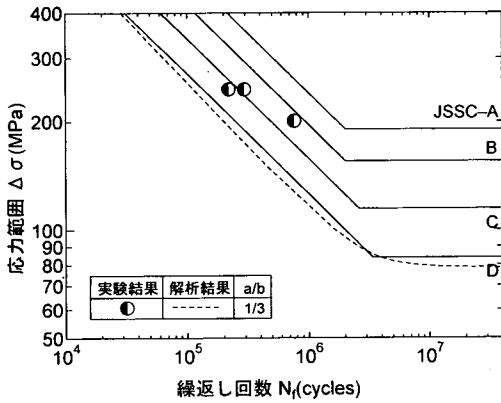


図-12b t20-0試験体の解析結果

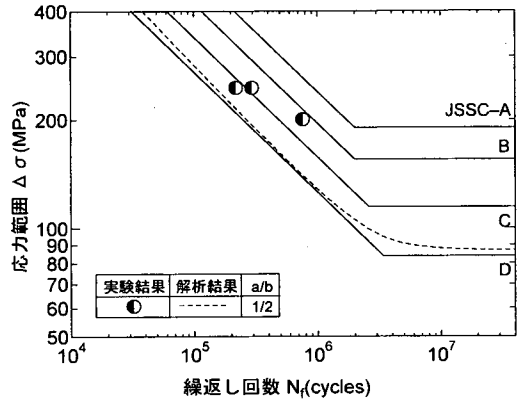


図-13b t20-0試験体の解析結果

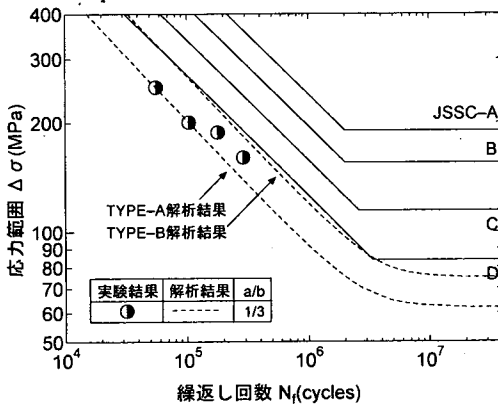


図-12c t9/12-0試験体の解析結果

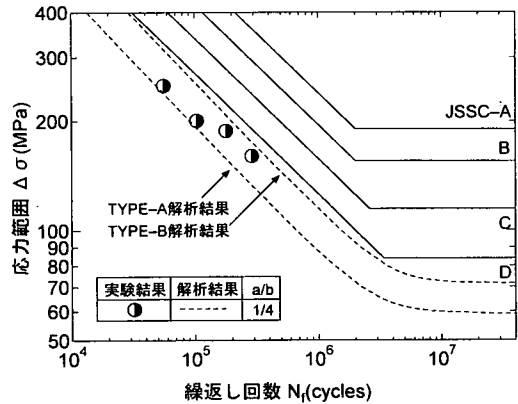


図-13c t9/12-0試験体の解析結果

1.17(TYPE-A), 0.66(TYPE-B)となっている。

(4) 疲労き裂の形状による影響

疲労き裂進展寿命解析において、疲労き裂の形状を表す  $a/b$  は、応力拡大係数を決定する重要なパラメーターである。ピーチマークによって確認するこ

とのできたき裂形状を表-6 に示す。これらの値を用いて、疲労き裂の形状による影響を考慮した疲労き裂進展寿命解析の結果を図-13a, b, c に示す。これらより、疲労き裂の形状による影響を考慮した場合、解析結果はそれぞれの実験結果により近くなる結果となった。

