

## II. 低サイクル疲労に関する事項

1. はじめに	II-1
2. 地震時におけるき裂の発生を伴った損傷事例	II-3
2. 1. はじめに	II-3
2. 2. 兵庫県南部地震で生じた鋼構造物の損傷事例	II-6
2. 3. 東北地方太平洋沖地震で生じた鋼構造物の損傷事例	II-8
2. 4. まとめ	II-13
3. 低サイクル疲労に関する現行の設計基準類	II-15
3. 1. 土木構造物	II-15
3. 2. 原子力構造物	II-16
3. 3. 高圧ガス導管	II-23
3. 4. 建築構造物	II-32
3. 5. 溶接鋼構造物の脆性破壊性能評価	II-35
4. 低サイクル疲労に関する研究事例	II-43
4. 1. 鋼素材の低サイクル疲労	II-43
4. 2. 溶接部の低サイクル疲労	II-45
4. 3. 局部ひずみによる低サイクル疲労強度評価	II-45
4. 4. 延性き裂発生条件	II-46
4. 5. 損傷力学モデルによる低サイクル疲労寿命予測	II-46
4. 6. 破壊力学モデルによる低サイクル疲労き裂の進展評価	II-47
4. 7. 土木分野における低サイクル疲労の研究事例の概説	II-47
5. 土木鋼構造物を対象とした研究事例	II-69
5. 1. 溶接欠陥を有する鋼製橋脚隅角部の低サイクル疲労評価	II-69
5. 2. 鋼製橋脚の脆性破壊評価	II-75
5. 3. 鋼製橋脚基部に対する低サイクル疲労照査法	II-82
5. 4. 座屈拘束ブレースに対する低サイクル疲労照査法	II-88

## II. 低サイクル疲労に関する事項

### 1. はじめに

鋼構造物の疲労は、損傷（き裂の発生や破断など）が生じるまでの外力の繰返し回数によって2種類に大別できる<sup>1.1)</sup>。一つは、交通荷重や風荷重のように比較的小さな外力が多数回（ $10^5$ 回程度以上）繰返されて損傷が生じるものであり、高サイクル疲労と呼ばれる。もう一つは低サイクル疲労と呼ばれ、過大な外力が繰返されて比較的少ない回数（ $10^5$ 回程度以下）で損傷が生じるものである。一般に、土木鋼構造物の疲労といえば前者を指すことが多く、後者についてはあまり馴染みがないが、地震時のように構造物が大変形を繰返し受けるときには問題となる場合もある。

地震などの過大な外力が薄肉断面を有する鋼構造物に作用するとき、主な破壊モードは局部座屈である<sup>1.2)</sup>。しかし、断面の厚肉化やリブ補強、コンクリート充填などにより座屈に対する抵抗を増すと、大きな変形に耐えられるようになる一方で、部材交差部などのひずみ集中部では局部的に塑性変形が繰返されることとなり、それによりき裂が発生し、構造物全体の強度や剛性が急激に低下する危険性がある。よって、地震時のような大振幅の繰返し外力が作用した場合の土木鋼構造部材の破壊モードは、構造形式の違いにより、局部座屈だけでなく、低サイクル疲労損傷も考えられる。

実際に、1995年1月に発生した兵庫県南部地震において鋼構造物のひずみ集中部で低サイクル疲労によると考えられる損傷事例が報告されている<sup>1.3)-1.6)</sup>。例えば、橋脚基部や隅角部においては、塑性変形の繰返しによりき裂を伴った損傷が発生している。国内の鋼橋において、地震時にこれほどまで顕著な脆性破壊が生じた例はないといわれており<sup>1.6)</sup>、その発生を防止することは極めて重要な課題である。

さて近年、南海、東南海および東海地震に代表される海溝型巨大地震の発生が懸念されている。海溝型地震では強い揺れが長時間にわたり継続するといわれている。2011年に発生した東北地方太平洋沖地震では継続時間が4分以上と非常に長い地震波が観測された。この経験を踏まえ、2012年の道路橋示方書の改訂<sup>1.7)</sup>においては、レベル2タイプI地震動として、東北地方太平洋沖地震での記録を基に新たな地震動が追加された。この地震動は改訂前のもの<sup>1.8)</sup>に比べて継続時間が4倍以上と長くなっている。このような長時間継続地震動下では、構造物が揺れる回数が増加するため、低サイクル疲労が問題となる可能性が高くなることは容易に推察される。東北地方太平洋沖地震では、原因が明確には示されていないが、例えば鋼トラス橋の格点において、ガセットプレート端部にき裂を伴った損傷が発生している<sup>1.9)</sup>。

このように、土木鋼構造物の設計、および既存の構造物に対する耐震照査において、低サイクル疲労は無視できない問題であることは明白であり、兵庫県南部地震をきっかけとして、低サイクル疲労に関する研究が多方面で行われ始めている。その一方で、我が国の土木鋼構造部材の多くは薄肉断面を有するものであるため、これまで蓄積されてきた耐震性能に関する知見は、薄肉断面の主要な破壊モードである局部座屈に関するものがほとんどである<sup>1.10)</sup>。よって、兵庫県南部地震から20年経た現在においても、実務レベルで適用可能な低サイクル疲労設計法の確立には至っていない。そこで「II. 低サイクル疲労に関する事項」では、土木分野を中心に、低サイクル疲労に関する事例を収集し、それらを取りまとめることにより、今後の設計法構築のための一助としたいと考えている。第2章では、過去の地震において鋼構造物に生じたき裂発生を伴った損傷をまとめ、第3章では、現行の設計指針類から低サイクル疲労に関連する部分を抜粋し、整理している。さらに第4章および第5章では、土木分野に限定せず、低サイクル疲労に関する研究事例を紹介している。

なお、低サイクル疲労の中でも、地震時のように数回から $10^2$ 回程度の繰返しにより損傷が生じる現

象を、特に極低サイクル疲労と呼ぶことがある<sup>1.11)</sup>。また、極低サイクル疲労による破断面は延性破面特有のディンプルを潰した模様となるため、その破壊形態から延性破壊ともいわれている<sup>1.12)</sup>。このように、同一の現象に対して呼び方は異なる場合があるが、本編では特にことわりのないかぎり、これらを低サイクル疲労と呼ぶこととする。ただし、文献を引用する場合には、極力、原文のままとする。

## 参考文献

- 1.1) 金澤武，飯田國廣：溶接継手の強度，産報出版，1978.
- 1.2) 土木学会：座屈設計ガイドライン改訂第2版，2005.
- 1.3) 渡邊英一，前川義男，杉浦邦征，北根安雄：阪神・淡路大震災特集－第4回－鋼橋の被害と耐震性，土木学会誌，Vol.80，No.7，pp.54-62，1995.
- 1.4) 土木学会，阪神・淡路大震災調査報告編集委員会：阪神・淡路大震災調査報告，第1章橋梁，1996.
- 1.5) 阪神高速道路公団：大震災を乗り越えて－震災復旧工事誌－，1997.
- 1.6) 鋼構造委員会鋼構造震災調査特別小委員会：阪神・淡路大震災における鋼構造物の震災の実態と分析，土木学会論文集，No.647/I-51，pp.17-30，2000.
- 1.7) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説V耐震設計編，2012.
- 1.8) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説V耐震設計編，2002.
- 1.9) 国土技術政策総合研究所ホームページ：「東日本大震災」調査報告会，道路橋の被災状況とその特徴，<http://www.nilim.go.jp/lab/bbg/saigai/h23tohoku/houkoku/happyou/2-7.pdf>
- 1.10) 土木学会：鋼・合成構造標準示方書〔耐震設計編〕，2008.
- 1.11) 飯田國廣，鈴木英之，永井英晴：引張および圧縮予歪が極低サイクル疲労寿命に及ぼす影響，日本造船学会論文集，第156号，pp.485-492，1984.
- 1.12) 桑村仁：繰返し塑性ひずみを受ける構造用鋼材の疲労－延性破壊遷移，日本建築学会構造系論文集，第461号，pp.123-131，1994.

## 2. 地震時におけるき裂の発生を伴った損傷事例

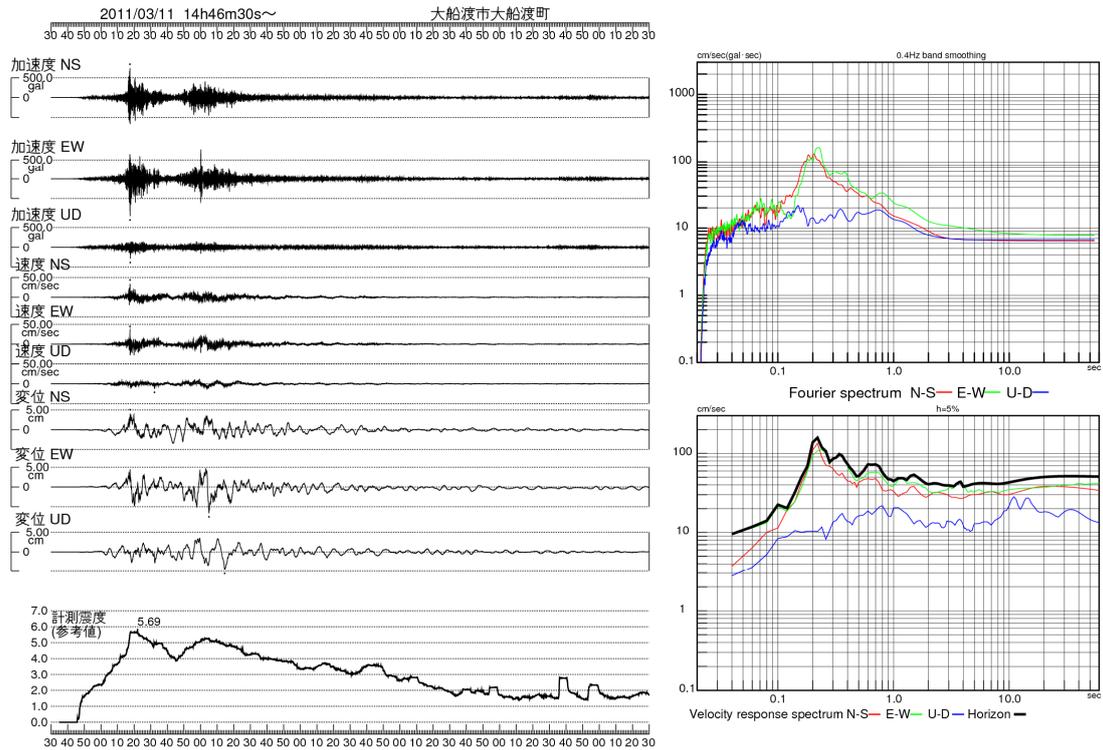
ここでは、低サイクル疲労に限定せず、兵庫県南部地震および東北地方太平洋沖地震において、鋼橋に生じたき裂発生を伴った損傷事例を紹介する。