(5) 疲労き裂面の傾きによる影響

板厚 9mm の場合に関して、前節の疲労き裂進展寿命解析では、疲労き裂面が作用応力に対して傾いている影響を考慮していない。そこで、疲労き裂面が作用応力に対して傾いている影響を考慮するために、村上らが提案する式<sup>11)</sup>を用いて検討を行った。3次元にわたるき裂の応力拡大係数を求める際に、現在の研究においては体積法が用いられている。村上は、図-14 に示すように作用応力に対して $\alpha^\circ$ 傾いている半楕円形表面き裂の応力拡大係数を、最大主応力説に基づいて求めた。そして、き裂の進展を特徴づける応力拡大係数範囲 $\Delta K$ を、次の簡便式で提案している。

$$\Delta K = A \cdot \Delta\sigma \sqrt{\pi \sqrt{area_p}} \quad (9)$$

$A$  は係数であり、本研究で重要となるき裂最深点の応力拡大係数に対する値を表-7 に示す。 $\Delta\sigma$  は作用応力である。 $area_p$  は、き裂を作用応力直角方向の面に投影した面積であり、次の式により求めることができる。

$$area_p = \frac{\pi ab}{2} \times \cos \alpha \quad (10)$$

式(9)は、半無限体表面に存在する半楕円き裂を体積法によって算出した応力拡大係数の簡便式である。従って、疲労き裂が有限板厚内を進展していくことによる影響や、応力集中部に疲労き裂が進展していくことによる影響が考慮されていない。そこで、式(9)においてもこれらの影響を考慮するために、式(3)と同様に $F_1$ 、 $F_g$ を乗じることとする。

$$\Delta K = F_g \cdot F_1 \cdot A \cdot \Delta\sigma \sqrt{\pi \sqrt{area_p}} \quad (11)$$

式(11)を用いた疲労き裂進展寿命解析の結果を図-15 に示す。ただし、疲労き裂面の傾きによる影響のみについて検討を行うために、すべての解析において疲労き裂の形状 $a/b=1/3$ とした。

図-15 より、 $\alpha=0^\circ$  の実験/解析比は 0.90 で実験結果と解析結果はほぼ一致しているが、 $\alpha=15^\circ$  と  $30^\circ$  の実験/解析比はそれぞれ 0.76, 0.68 であり、若干危険側の評価となっている。

さらに、疲労き裂の形状による影響を考慮するために、表-7 の値を用いた疲労き裂進展寿命解析の結果を図-16 に示す。これより、 $\alpha=0^\circ$  と  $15^\circ$  の解析結果は実験結果とほぼ一致しているが、 $\alpha=30^\circ$  の場合はさらに危険側の評価となっている。これは、解析において作用応力に対して溶接線が $\alpha^\circ$ 傾いている場合に、疲労き裂は溶接止端部沿いに発生・進展していくことを仮定しているが、前節の疲労試験結果で述べたように、 $\alpha=30^\circ$  の場合は試験体端部付近の溶接止端部に発生した疲労き裂は、作用応力に対して直角方向に進展したためである。

5. 応力が斜めに作用する場合の評価

一般的に、橋梁の鋼部材に発生する疲労損傷の多

表-7 式(9)の係数 A

| $\alpha$ ( $^\circ$ ) | 0     | 15    | 30    |
|-----------------------|-------|-------|-------|
| A                     | 0.590 | 0.560 | 0.462 |

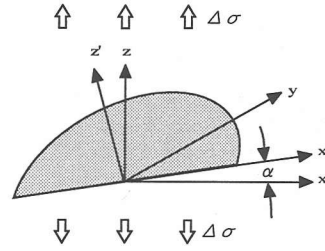
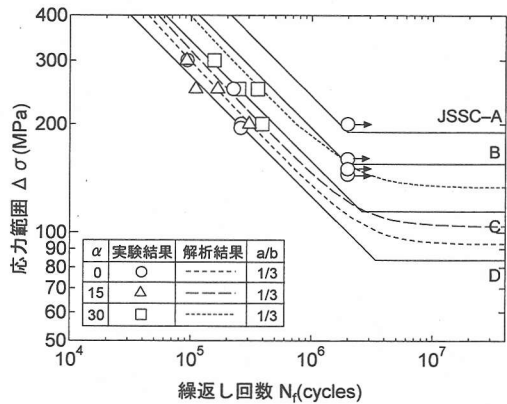
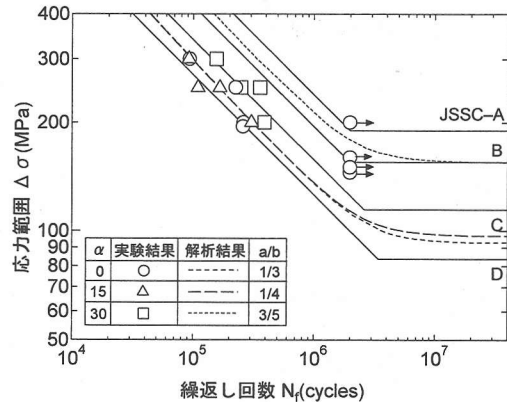