### 2. 1. はじめに

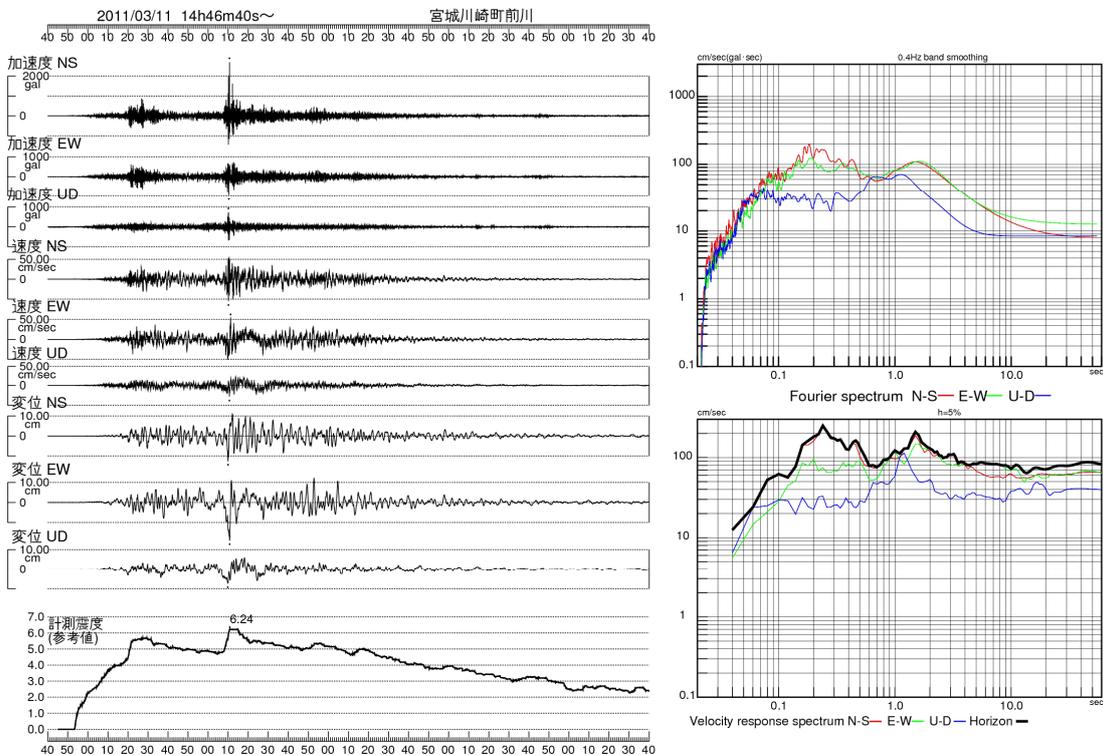
2011年（平成23年）3月11日14時46分、太平洋三陸沖を震源として、地震の規模を示すマグニチュード MW9.0 の東北地方太平洋沖地震が発生した。この地震は、日本の観測史上最大規模であり、この地震とそれによって引き起こされた津波で、東北から関東にかけての東日本一帯に甚大な被害をもたらされた、日本国内において戦後最悪の自然災害である。東北地方太平洋沖地震（以下、「東北地震」と呼ぶ）において各地で観測された地震動の波形を図-2.1に示す<sup>21)</sup>。東北地震では、観測地点によって様々な加速度波形が観測されたが、代表的な箇所として、大船渡市、栗原市、川崎町、桶谷町の地震動を示す。これらによると、地震発生から約3分間にわたって震度3以上の地震が継続している。また、地震動の周期については、概ね0.1~10秒の範囲に分布している。さらに、地震発生後、徐々に震度が大きくなり、30~70秒後に最大震度となっている点も特徴の一つである。

最近、構造物に甚大な被害をもたらした地震として、平成7年の兵庫県南部地震も挙げられる。兵庫県南部地震は、いわゆる直下型地震と呼ばれており、強い揺れであったが、地震によって揺れている時間は短いものであった。図-2.2には神戸中央区での地震動を示している<sup>22)</sup>。図に示すとおり、地震発生から震度3以上の地震が継続した時間は約40秒であり、地震動の周期は概ね0.2~3秒の範囲である。なお、兵庫県南部地震では、地震発生後すぐに最大震度が発生している。

このように、東北地震の特徴としては、震度の大きい揺れが長時間にわたって発生し、揺れの周期は長周期の地震動であったといえる。ここでは、直下型地震であった兵庫県南部地震と、プレート境界型といわれる、長周期・長時間地震であった東北地震で生じた鋼構造物の損傷について、主にき裂の発生を伴ったものに焦点をあて、それぞれの特徴的な事例についてまとめる。

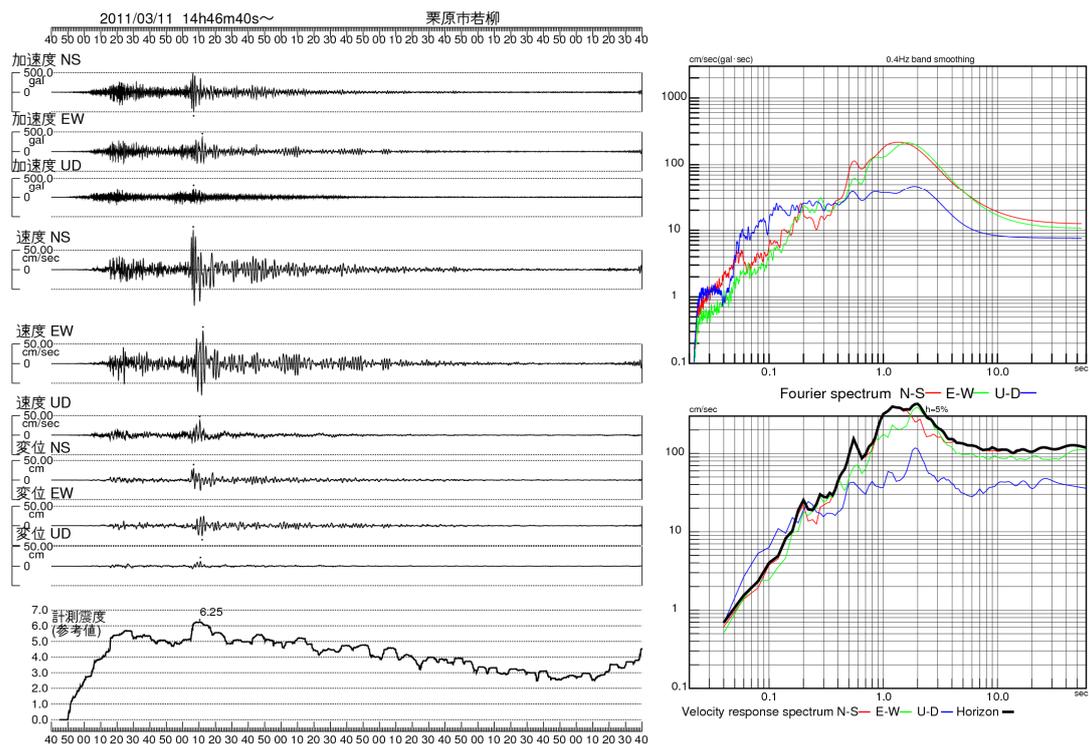


(a) 大船渡市大船渡町

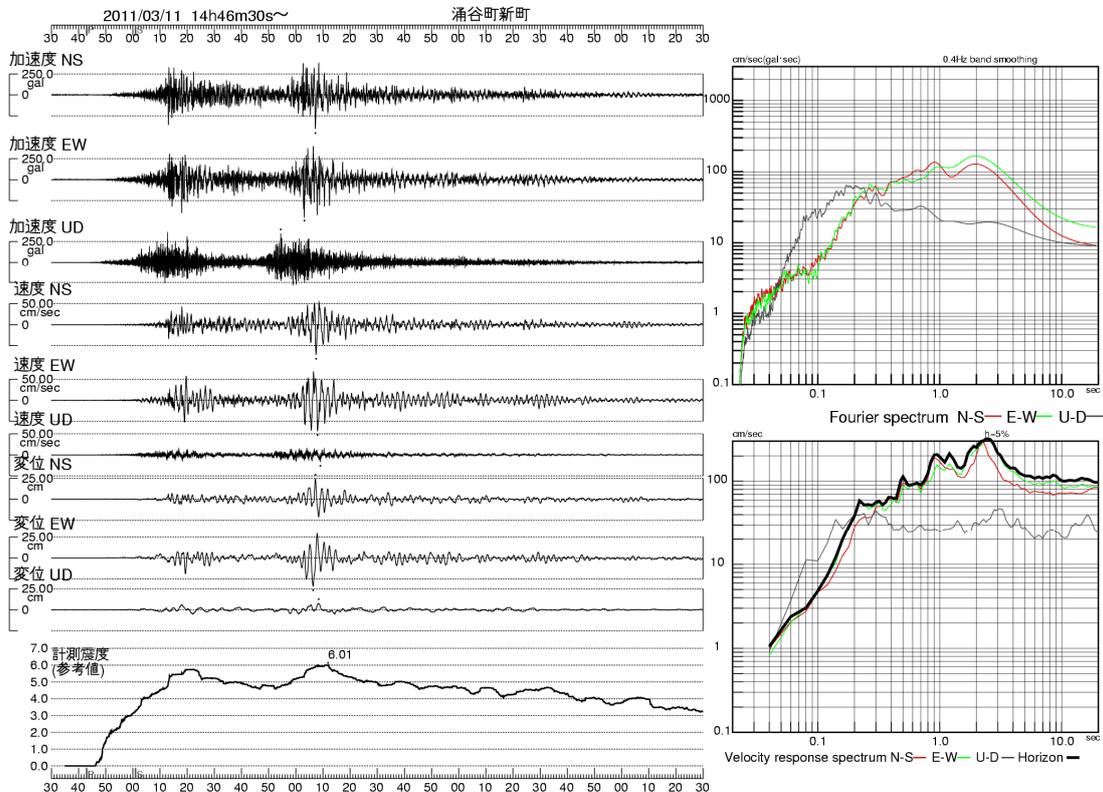


(b) 宮城川崎町前川

図-2.1 東北地方太平洋沖地震の地震動波形<sup>2.1)</sup>



(c) 栗原市若柳



(d) 桶谷町新町

図-2.1 東北地方太平洋沖地震の地震動波形 (つづき) 2.1

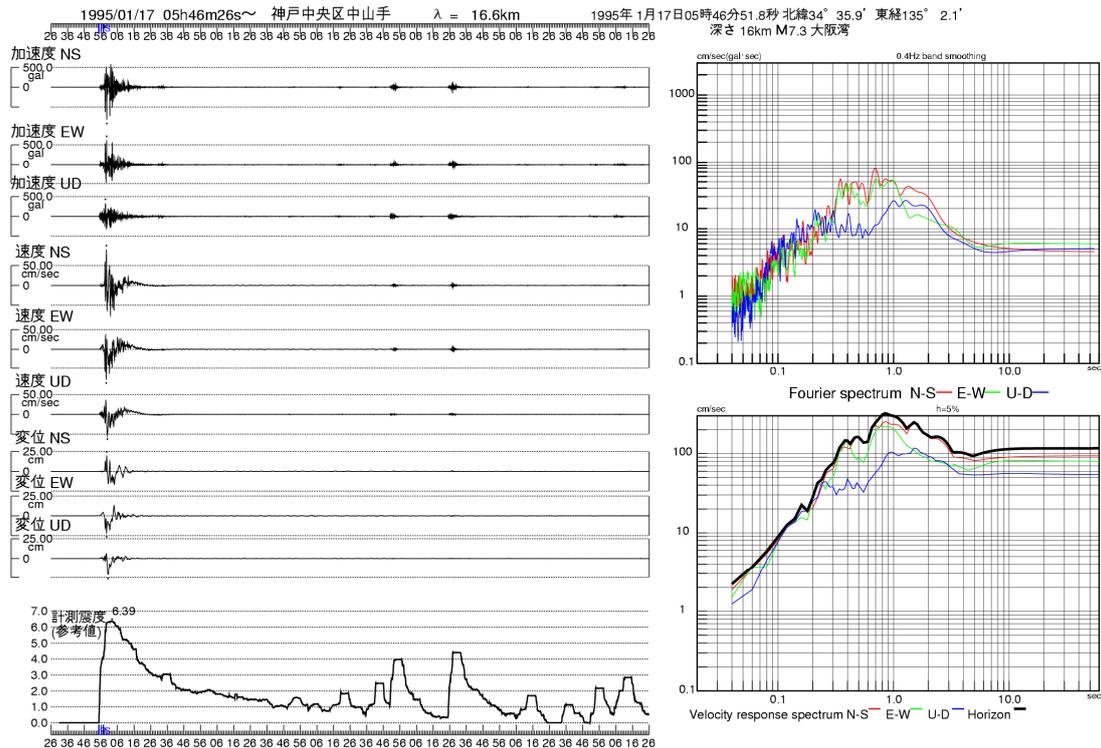


図-2.2 兵庫県南部地震の地震動波形（神戸中央区中山手） 2.2)

## 2. 2. 兵庫県南部地震で生じた鋼構造物の損傷事例

兵庫県南部地震によって生じた構造物の損傷事例については、各関係機関によって多くの報告や分析がなされている。ここでは土木学会論文集に掲載されている文献 2.3)から抜粋・引用して、鋼製橋脚と鋼上部構造について被害の概要や特徴、その原因などについて示す。

### (1) 鋼製橋脚

文献 2.3)では、鋼製橋脚における重大な損傷は、① T 形橋脚の柱の圧壊 (写真-2.1) , ② ラーメン橋脚頭部の溶接・母材の割れ (写真-2.2) , ③ パイプ断面柱の局部座屈および破断 (写真-2.3) , ④ 厚肉の遠心柱鋼管よりなるラーメン構造物の柱頭の脆性破壊 (写真-2.4) として、それらの実態と分析について示されている。