図-14 作用応力に対して傾いている半楕円形表面き裂



(疲労き裂面の傾きによる影響を考慮)

図-15 疲労き裂進展寿命解析の結果



(疲労き裂面の傾き、き裂形状による影響を考慮)

図-16 疲労き裂進展寿命解析の結果

くは立体的な部材の組み合わせ部に生じることが多く、その応力状態も移動荷重により多軸の組み合わせ応力の作用下におかれることが多い<sup>12)</sup>。こうした場合、現行の疲労設計指針に基づいた疲労照査では、溶接継手に作用する主応力を継手に直角に作用するとして評価を行う。これは安全側の評価と考えられているが、定量的とはいえない。

過去に組み合わせ応力下における疲労挙動につい

ては様々な研究がなされているが、近年、金、山田の研究<sup>13)</sup>により、組み合わせ応力下における疲労挙動について、継手に作用する主応力の角度に応じて補正した応力を用いることで斜めに応力が作用する場合の継手が評価できるとしている。

これによれば、すみ肉溶接の止端破壊やルート破壊について、溶接線に対して作用する主応力 $\sigma_n$ が $\alpha^\circ$ 傾いている場合、溶接線に直交する方向の応力として、

$$\sigma = \sigma_n \cos \alpha \quad (12)$$

を用いることで、過度に安全側ではない合理的な評価ができる。そこで、この補正した $\sigma$ を用いて先の疲労試験の結果を再整理したものを図-17に示す。

この図より、 $t=20\text{mm}$ の場合はC~D等級程度、 $t=9\text{mm}$ の場合には疲労強度はD程度である。したがって、同厚の板を突合せ溶接した場合は、応力が角度を持って作用する場合でも、溶接部に直交方向に補正すれば、角度による寿命のばらつきの範囲は狭まるため、これまでどおりの手法で評価が可能である。しかし、指針では、良好な形状の裏波を有する突合せ溶接はD等級と規定されており、本試験の $t=9\text{mm}$ の結果には若干低いものがある。これは、解析結果からも得られているように、溶接止端部の止端半径が疲労強度を決定する支配要因となっており、本施工での溶接止端半径が $t=20\text{mm}$ のものよりも小さかったことが原因と考えられる。

また、 $t=9-12\text{mm}$ の異厚の場合は、溶接ビード自体が傾いて止端半径が小さくなることを考慮し、F等級とすれば安全側で評価できる。

## 6. 波形ウェブの突合せ溶接部の疲労寿命

波形鋼板ウェブは、その形状の性質から、設計上は軸力や曲げを負担せず、せん断力のみを受けるとされる。波形ウェブの設計照査手順は基本的には以下ようになる。

- 1) せん断力の算出
- 2) 波形形状の仮定
- 3) 設計荷重作用時の平均せん断応力度の照査
- 4) 終局荷重作用時の平均せん断応力度の照査
- 5) 局部座屈の照査—パネル幅の照査
- 6) 全体座屈の照査—波高の照査

このような手順で設計された波形鋼板ウェブについて、一例として、同形式の橋梁の作用せん断応力度を表-8に示す<sup>14),15)</sup>。

ここで、継手一般部はせん断力に対して検討を行うが、実際の応力分布はせん断が卓越するため、主応力は継手に対して角度を持って働くこととなる。

図-18に、例として実橋を模した試験桁に対して、鋼板とコンクリートの定着部で実橋に作用する応力と同じ応力が発生するような設計荷重を4点載荷で作用させたときのウェブの主応力分布を示す<sup>16)</sup>。図より、載荷点と支点の間では、ほぼ $45^\circ$ 方向へ主応力が作用していることがわかる。また、溝江らが

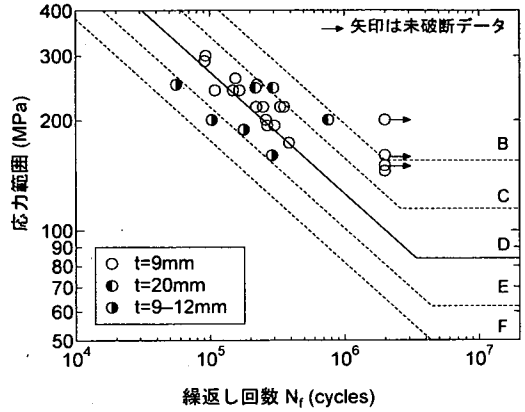


図-17 作用応力によるS-N線図

表-8 波形鋼板ウェブ橋梁の疲労照査せん断応力<sup>14),15)</sup>

| 条件                  | 単位(MPa) |     |         |
|---------------------|---------|-----|---------|
|                     | 本谷橋     | 前谷橋 | 大内山川第二橋 |
| 設計活荷重時              | 38.5    | 38  | -       |
| 疲労照査荷重<br>(25t-1台)時 | 13.3    | 4.5 | 6.63    |

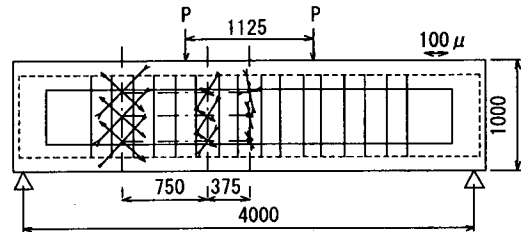


図-18 波形ウェブの主応力方向

行った波形鋼板ウェブの現場溶接継手の試験<sup>17)</sup>においても、ウェブの主応力は $45^\circ$ 方向に向いており、このときの値は衝撃を考慮した大型車2台の同時載荷時に約9MPaと推定されている。また、表-8から、一般的な波形ウェブ橋梁でも、25tトラックに対し、せん断応力は5~14MPa程度と推察される。

そこで、5章より、継手に作用する $45^\circ$ 方向の主応力を溶接直角方向に補正すると、上述の溝江らの試験結果では約6.4MPa、表-8の値からは3.6~10MPaとなる。この値を図-17に適用すれば、板厚が同じ場合はもちろん、異厚の継手に対してもほぼ打ち切り限界以下となり、内部に許容値を上回る欠陥等がなければ十分な疲労強度であると考えられる。

## 7. 結論

本研究では、波形鋼板ウェブ橋の現場突合せ溶接継手の一般部の疲労挙動を明らかにするために疲労試験を行った。突合せ溶接継手について、作用応力方向に対して溶接線が傾いている場合の影響、板厚が疲労寿命に及ぼす影響、板厚の異なる鋼板を溶接した場合の影響を明らかにした。さらに、破壊力学

の手法を用いた疲労き裂進展寿命解析を行うことにより、定量的な評価を試みた。以下に、本研究で得られた結論を示す。

- 1) 施工管理基準の品質を満たす現場溶接と、工場溶接による突合せ継手の疲労強度は、同程度であることが確認された。
- 2) 板厚が 9mm の場合、 $\alpha = 0^\circ$  と  $15^\circ$  の疲労寿命は同程度であり、 $\alpha = 30^\circ$  の疲労寿命はそれらに比べ 1.5 倍程度長くなる。
- 3) 応力が継手に直角方向に作用するときは、板厚が 9mm と 20mm の場合の疲労寿命はほぼ同程度であるが、止端半径の大きさに影響を受ける。
- 4) 板厚が 9mm と 12mm の鋼板を突合せ溶接した場合、疲労強度は JSSC-F 等級程度である。
- 5) 突合せ溶接に対しても、主応力  $\sigma$  が角度  $\alpha$  を持って作用する場合、評価応力を  $\sigma \cos \alpha$  とすれば、角度の影響を合理的に評価できる。
- 6) せん断応力が支配的な波形鋼板ウェブの応力状態を推定し、個々の継手形状の疲労試験結果と照査した結果、突合せ継手一般部では欠陥が許容値以下であれば疲労強度は十分であることが明らかとなった。