#### ① T 形橋脚の柱の圧壊

この破壊モードは、鋼製橋脚にとって最も重大と考えられる損傷である。破壊メカニズムとしては、強烈な橋軸直角方向の水平動によって橋脚の板パネルの座屈および角溶接部に損傷が生じた状態で、鉛直動が加わって橋脚が圧壊したと考えられている。被災した橋脚の共通点として、比較的背が低くかつ上部工重量が大きいため固有周期が短い (0.5~0.7 秒程度) 橋脚であった。先述のように 0.3~1.0 秒周期の地震動が卓越しており、このような橋脚にとって非常に厳しい地震であったといえる。さらに、被災した橋脚は、幅厚比が比較的大きいため、変形能はそれ程大きくないことから局部座屈が進展していった時点で角溶接部の割れが生じたものと分析されている。

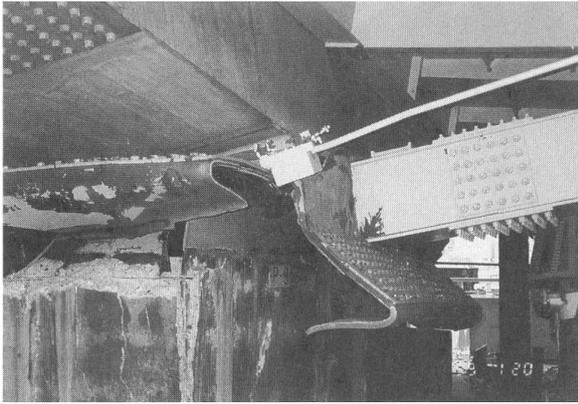


写真-2.1 T形橋脚の柱の圧壊<sup>2,3)</sup>

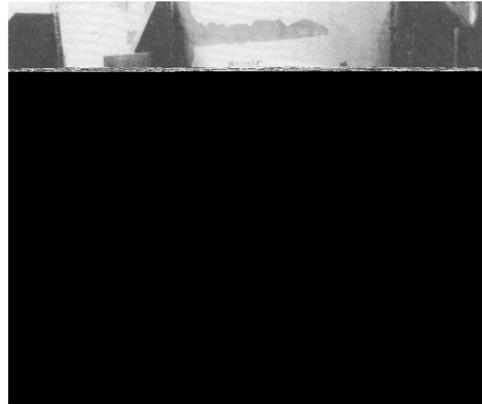


写真-2.2 パイプ断面柱の局部座屈および破断<sup>2,3)</sup>

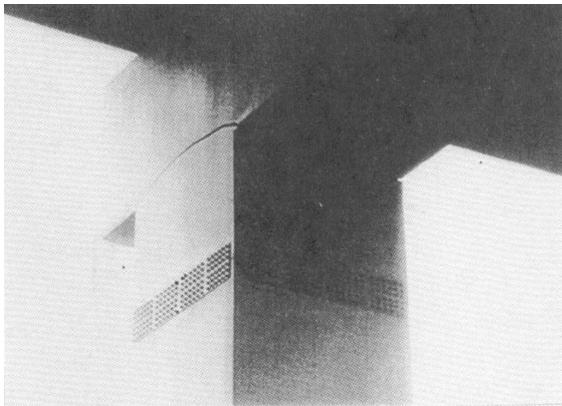


写真-2.3 ラーメン橋脚頭部の脆性破壊<sup>2,3)</sup>

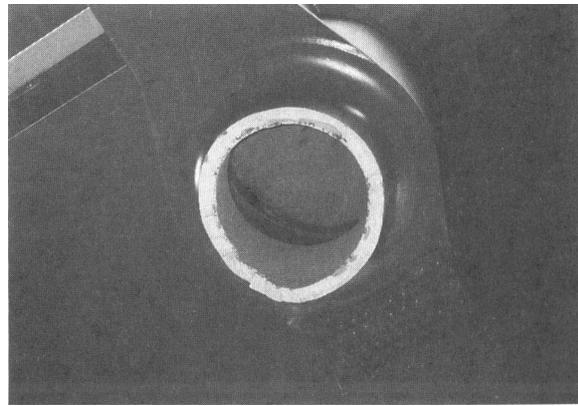


写真-2.4 遠心鑄鋼管ラーメン頭部の脆性破壊<sup>2,3)</sup>

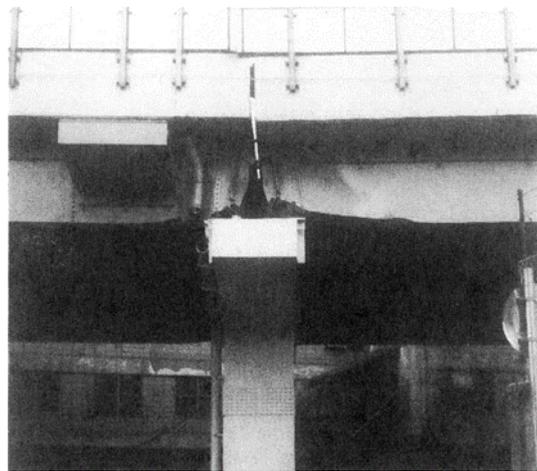


写真-2.5 桁端部の橋軸直角方向への屈腹<sup>2,3)</sup>

## ② ラーメン橋脚頭部の溶接・母材の割れ

この損傷は、水平動によって生じた柱頭部、隅角部下の内側フランジの溶接線（柱と梁のフランジ接合部）のき裂が進展して生じた破壊モードと考えられる。破壊の起点は箱断面隅角部の角であり、ぜい

性破壊によるき裂と判断されている。地震によって隅角部に大きな塑性ひずみが繰返し生じたこと、その塑性ひずみ履歴により鋼材の破壊じん性値が劣化したこと、ひずみ速度が速かったことがさらに破壊じん性値を引き下げたことなどがぜい性破壊の原因として考えられている。

### ③ パイプ断面柱の局部座屈および破断

柱中間部に生じたものが多く、局部座屈（提灯座屈）および局部座屈した部分の母材が破断している。局部座屈が生じている部位は、コンクリート充填部の上または断面変化点のように局部座屈強度が急変する箇所であり、繰返し水平動によって生じたシェルとしての座屈（提灯座屈）が鉛直動によって押しつぶされ、ある場合にはその部分が再度引張を受けたときに破断した破壊モードであったと推定されている。

### ④ 厚肉の遠心柱鋼管よりなるラーメン構造物の柱頭のぜい性破壊

土木構造物において、これまでに経験したことのない損傷である。鋳鋼管内面側の最終凝固層が起点となりぜい性破壊が生じており、管の外側に向かって短時間でき裂が伝播している。当時の設計仕様を満足する使用材料であったことが確認されている。また、破壊は降伏応力レベルで生じたと推定されており、耐力を大幅に上回るせん断力がラーメン橋脚に衝撃的に作用したことが破壊発生の原因として推定されている。

## （2）鋼上部構造

文献2.3)では、鋼橋に生じた損傷を1次損傷と2次損傷に大別しており、1次損傷とは地震力の直接作用により発生した損傷と定義している。一方、2次損傷とは1次損傷を受けた構造部材・部位の変位あるいは機能損失による他部材・部位の損傷部材と定義している。以下に、1次損傷として示されている損傷事例を示す。

### ① 鋼I桁橋桁端部の損傷

鋼上部構造の1次損傷として、鋼I桁橋桁端部の屈腹現象について述べられている。写真-2.5はニーブレース下端近傍において、ニーブレースと支点上補剛材で構成する断面が全塑性状態となり、横方向に屈腹した状態を示している。

### ② 隣接橋梁間の相互作用

隣接橋梁間の相互作用として、隣接した鋼桁橋において、橋脚や支承の破損により桁移動を生じて、桁端間での衝突現象が引き起こされた。アーチ橋やV脚ラーメン橋などの長大橋梁とアプローチ桁橋のような橋軸方向の基本固有振動数が異なる異種隣接橋梁間において衝突による桁端の損傷が多く報告されている。このタイプは、鋼橋の被害報告の中で特徴的な損傷である。

## 2. 3. 東北地方太平洋沖地震で生じた鋼構造物の損傷事例

東北地方太平洋沖地震における鋼構造物の損傷事例としては、土木学会鋼構造委員会特別委員会が、関係機関において実施された緊急調査結果の概要を取りまとめている<sup>24)</sup>。ここでは、文献2.4)に記載されている鋼橋の上部工が被災によって受けた損傷について、抜粋・引用して紹介する。なお、損傷の詳細な内容については、各関係機関が発表している資料等を参照いただきたい。

### （1）支点部補剛材の損傷事例

写真-2.6および写真-2.7に支点部補剛材が座屈した事例を示す。端支点部の下フランジや補剛材につ

いては、地震時の慣性力を1点で受け、局部座屈が生じたものである。上部構造の主桁側の耐力が十分に確保されていないと重大な損傷が生じる可能性が高く、このような部位の損傷は避けるべき破壊形態であると考えられる。



写真-2.6 主桁下フランジの局部変形<sup>2.4)</sup>



写真-2.7 垂直補剛材の局部変形<sup>2.4)</sup>



写真-2.8 アーチ橋における横構の座屈およびガゼットの破断<sup>2.4)</sup>

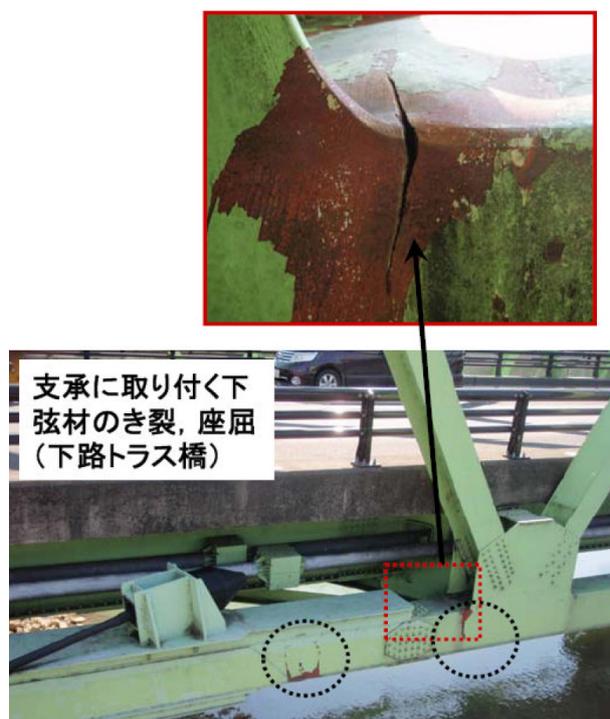


写真-2.9 トラス橋における横下弦材格点部の損傷<sup>2.4)</sup>

## (2) アーチ橋およびトラス橋の被害

写真-2.8は、下路ランガーアーチ橋において横構が損傷した事例である。上横構のガゼット部で破断しており、写真からは他の横構が座屈している様子も確認できる。本橋は昭和31年道路橋示方書により設計されており、この橋の桁橋部の支承サイドブロックが損傷していたことから、慣性力としての横力

が大きかったことが推定されている。

写真-2.9は、下路トラス橋の下弦材に落橋防止構造を取り付けた部位付近の格点部の損傷を示している。破断は格点部ガセットプレートのフィレット端で生じており、フィレットによって応力集中が生じていたことが、この部位でのき裂発生の原因と推定されている。またこの部位の近傍では下弦材が座屈している箇所もみられ、近傍に取り付けられた落橋防止装置が地震によって機能したことが、このような損傷につながったものと推定されている。

### (3) 仙台東部道路、東部高架橋の損傷事例

東部高架橋は、東日本高速道路株式会社が管理する仙台東部道路にあり、全体で4,390mを有する連続高架橋である(図-2.3参照)。このうち主たる損傷があったのは、鋼4径間連続箱桁+鋼2径間連続I桁橋の区間である。



図-2.3 東部高架橋位置

東部高架橋の損傷のうち特に注目されるものが、積層ゴム支承の破断である。本橋の支承は、1995年の兵庫県南部地震を教訓に改訂された平成8年道路橋示方書に基づき設計された地震時水平分散ゴム支承(タイプB支承)であり、地震によって初めて大規模に破断が確認された事例である。ゴム支承の破断が生じた箇所は、図-2.4に示すとおりであり、P52(箱桁側)、P56(I桁側)では全数が破断した。ゴム支承の破断状況を写真-2.10に示す。

P56(I桁側)に桁端部において、ゴム支承の破断によって上下方向に段差が生じ、その後に移動が拘束された状態で、橋軸直角方向に大きな水平力が作用したことが原因と考えられる。腹板、下フランジ支点上補剛材、端対傾構の斜材、ガセットプレートなどの座屈あるいはき裂の発生がみられた。その状況を図-2.5に示す。

P56(I桁側)桁端部の損傷のうち、部材が破断していた損傷を写真-2.11に示す。この損傷は、ニーブレースフランジ付きの垂直補剛材(G8桁)の破断である。破断は、端横桁腹板下端の変形によって生じたものと推定され、垂直補剛材のフランジと腹板との角部に向けられたスカラップの溶接止端からき裂が発生し、破断に至ったものと推定される。腹板の変形は、剛な横桁の下端を起点に生じており、設計で想定した以上の力が作用したことによるとみられている。

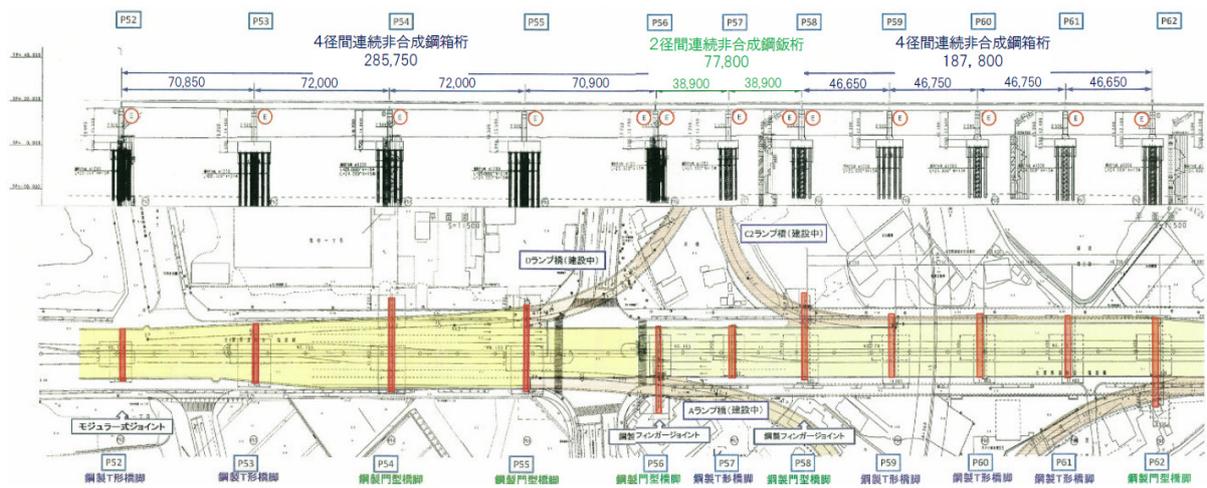


図-2.4 東部高架橋一般図<sup>2.4)</sup>

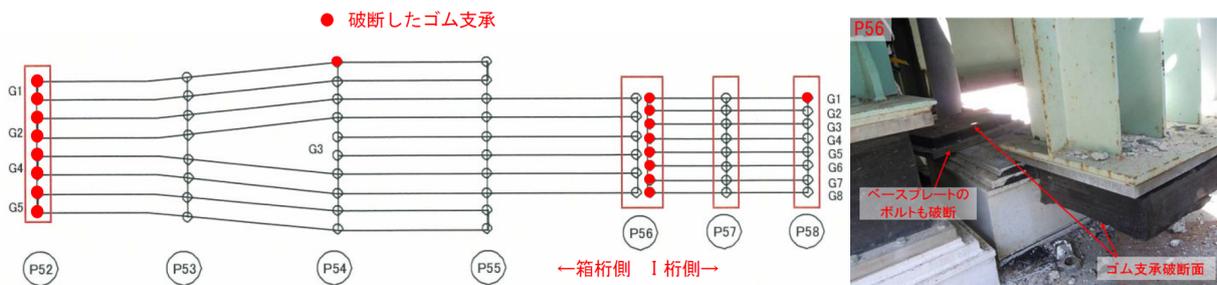


図-2.5 ゴム支承破断位置<sup>2.4)</sup>

写真-2.10 破断状況<sup>2.4)</sup>

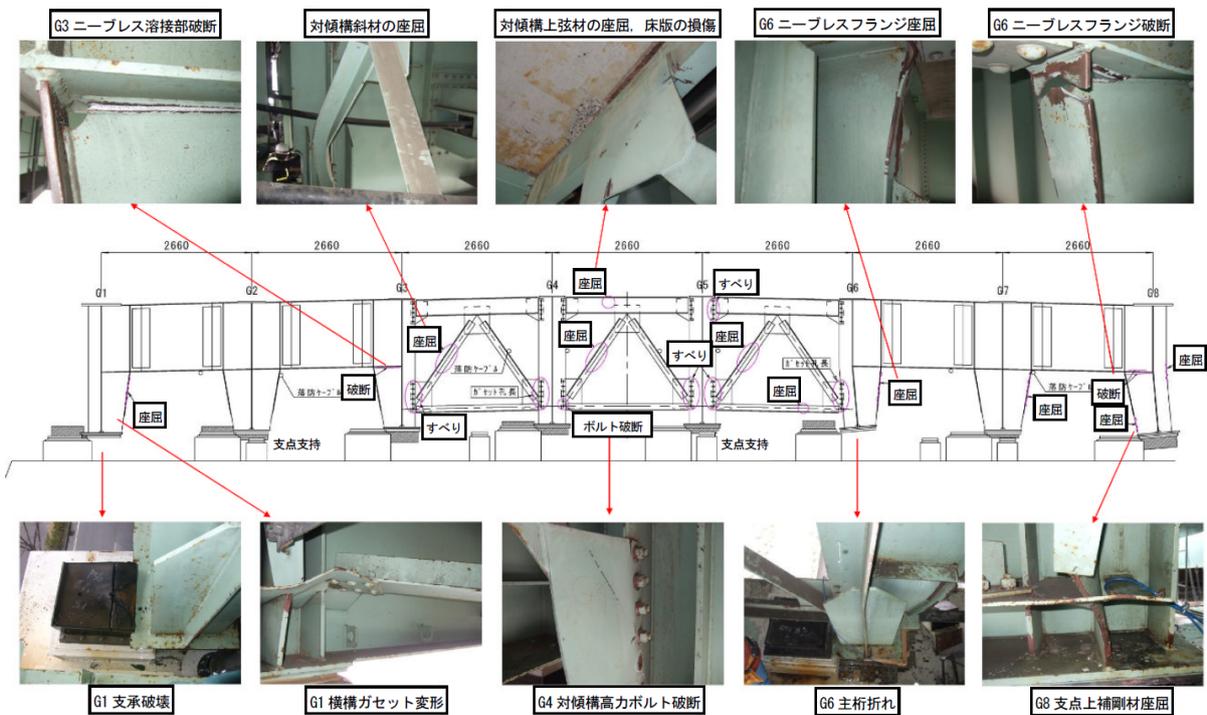


図-2.6 桁端部の損傷状況 (P56, I 桁側)<sup>2.4)</sup>



写真-2.11 垂直補剛材の損傷状況<sup>2.4)</sup>

#### (4) 荒川湾岸橋の損傷事例

荒川湾岸橋は、1977年1月に開通した橋長840mの7径間ゲルバートラス橋（図-2.6参照）で、RC床版を含む上部工重量は約39,000トンである。本橋は、2001~04年に支承の変位制限構造および段差防止構造を設置し、2008~09年に橋脚耐震補強工事（鋼製橋脚基部にコンクリート充填）が行われている。

損傷マップを図-2.7に示す。橋脚近傍のガセットに損傷が多くみられ、写真-2.12に示す損傷状況のように、ガセットが破断したり変形したりしている。このような損傷は、図-2.8に示すように、P203橋脚付近の横支材に接続される下横構を取付けるガセットプレートに多くみられる。損傷下部材はいずれも橋軸直角方向の水平力に抵抗する部材であることから、橋軸直角方向に大きな荷重や変形が生じたものと推定されている。なお、破断したガセット厚は9mmまたは11mmで、下横構や対傾構の部材断面に比べて薄く、ガセットに損傷が集中したものと考えられる。

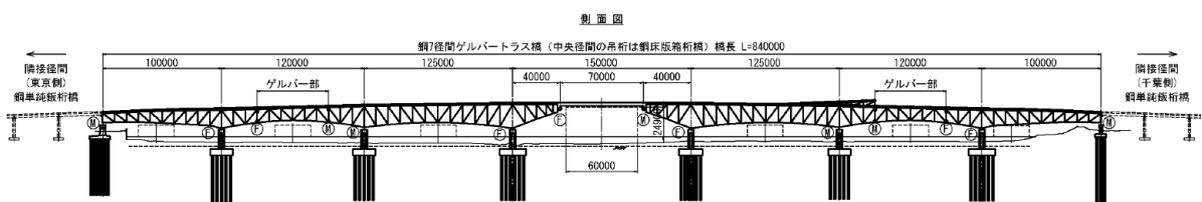


図-2.7 荒川湾岸橋の一般図<sup>2.4)</sup>

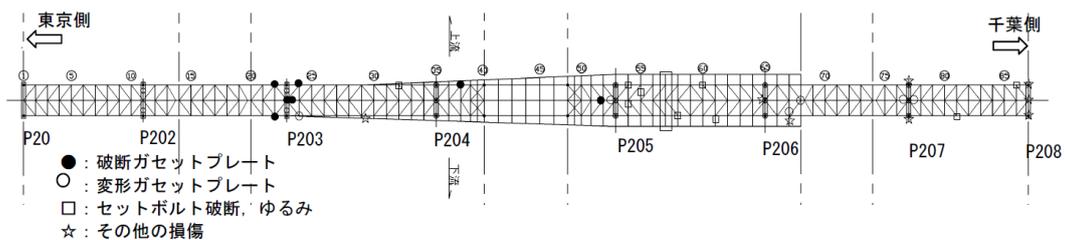


図-2.8 地震による荒川湾岸橋の損傷マップ<sup>2.4)</sup>



写真-2.12 ガセットの損傷状況<sup>2.4)</sup>

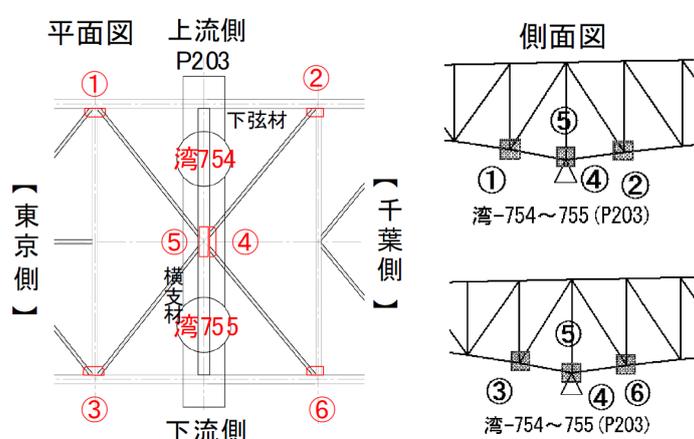


図-2.9 P203 橋脚付近のガセット損傷位置図<sup>2.4)</sup>

## 2. 4. まとめ

本章では、直下型地震である兵庫県南部地震とプレート境界型地震である東北地方太平洋沖地震によって生じた鋼橋の損傷のうち、主にき裂の発生を伴った損傷事例をまとめた。地震動としての特徴は、短周期・短時間の直下型地震に対して、長周期・長時間のプレート境界型地震であり、このような地震動の違いによる構造物の損傷形態も異なっていることが明らかとなった。構造物の損傷の違いを以下にまとめる。ただし、兵庫県南部地震で受けた被害を教訓に道路橋示方書等では地震に対する設計法が見直されていることから、東北地方太平洋沖地震では損傷の形態や程度が異なっている可能性があるため、損傷の評価にあたっては注意が必要である。

### (1) 直下型地震（兵庫県南部地震）

兵庫県南部地震では、強い揺れは発生するものの、継続時間は短い。また地震発生後、短時間で最大震度が発生することから、構造物に対して衝撃的な揺れが作用していると考えられ、これに起因して鋼製橋脚における柱の座屈（提灯座屈）や隅角部の脆性破壊などの損傷が多くみられたと考えられる。

### (2) プレート境界型地震（東北地方太平洋沖地震）

東北地方太平洋沖地震では、地震発生後、徐々に大きな揺れとなり、大きな揺れが長時間にわたって

生じていたことから、構造物に対しても徐々に揺れが伝わり、長時間にわたり多数回の揺れを受けていた。また長周期の地震動であったことから、構造物には衝撃的な力ではなく、比較的速度の低い揺れを受けていたものと考えられる。このようなことから、橋梁には比較的低い速度の揺れで大きい変形が繰り返し生じ、例えば面内変形やねじりといったモードで、大変形を伴う損傷や大変形による延性破壊が多くみられたと考えられる。

#### 参考文献

- 2.1) [http://www.data.jma.go.jp/svd/eqev/data/kyoshin/jishin/110311\\_tohokuchiho-taiheiyuoki/index.html](http://www.data.jma.go.jp/svd/eqev/data/kyoshin/jishin/110311_tohokuchiho-taiheiyuoki/index.html)
- 2.2) [http://www.data.jma.go.jp/svd/eqev/data/kyoshin/jishin/hyogo\\_nanbu/index.html](http://www.data.jma.go.jp/svd/eqev/data/kyoshin/jishin/hyogo_nanbu/index.html)
- 2.3) 土木学会鋼構造委員会鋼構造震災調査特別小委員会：阪神・淡路大震災における鋼構造物の震災の実態と分析【委員会報告】，土木学会論文集，No.647/I-51，17-30，2000.
- 2.4) 土木学会鋼構造委員会東日本大震災鋼構造物調査特別委員会：東日本大震災鋼構造物調査特別委員会報告書，2012.