本研究では波形ウェブの現場溶接継手において、一般部でのせん断に対する検討を行ったが、他に溶接の始終端のスカラップ部や、ウェブとフランジの首溶接の疲労強度に関しても検討すべき課題である。現在これらについて検討が進められているが、今後は、一般部と併せて総合的な見地から波形ウェブの溶接部の検討を進めていく必要があると考えられる。

#### 参考文献

- 1) 日本鋼構造協会：鋼構造物の疲労設計指針・同解説、技報堂出版、1993。
- 2) 日本道路協会：道路橋示方書(I 共通編・II 鋼橋編)・同解説、丸善株式会社、1996。
- 3) 本州四国連絡橋公団：鋼橋等製作基準、1989。
- 4) 阪神高速道路公団：現場溶接施工マニュアル、1991。
- 5) 新日本法規：土木関係JIS要覧(試験・検査)、新日本

法規出版株式会社、1971。

- 6) 寺崎俊夫、秋山哲也、横島直彦、磯谷寿甫、堅田寛治：余盛り形状と応力集中度、溶接学会誌、第51巻、第9号、pp.790-796、1982。
- 7) 科学技術庁金属材料技術研究所：溶接構造用高張力鋼溶接継手の疲れ寿命特性、1983。
- 8) 伊藤健一：主応力が斜めに作用するリブ十字継手の疲労挙動、名古屋大学大学院工学研究科土木工学専攻修士論文、2000.3。
- 9) 山田健太郎、M. A. Hirt：破壊力学を応用したパラメトリックな疲労寿命解析、土木学会論文報告集、第319号、pp.55-64、1982。
- 10) Albrecht, P. and Yamada, K. : Rapid Calculation of Stress Intensity Factors, *Journal of the Structural Division, ASCE*, Vol.103, No.22, Paper12742, pp.377-389, 1977。
- 11) 村上敬宜、石田誠：任意形状傾斜表面き裂のモード I, II, III の応力拡大係数の解析法、日本機械学会論文集(A編)、50巻455号、pp.1359-1366、1984。
- 12) 三木千壽、館石和雄、奥川淳志、藤井裕司：鋼床版縦リブ・横リブ交差部の局部応力と疲労強度、土木学会論文集、No.519/1-32, pp.127-137、1995。
- 13) 金仁泰、山田健太郎：モード I とモード III の組合せ応力下における内部貫通き裂の疲労寿命の推定、構造工学論文集、Vol.47A、2001。
- 14) オリエンタル建設株式会社：東九州自動車道・前谷橋(PC上部工)一波形ウェブ現場継手部の構造検討一試験結果および疲労照査、1999。
- 15) 水口和之、芦塚憲一郎、桜田道博、日高重徳：本谷橋(波形鋼板ウェブPC箱桁橋)の実橋載荷試験、プレストレストコンクリート技術協会第8回シンポジウム論文集、pp.13-18、1998.10。
- 16) 西田寿生、平岡慎雄、金森真、豊原正俊：波形ウェブPC鉄道橋接合部の疲労性状に関する実験的研究(橋軸方向)、コンクリート工学論文集(投稿中)。
- 17) 溝江慶久、町田文孝、辻村隆、落合勝：波形鋼板ウェブの現場溶接継手構造の研究、プレストレストコンクリート、Vol.43, pp.132-140、2001。

(2002. 3. 12 受付)

## FATIGUE TESTS OF GROOVE WELDED JOINTS IN CORRUGATED STEEL WEBS

Satoshi YAMADA, Daisuke TAKAMATSU, Kentaro YAMADA and Hiroyuki IKEDA

In order to reduce the dead road, composite pre-stressed concrete bridges with corrugated steel webs are increasingly used. High strength bolted joints, butt-welded joints are usually used to join the corrugated webs at site and recently lapped joints are started to investigate to adopt this joints, because it is easy to absorb tolerance associated to erection. In the design process, corrugated steel webs are beard only shear forces, but fatigue strength of these joints is not clear yet.

In this study, fatigue tests of butt-welded joints with welding line inclined were carried out. Crack propagation was also evaluated numerically by fatigue crack propagation analysis using fracture mechanics. Finally, the fatigue strength of corrugated steel webs under the criteria of shear stress exceeded.