### 3. 低サイクル疲労に関する現行の設計基準類

低サイクル疲労による鋼構造物の損傷に対する評価法は、き裂の発生を限界状態と考えるものと、発生したき裂が脆性破壊に移行するときを限界状態と考えるものに大別できるが、どちらも地震時の脆性破壊を未然に防ぐという思想は同じである。ここでは、代表的な構造物ごとに現行の設計基準を紹介することとする。

#### 3. 1. 土木構造物

土木鋼構造物の低サイクル疲労に関しては、土木学会から2008年に発刊された「鋼・合成構造標準示方書 耐震設計編<sup>3.1)</sup>」に評価概念が記されている。以下にその詳細を示す。

##### (1) 応答値の算定

応答値の算定に関しては、以下のように規定されている。

「低サイクル疲労損傷度は、原則として鋼材に生じる局所的な弾塑性ひずみ履歴から算定するものとする。ただし、ひずみ履歴から低サイクル疲労損傷度を算定することが困難な場合には、それに変わる適切な指標を応答値としてよい。」

ここでは、低サイクル疲労強度を評価するためのモデルの一例として、Manson-Coffin 則と Miner の線形被害則が紹介されている。Manson-Coffin 則とは、塑性ひずみ範囲  $\Delta\varepsilon_p$  とき裂発生までの繰返し回数(疲労寿命)  $N_f$  が次式で与えられ、両対数グラフ上で直線関係となるものである。

$$N_f = C^{-1} \cdot (\Delta\varepsilon_p)^m \quad (3.1)$$

ここで、 $C$ 、 $m$  は実験から求められる定数である。構造用鋼材 (400~800 N/mm<sup>2</sup> 級) に対して、西村ら<sup>3.2)</sup> は  $m=1.82$ 、 $C=2.58$  を求めている。また館石ら<sup>3.3)</sup> は、新たに開発した試験システムにより  $m=1.70$ 、および  $C=1.51$  (鋼素材)、 $C=3.02$  (溶着金属部)、 $C=4.03$  (熱影響部) を求め、溶着金属部や熱影響部の低サイクル疲労寿命は鋼素材より低下することを示している。

一方、Miner 則では、1回のひずみの繰返し  $\Delta\varepsilon_p$  による損傷は、上式から求めた疲労寿命  $N_f$  を用いて  $1/N_f$  とし、多数の異なる振幅の塑性ひずみ範囲  $\Delta\varepsilon_{pi}$  ( $i=1\cdots n$ ) による損傷は各振幅の塑性ひずみによる損傷の線形和になると考える。よって、累積疲労損傷度  $D$  は次式で与えられる。

$$D = C \cdot \sum_{i=1}^n (\Delta\varepsilon_{pi})^m \quad (3.2)$$

ここでは、上式の累積疲労損傷度  $D$  が 1.0 に達したときに疲労破壊が生じると考える。

なお、上記の方法を適用する場合には、低サイクル疲労き裂の発生が予想される位置の局所的な塑性ひずみ履歴を動的解析により算定し、レインフロー法<sup>3.4)</sup>などによって塑性ひずみ範囲を求める必要があ

る。しかし一般に、与えられた地震動に対して、き裂の発生が予想される位置での局所的な応答塑性ひずみの時刻歴を算定するのは極めて難しい。つまり、この考え方を設計実務レベルで適用可能な形に展開する必要があるといえる。

## (2) 限界値の算定

限界値の算定に関しては、以下のように規定されている。

「低サイクル疲労損傷度の限界値は、応答値の種類に応じて適切に定めるものとする。」

これは、低サイクル疲労の限界値が、部材形状、構造ディテール、溶接継手によっては溶接形状などによって異なるためである。

前述のように、低サイクル疲労き裂の発生が想定される位置での局所的な塑性ひずみ履歴から疲労損傷度を算定し、式(3.2)により疲労照査を行う際には、 $D$ の限界値として1.0を用いてよいと述べられている。また、応答値として部材に生じる平均の公称ひずみを用いる場合には、低サイクル疲労が生じないような適切な限界ひずみを定める必要がある。この限界ひずみについて、例えば一般の鋼部材に対しては $20\epsilon_y$ が提案されている<sup>3.5)</sup>。

## 3. 2. 原子力構造物

原子力機器・構造物等は、高温・高圧下での耐久性を要求されるため、疲労破壊、塑性崩壊に至るような、繰返し応力、過大な変形を制限する形で設計、照査が行われる。設計規格としては、「ASME Boiler and Pressure Vessel Code (以下、ASME 規格)<sup>3.6)</sup>」、日本機械学会「発電用原子力設備規格 設計・建設規格 (JSME S NC1)<sup>3.7)</sup>」、日本電気協会「原子力発電所耐震設計技術規程 (JEAC 4601)<sup>3.8)</sup>」などが挙げられる。

ASME 規格については、全12のセクションからなり、ボイラ、圧力容器、および原子力発電所機器の設計、製造、非破壊検査、建設等に関する詳細なスペックである。設計に関する事項については、特に Sec. III Rules for Construction of Nuclear Facility Components, Sec. VIII Rules for Construction of Pressure Vessels 等に規定されている。また日本機械学会の設計・建設規格は第I編 軽水炉規格と第II編 高速炉規格からなっている。ここでは、主に機械学会規格 第I編を参考に、設計の考え方について概説する。

### (1) 設計要求

#### a) 機器等の供用状態<sup>3.7)</sup>

供用状態とは、原子炉施設の機器等が各運転状態において受ける圧力荷重および機械的荷重をもとに、設計仕様書等で定めた機器等に加わる負荷状態を示し、以下の状態に分類される。

「設計条件」：対象とする機器等に設計仕様書等で規定された最高使用圧力および設計機械的荷重が負荷されている状態

「供用状態 A」：対象とする機器等がその主たる機能を満たすべき運転状態において設計仕様書等で規定された圧力および機械的荷重が負荷された条件下にある状態

「供用状態 B」：「対象とする機器等が損傷を受けることなく、健全性を維持しなければならない」と設計仕様書等で規定された圧力および機械的荷重が負荷された条件下にある状態

「供用状態 C」：「対象とする機器等が構造不連続部においては大変形を生じてよい」と設計仕様書等で規定された圧力および機械的荷重が負荷された条件下にある状態

「供用状態 D」：「対象とする機器等が全断面にわたって大変形を生じてよい」と設計仕様書等で規定された圧力および機械的荷重が負荷された条件下にある状態

#### b) 応力解析に関する用語<sup>3.7)</sup>

本規定にて用いられている応力解析に関する用語の定義を以下にまとめる。

「応力強さ」：与えられた点で発生している最大主応力と最小主応力の代数的な差

「膜応力」：断面の垂直応力の平均値に等しい当該断面に垂直な応力成分

「曲げ応力」：垂直成分の平均値からの変化成分

「一次応力」：外力、内力およびモーメントに対して単純な平衡の法則を満足する垂直応力またはせん断応力

「二次応力」：隣接部分の拘束、自己拘束により生じる垂直応力またはせん断応力

「一次一般膜応力」：圧力または機械的荷重によって生じる膜応力であって、構造上の不連続性および応力集中のない部分のもの

「一次局部膜応力」：圧力または機械的荷重によって生じる局部膜応力。この場合において、「局部」とは、この応力が材料規格 Part 3 第 1 章表 1 に定める値の 1.1 倍以上である範囲が当該機器の平均半径と厚さとの積の平方根以内であり、かつ、この応力が材料規格 Part 3 第 1 章表 1 に定める値の 1.1 倍を超える他の範囲と当該機器の平均半径と厚さとの積の平方根の 2.5 倍以上接近していない範囲をいう。

「ピーク応力」：応力集中または局部熱応力により、一次応力または二次応力に負荷される応力の増加分

「ピーク応力強さ」：一次応力、二次応力およびピーク応力を組合せて求めた応力強さ

「応力サイクル」：応力が特定の極大値と極小値の間を 1 回または繰返し変化すること

「繰返しピーク応力強さ」：一次応力、二次応力およびピーク応力を組合せて求めた応力サイクルの履歴を求め、この極大値と極小値の差の 2 分の 1

「疲労累積係数」：各応力サイクルにおける実際の繰返し回数と繰返しピーク応力強さに対応する許容繰返し回数との比を全ての応力サイクルについて加えたもの

#### c) 荷重の組合せと許容基準<sup>3.7)</sup>

本規定にしたがって設計を行う機器については、対象となる機器の区分に応じて規定されている荷重の組合せに対して許容基準を満足しなければならない。基本は、当該機器の各供用状態において負荷される荷重をもとに考えるが、地震荷重については、通常運転と組み合わせる地震動が JEAC 4601-2008「原子力発電所耐震設計技術規程<sup>3.8)</sup>」に規定されているので、それに従うこととしている。また、地震荷重の評価に対しては供用状態 C または D を考えることとしている。

表-3.1 応力強さの限界（穴の周辺部，ボルト等，オメガシールおよびキャノピシールを除く）<sup>3.7)</sup> (注1)

応力の分類	一次応力			二次応力	ピーク応力
	一般膜応力	局部膜応力	曲げ応力	膜応力と曲げ応力	
記号	$P_m$	$P_L$	$P_b$	$Q$	$F$
設計条件	$P_m$ (注5)	$P_L$ (注5)	$P_L + P_b$ (注2)	評価不要	評価不要
供用状態A 供用状態B				$P_L + P_b + Q$ (注3)	$P_L + P_b + Q + F$ (注4)
供用状態C	$P_m$ (注5) $1.2S_m$ (注5) $S_y$ (注6) $\frac{2}{3}S_u$ (注7)	$P_L$ (注5) $1.2S_m \times 1.5$ (注5) $S_y$ (注6) $\frac{2}{3}S_u \times 1.5$ (注7)	$P_L + P_b$ (注2)(注5) $1.2S_m \times 1.5$ (注2)(注5) $S_y$ (注2) $\frac{2}{3}S_u \times 1.5$ (注6)(注7)	評価不要	評価不要
供用状態D	$P_m$ (注5) $2.4S_m$ (注5) $\frac{2}{3}S_u$ (注7) $\frac{2}{3}S_u$ (注6)	$P_L$ (注5)(注7) $2.4S_m \times 1.5$ (注5)(注7) $\frac{2}{3}S_u \times 1.5$ (注6) $\frac{2}{3}S_u \times 1.5$ (注6)	$P_L + P_b$ (注2) $2.4S_m \times 1.5$ (注2) $\frac{2}{3}S_u \times 1.5$ (注5)(注7) $\frac{2}{3}S_u \times 1.5$ (注2)(注6)	評価不要	評価不要
試験状態	$P_m$ (注8) $0.9S_y$	$P_L$ (注8) $1.35S_y$	$P_m + P_b$ (注8) $1.35S_y$ $2.15S_y - 1.2P_m$		$P_L + P_b + Q + F$ (注4)(注9) $S_a$

(注1) 表 PVB-3110-1 は、参考として、PVB-3110 における基本的な応力強さの限界をまとめたものである。

(注2) 矩形断面以外の評価断面については、許容応力の膜応力に対する割り増し係数は 1.5 ではなく、形状係数“ $\alpha$ ”となる。

(注3)  $P_L + P_b + Q$  が  $3S_m$  を超えた場合は PVB-3300 の規定によること。

(注4)  $S_a$  は設計疲労線図から求めること。全振幅に対する応力強さの限界は  $2S_a$  である。この場合において、実際の繰返し回数が 2 種類以上ある場合は、疲労累積係数が 1 以下であること。

(注5) オーステナイト系ステンレス鋼および高ニッケル合金に適用する。

(注6) (注5)以外の材料について適用する。

(注7) 2つの値のうち小さい方の値をとる。

(注8)  $P_m \leq \frac{2}{3}S_y$  の場合、 $P_m + P_b \leq 1.35S_y$ 。  $P_m > \frac{2}{3}S_y$  の場合、 $P_m + P_b \leq 2.15S_y - 1.2P_m$ 。

(注9) 本評価基準は 10 回を超える試験状態のみ適用するもので、供用状態Aおよび供用状態Bと合わせて評価するものである。

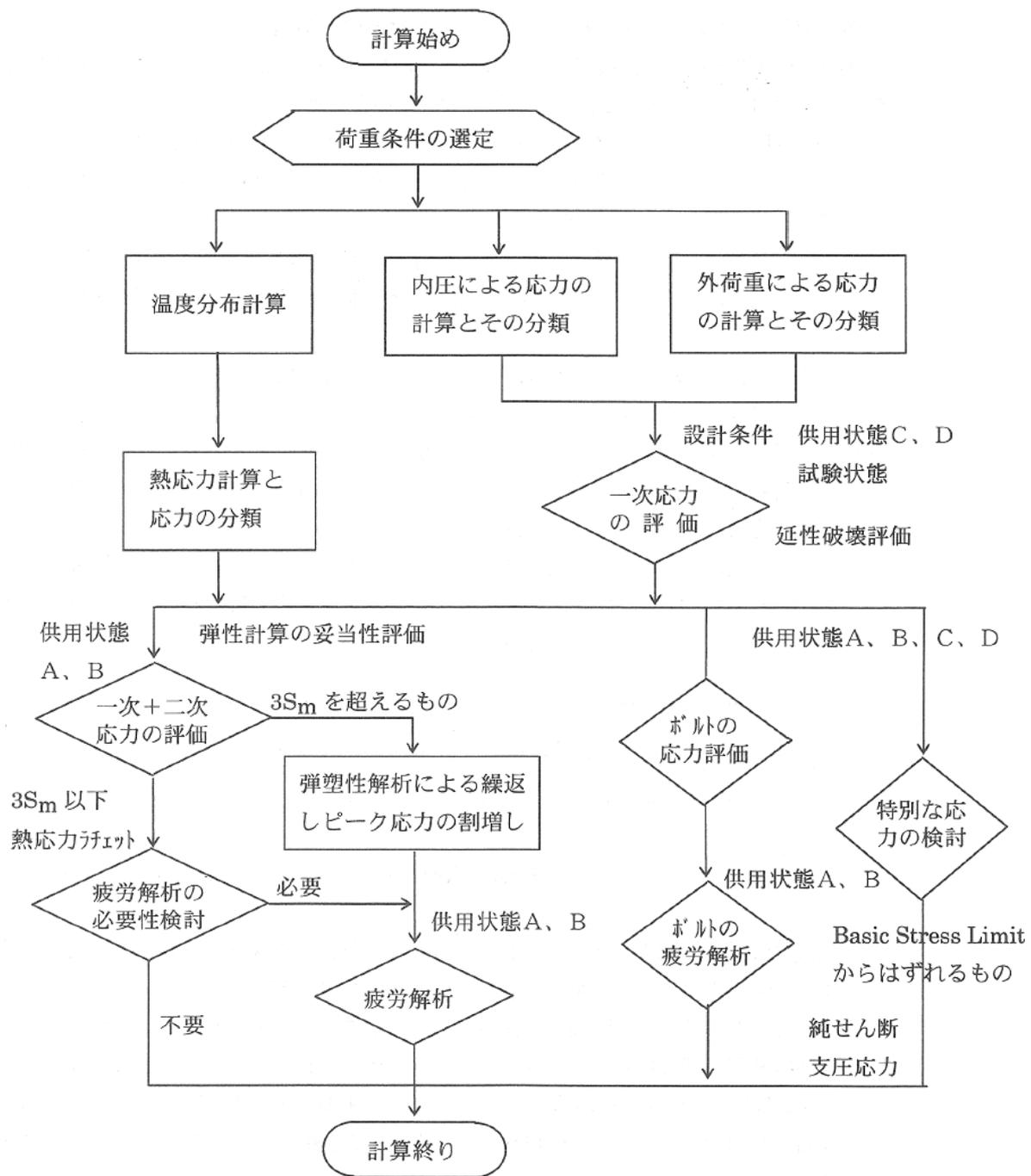


図-3.1 クラス1容器の応力解析のフローチャート<sup>3.7)</sup>

## (2) クラス 1 容器に対する応力評価<sup>3.7)</sup>

ここでは、クラス 1 容器（穴の周辺部、ボルト等、オメガシールおよびキャノピシールを除く）に対する材料の応力強さの限界および許容応力について述べる。この場合の基本的な応力強さの限界は表-3.1 に示すとおりである。また応力解析のフローチャートを図-3.1 に示す。なおクラス 1 容器は、原子炉冷却材圧力バウンダリを構成する機器の一つである。

### a) 各供用状態における一次応力評価

設計条件、供用状態 C および供用状態 D において生じる、応力解析による一次応力強さは以下のとおりである。

#### (1) 設計条件における一次応力強さ

a. 一次一般膜応力強さ： $P_m$   $P_m \leq S_m$  (3.3a)

b. 一次局部膜応力強さ： $P_L$   $P_L \leq 1.5S_m$  (3.3b)

c. 一次膜＋一次曲げ応力強さ： $P_L + P_b$   $P_L + P_b \leq \alpha S_m$  (3.3c)

ここで、 $S_m$  は設計応力強さ（材料規格 Part 3 第 1 章表 1 に規定）、 $\alpha$  は純曲げによる全断面降伏荷重と初期降伏荷重の比または 1.5 のいずれか小さいほうの値である。

#### (2) 供用状態 C における一次応力強さ

a. 一次一般膜応力強さ： $P_m$   $P_m \leq \min[S_y, 2/3 \cdot S_u]$  (3.3d)

b. 圧縮荷重のみによる一次一般膜応力強さ： $P_m$   $P_m \leq \max[1.1S_m, 0.9S_y]$  (3.3e)

c. 一次局部膜応力強さ： $P_L$   $P_L \leq 1.5 \min[S_y, 2/3 \cdot S_u]$  (3.3f)

d. 一次膜＋一次曲げ応力強さ： $P_L + P_b$   $P_L + P_b \leq \alpha \min[S_y, 2/3 \cdot S_u]$  (3.3g)

ここで、 $S_y$  は設計降伏点、 $S_u$  は設計引張強さ（材料規格 Part 3 第 1 章表 1 に規定）である。

#### (3) 供用状態 D における一次応力強さ

a. 一次一般膜応力強さ： $P_m$   $P_m \leq 2/3 \cdot S_u$  (3.3h)

b. 一次局部膜応力強さ： $P_L$   $P_L \leq 1.5(2/3 \cdot S_u)$  (3.3i)

c. 一次膜＋一次曲げ応力強さ： $P_L + P_b$   $P_L + P_b \leq \alpha(2/3 \cdot S_u)$  (3.3j)

### b) 供用状態 A, B における一次＋二次応力評価

供用状態 A および供用状態 B において生じる、一次応力と二次応力 ( $Q$ ) を加えて求めた応力解析による応力強さのサイクルにおいて、その最大値と最小値との差 ( $P_L + P_b + Q$ ) は、次の規定を満足することとしている。

$$P_L + P_b + Q \leq 3S_m \quad (3.4)$$

これは、図-3.2 に示すように  $2S_y$  までの範囲内において、荷重が繰返し作用すると、1 回目の荷重によってシェイクダウンし、以降は弾性的な挙動を示すことになる（同図(a)）が、同図(b)のように、その範囲を超えると弾性的挙動に収まらず、塑性挙動を呈することとなり、 $2S_y$  が弾性的挙動にシェイクダウンする応力の計算上の最大値となることによるものである。

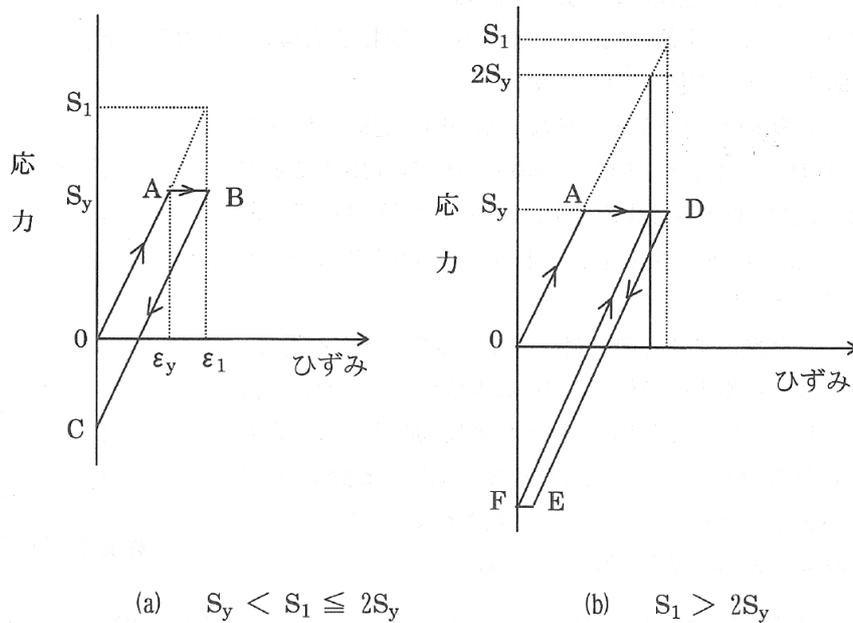


図-3.2 降伏点を超える場合のひずみ履歴<sup>3.7)</sup>

**c) 疲労評価（供用状態A, B）**

供用状態 A および供用状態 B における破壊モードのひとつとして疲労破壊を考慮し、それに対する容器の健全性を保証するために、疲労解析をすることが求められている。疲労解析の手順は以下のとおりである。

- (1) 使用材料により用いる設計疲労線図（図-3.3）の選定を行う。

これらの設計疲労線図は、ひずみ制御完全両振り疲労試験を行って求めた応力と繰返し回数との関係から、応力に対して 2 倍の安全率を、繰返し回数に対して 20 倍の安全率を考慮して作成されたものである。

なお本線図は、常温におけるひずみ-繰返し回数曲線から、ひずみに室温での縦弾性係数を乗じて仮想的に応力値を求め、応力-繰返し回数曲線として表したものである。

- (2) 繰返しピーク応力強さを求める。

供用状態 A と供用状態 B において作用する全ての荷重によって生じる一次応力と二次応力およびピーク応力を加えて求めた応力強さのサイクルを求め、その極大値と極小値の差の 1/2 の値（繰返しピーク応力強さ）を求める。

なお、繰返しピーク応力強さは、(1)の疲労線図における 10 回の許容繰返し回数に対応する許容繰返しピーク応力強さの値を超えないこととする。これは、設計疲労線図において許容繰返し回数が 10 回未満の部分については外挿によって使用することを禁じたものである。

- (3)  $N \leq N^*$ であることを確認する。

(1)の設計疲労線図より繰返しピーク応力強さに対応する許容繰返し回数  $N^*$  を求め、それと実際の繰返し回数  $N$  とを比較し、 $N \leq N^*$ であることを確認する。

2 種類以上の繰返し荷重が作用する場合には、累積被害則の考え方を適用し、疲労累積係数  $U_f$  が 1.0 以下であることを確認する。

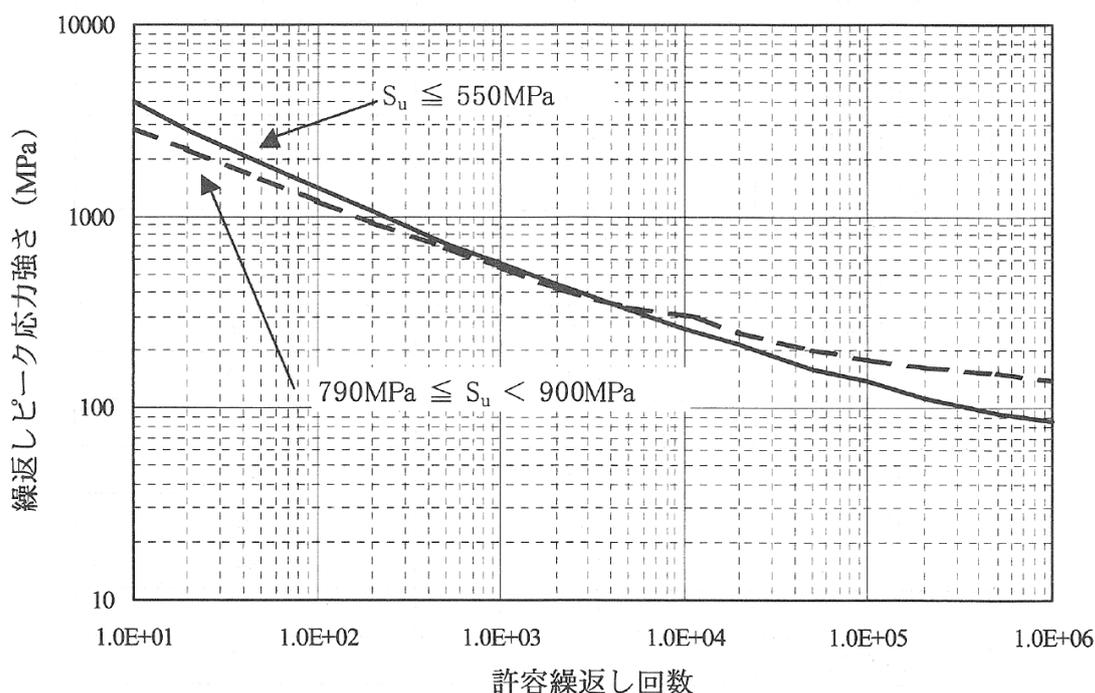


図-3.3 炭素鋼, 低合金鋼および高張力鋼の設計疲労線図<sup>3.7)</sup>

本規定においては、繰返し荷重がある条件を満たしている場合（変動荷重によって生じる応力がある値以下であり、低サイクル疲労破壊の恐れのない場合）には疲労解析を行わなくてもよいとされている。

#### d) その他の荷重に対する評価

本指針では、上記の他に、熱応力ラチェット評価、純せん断荷重に対する評価、支圧荷重に対する評価、圧縮荷重に対する評価を行い、発生応力が許容値を超えないことを確認することが規定されている。

### (3) 簡易弾塑性解析<sup>3.7)</sup>

一次応力と二次応力を加えて求めた応力強さが  $3S_m$  を超えた場合の措置として、簡易弾塑性解析による疲労評価が規定されている。

一般に、ひずみ履歴を描く場合には、疲労解析を行うための局部ひずみは弾性解析ではなく、弾塑性解析によって求めなければならない。しかし、一定の条件が満足される場合には、弾塑性解析を行う場合のひずみの大きさを、弾性解析の結果から安全側に予測できる。本規格には、弾塑性解析を行う代わりに、弾性計算の結果を割増して弾塑性ひずみ（応力）を求め、それにより疲労解析を行う方法（簡易弾塑性解析）が規定されている。

簡易弾塑性解析の適用条件を満足していることを確認したうえで、弾性計算により求めた繰返しピーク応力強さに割増し係数 ( $K_e$ ) を乗じて疲労解析を行うものである。 $K_e$  に関しては、数種類の求め方が示されており、その詳細は設計・建設規格<sup>3.7)</sup>を参照されたい。

### 3. 3. 高圧ガス導管

地震時の高圧ガス導管の機能保持，ならびに都市ガス輸送および地域の安全の確保を目的とし，日本ガス協会にて「高圧ガス導管耐震設計指針<sup>3.9)</sup>」が定められている．本指針は，ASME 規格などの既存の基準類の考え方に範をとって定めたものである．本節では「高圧ガス導管耐震設計指針<sup>3.9)</sup>」における耐震設計の概要を紹介する．

#### (1) 設計で想定する地震動と耐震性能

設計で想定する地震動とそれらに対応する耐震性能は表-3.2 に示すとおりである．耐震設計においては，2 段階のレベルの地震動を想定し，地震動ごとに定められた耐震性能を確保することを基本としている．

表-3.2 地震動と耐震性能<sup>3.9)</sup>

設計で想定する地震動		耐震性能
レベル1地震動	ガス導管の供用期間中に1～2回発生する確率を有する一般的な地震動を想定する。	被害が無く，修理することなく運転に支障がない。
レベル2地震動	ガス導管の供用期間中に発生する確率は低いが，非常に強い地震動で内陸型地震と海溝型地震を想定する。	導管に変形は生じるが，漏洩は生じない。

#### (2) 耐震性評価

耐震性の評価に関しては，以下のように定められている．

「地震動は，導管に対してくり返し強制変位を与えるものとし，それにより導管に生じる地震時ひずみが極低サイクルの疲労損傷度評価に基づき定めた許容ひずみを超えないことを照査する．

ただし，導管の敷設路線において，液状化等による大きな地盤変状の恐れがある場合には，適切な検討を行わなければならない．」

本指針では設計手法の簡易化を図る観点から，次のように考えている．過去の地震波形記録，地震発生頻度記録等を考慮して，導管の設計寿命中における設計地震動による地震荷重の等価繰返し回数を設定し，これと使用する導管材料の設計疲労曲線から，耐震設計に際して用いる許容ひずみを定めることとしている．したがって本指針では，地盤条件，管路の構造条件に応じて算出された地震時ひずみが，許容ひずみを超えないことをもって疲労損傷度評価を考慮した耐震設計を行うこととなっている．

地震時ひずみ（応答値）の算出に関しては，対象とする構造物，部材によって考え方がさまざまであるため，ここでは許容ひずみ（限界値）の設定の考え方について紹介する．

### (3) レベル1地震動に対する許容ひずみの考え方

直管の許容ひずみは、次の値のうち、いずれか小さいほうの値としている。

- i) 1.0%
- ii)  $35 \cdot t / D_m$  (%), もしくは実測により求めた座屈開始ひずみ

ここで、 $t$  は管厚 (cm),  $D_m$  は管の平均直径 (cm) である。ただし、ii)において実測による座屈開始ひずみを用いる場合は、実測座屈開始ひずみに安全率 1.25 を考慮するものとする。

また直管の接合部および異形管部の許容ひずみは 1.0%と定められている。

上記のレベル1地震動に対する許容ひずみは、極低サイクルの繰返し変位に対する疲労損傷および軸圧縮座屈の観点から設定している。

疲労損傷度評価の観点からみれば、レベル1地震動の継続時間中における最大ひずみ振幅の等価繰返し回数は16回程度を、また導管の設計寿命中(100年とする)におけるレベル1地震動の等価発生回数は2~3回を考えればよいとし、レベル1地震動によって導管に生じる最大ひずみ振幅の等価繰返し回数として40~50回を考えるものとしている。

疲労設計曲線については、図-3.4に示すASME規定の設計疲労曲線が採用されている。これは、小試験片を用いて実施した多くの両振り疲労試験結果から求めた材料の疲労強度の最適曲線より、時間強度に関して約2倍、破壊寿命に関して20倍の安全率をとり、各点での安全側の値をとったひずみ振幅と許容繰返し回数との関係である。

炭素鋼、低合金鋼および高張力鋼であって、規格最小引張強さが  $549\text{N/mm}^2$  以下の導管材料に対しては、上記の考え方を適用し、許容ひずみを 1.0%としている。規格最小引張強さが  $549\text{N/mm}^2$  を超える材料を用いる場合にあっては、図-3.4に示す2つの設計疲労曲線を用い、規格最小引張強さに応じて補間法により許容ひずみを算定するものとしている。

直管に生じる地震時ひずみは全断面一様な引張圧縮ひずみであり、 $D_m/t$  の値によっては疲労解析により求めた許容ひずみ (1.0%) より小さな値で塑性域での軸圧縮座屈が生じる恐れがある。よって、直管の管体部については、1%と座屈に対する許容ひずみのうち小さいほうの値を許容ひずみとしている。

座屈開始ひずみに関しては、既往の研究によって提案されている推定式<sup>3.10)</sup>を用いて、安全率 1.25 を考慮したものとして与えられている。

直管の周方向突合せ溶接部(周継手)は、直管路全体からみれば局部的な不連続部となり、疲労強度への影響が考えられるため、ここでは接合部の応力集中による局部ひずみを考慮した疲労損傷度評価を行うこととしている。

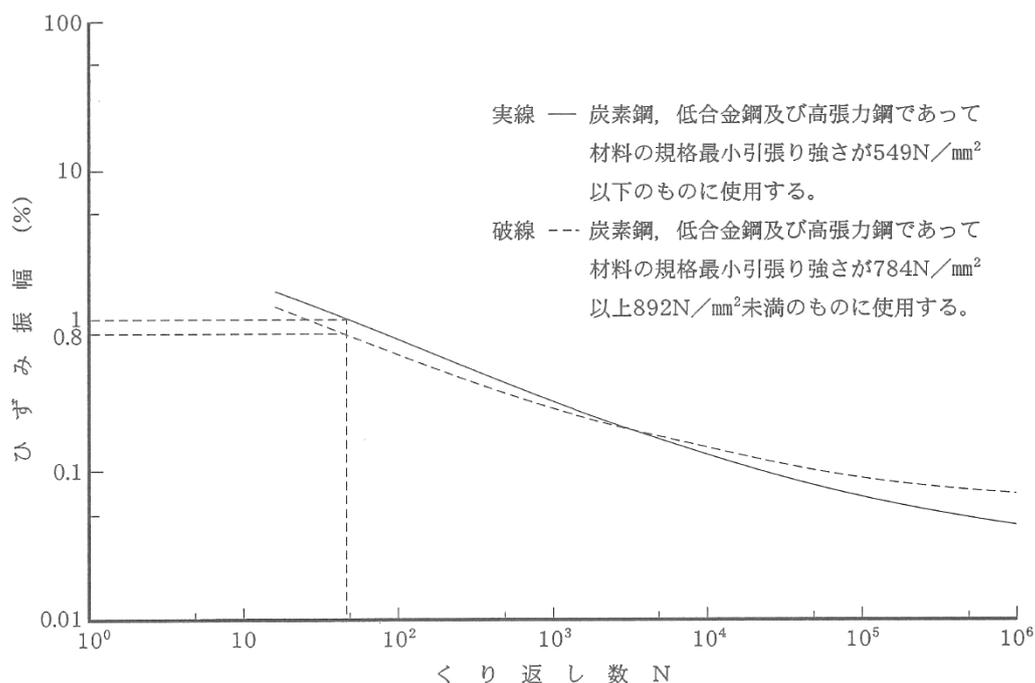


図-3.4 設計疲労曲線<sup>3.9)</sup>

#### (4) レベル2地震動に対する許容ひずみの考え方

直管および異形管の許容ひずみは3.0%と定められている。これは、極低サイクルの繰返し変位に対する疲労損傷の観点から設定されたものである。

繰返し変位の回数については、レベル1地震動と同じ考え方により、1回のレベル2地震動が導管に与える損傷と等価になるような最大ひずみの繰返し回数を、疲労損傷の観点から求めている。表-3.3に検討結果を示すが、内陸型地震では約3回、海溝型地震では約5回となっている。ただし、東北地方太平洋沖地震は検討に含まれていない。導管の設計寿命中のレベル2地震動の発生回数は1回とすれば十分と考え、レベル2地震動で考慮すべき繰返し変位の回数は約3~5回としている。

図-3.5に極低サイクルの繰返しによる疲労試験結果、およびASMEの設計疲労曲線とその延長を示す。図より、極低サイクル疲労領域においても、試験結果は両対数の直線で近似できている。また、レベル1地震動の繰返し変位に対する許容ひずみ設定に用いたASME設計疲労曲線の延長は、試験結果に対して、 $N=1\sim 10$ の範囲でひずみ片振幅について約5倍、繰返し回数について約20倍の安全率を有している。これらの点を勘案し、ASME設計疲労曲線を基に、約3~5回の繰返しに対して3%を母材部の許容ひずみ(片振幅)としている。

座屈については、座屈しても漏えいには直接つながらないことから、これを認めることとしている。ただし、レベル1地震動に対する座屈開始ひずみを超える場合には、有限要素解析等により座屈後の発生ひずみを正しく算定する必要があると述べている。

接合部に関して、接合部と母材部の強度差から、レベル2地震動下での変形は主に母材部に生じると考えられることから、母材部のみを考えることとしている。これは、兵庫県南部地震において母材部に大変形が生じた事例においても、近傍の接合部には損傷は確認されなかったこととも整合している。

表-3.3 解析した地震波の諸元および繰返し回数<sup>3.9)</sup>

	観測波名	地震名	Mj	解析 データ長 (秒)	最大速度 Vmax (kine)	等価くり 返し回数 Neq(回)
1	土研 D033 新潟 EW	1964 新潟	7.5	33.4	53.48	1.88
2	港研 S252 八戸 NS	1968 十勝沖	7.9	118.5	35.70	5.55
3	港研 S235 青森 NS			137.5	39.14	6.96
4	土研 D292 板島橋 WE	1968 愛媛県西方沖	6.6	36.2	37.90	4.49
5	土研 D745 開北橋 TR	1978 宮城県沖	7.4	38.96	36.51	3.44
6	港研 S1202 塩釜工場 EW			89.0	53.06	3.21
7	土研 D899 津軽大橋 LG	1983 日本海中部	7.7	96.2	36.62*	11.24
8	港研 S1567 秋田 EW			120.5	31.68	6.16
9	港研 F507 釧路 NS	1993 釧路沖	7.8	180.0	62.65**	3.37
10	港研 M1472 函館 N08W	1993 北海道南西沖	7.8	76.0	30.57	5.26
11	港研 F545 函館 N03W			240.0	32.48	6.06
12	港研 S2597 八戸 EW	1994 三陸はるか沖	7.5	120.0	44.97	3.68
13	JMA 神戸 NS	1995 兵庫県南部	7.2	180.0	90.83	3.54
14	関電新神戸 EW			32.0	77.49	3.24
15	関電総研 EW			180.0	52.29	4.69
16	JR 鷹取 NS			41.0	119.65	2.52
17	JR 宝塚 EW			41.0	85.57	1.64
18	阪高猪名川 NS			60.0	40.04	2.30
19	阪高尼崎高架橋 HA			29.0	51.94	3.32
20	阪高東神戸 GL-1.5mN168E			60.0	86.00	1.95
21	六甲アイランド* EW			81.9	64.88	2.22
22	関震協神戸本山 EW			218.1	73.36	3.82
23	大阪ガス葺合 N30W			81.7	122.83	2.30
24	神戸市ポートアイランド* NS			81.9	88.88	1.89
25	港研 S2615 神戸事 N43W			30.0	103.18**	1.32
26	港研 F765 尼崎 G N06W			120.0	51.53**	2.88
27	Corralitos NS	1989 ロマ・ブリータ	7.0	40.0	55.09	3.17
28	Lexington Dam NS		(Mw)	40.0	81.99	1.74
29	Sylmar Hospital NS	1994 ノースリッジ*	6.7	60.0	126.49	1.82
30	Pacoima Kagel NS		(Mw)	60.0	51.02	2.69

\*積分時 Band Pass Filter 0.1、0.2-50、60Hz Taper2.0sec、\*\*トリフト補正 LOW Cut Filter0.1、0.2

等価くり返し回数の平均：海溝型地震（1～12） 5.1回

内陸型地震（13～26） 2.7回

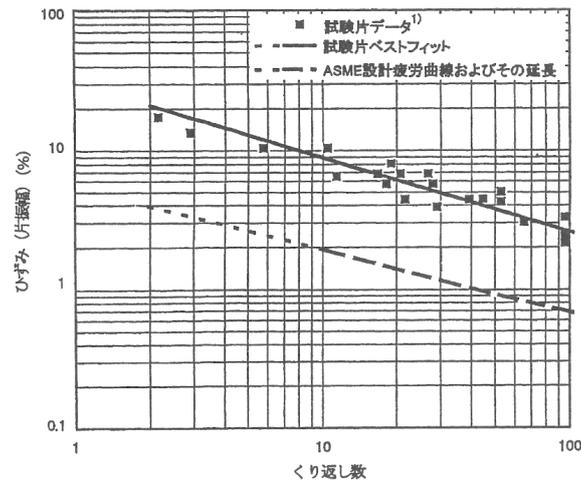


図-3.5 試験片の極低サイクル疲労試験結果および ASME 設計疲労曲線<sup>3.9)</sup>

### (5) レベル1 地震動での地震時ひずみの繰返し回数

#### a) 地震動の継続時間中における最大ひずみ振幅の等価繰返し回数

速度計で観測した地震動の記録波形から、次の考え方により、地震動の継続時間中において考慮すべき最大ひずみ振幅の等価繰返し回数が求められている。なお、ここではひずみ波形が速度波形に対応するという仮定に基づき検討が進められているが、地震時に導管に生じるひずみの繰返し回数を速度波形記録から推定しても問題ないことは別途確認されている。

地震動の継続時間中の不規則なひずみ波形による導管の疲労損傷度を求めるために、次の仮定がおかれている。

- i) 基準速度振幅の大きさは、最大速度振幅を 10 等分した値をとる。すなわち、各等級に属する速度振幅の大きさの範囲は次のようになる。

$$V_{10} = (0.9 \sim 1) \cdot V_{\max}, V_9 = (0.8 \sim 0.9) \cdot V_{\max}, \dots, V_1 = (0 \sim 0.1) \cdot V_{\max} \quad (3.5a)$$

各等級の振幅を上限値で表すと、等級  $i$  に対する振幅  $V_i$  は次式で示される。

$$V_i = \frac{i}{10} \cdot V_{\max} \quad (3.5b)$$

- ii) 各等級の振幅値  $V_i$  の繰返し回数はピーク応力係数法によってカウントした。この場合、安全側の評価となる。

- iii) ASME の設計疲労曲線を、 $N=10 \sim 10^2$  の傾きを用いて、両対数表示で直線近似とした (図-3.6 参照)。得られた曲線は次式となる。

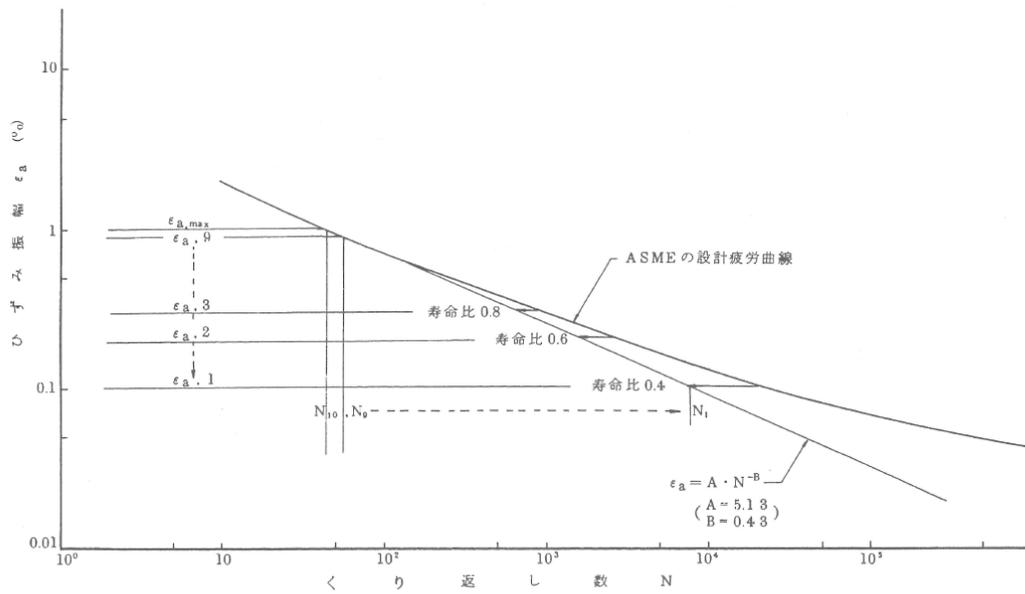


図-3.6 設計疲労曲線 (ASME 引張強さ ≤ 549N/mm<sup>2</sup>) と検討に用いた近似曲線<sup>3.9)</sup>

$$N = \left( \frac{A}{\varepsilon_a} \right)^{1/B} = C \cdot \varepsilon_a^{-1/B} \quad (3.6)$$

ここで、 $A=5.13$ 、 $B=0.43$  である。

iv) ひずみ波形は速度波形に対応すると考える。

上記の考え方により、19の地震波について求めた速度振幅値の繰返し回数分布を図-3.7に示す。この図の度数曲線群の上限を包含するように、各等級の速度振幅の繰返し回数  $n_i$  を求めると次式のようなになる。

$$n_i = 10^{\frac{i-10}{4.5}} \quad (3.7)$$

ここで、 $i=1, 2, \dots, 10$  である。

また式(3.5)~(3.7)より、疲労損傷度は次式で求められる。

$$D = \sum \frac{n_i}{N_i} = \sum_{i=1}^{10} \frac{10^{\frac{i-10}{4.5}}}{C \cdot \varepsilon_{a,i}^{-1/B}} = \frac{1}{C \cdot \varepsilon_{\max}^{-1/B}} \sum_{i=1}^{10} \frac{10^{\frac{i-10}{4.5}}}{(i/10)^{-1/B}} \quad (3.8)$$

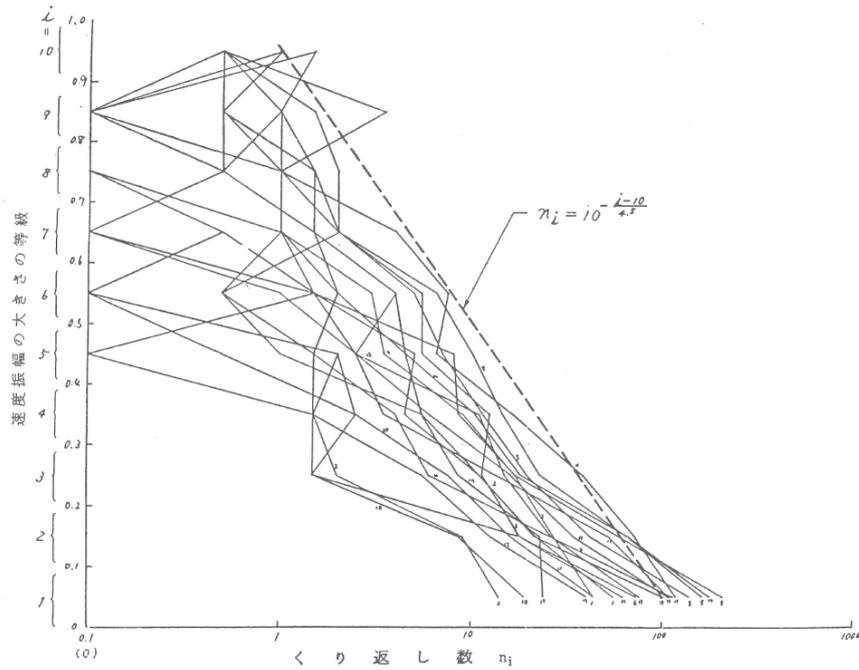


図-3.7 地震記録による速度振幅の大きさの繰返し度数曲線<sup>3.9)</sup>

一方、最大ひずみ振幅  $\varepsilon_{max}$  (等級  $i=10$  での代表ひずみ振幅) のみの繰返しにより、式(3.8)と同じ疲労損傷度となるときの繰返し回数を  $n^*$  (これを等価繰返し回数と呼ぶ) とすると

$$D = \frac{n^*}{N_{10}} = \frac{n^*}{C \cdot \varepsilon_{max}^{-1/B}} \quad (3.9)$$

となり、式(3.8)と(3.9)より

$$n^* = \sum_{i=1}^{10} \frac{10^{\frac{i-10}{4.5}}}{(i/10)^{-1/B}} \quad (3.10)$$

となる。なお、等級  $i=1\sim3$  の低ひずみレベルでは、上記 iii) の仮定から、疲労損傷度をかなり過大評価している。図-3.6 において最大ひずみ振幅を 1.0% とすると、疲労寿命を等級  $i=1$  で 60%、等級  $i=2$  で 40%、等級  $i=3$  で 20% 過小評価している。よって、この影響を考慮して、式(3.9)より等価繰返し回数  $n^*$  を求めると次のようになる。

$$n^* = \frac{100}{211.6} \cdot 0.4 + \frac{59.9}{42.2} \cdot 0.6 + \frac{35.9}{16.4} \cdot 0.8 + \frac{21.5}{8.42} + \frac{12.9}{5.01} + \frac{7.7}{3.28} + \frac{4.6}{2.29} + \frac{2.8}{1.68} + \frac{1.7}{1.28} + 1 \quad (3.11)$$

$$\cong 16$$

### b) 導管の設計寿命中における最大地震動の等価発生回数

過去の地震記録を基に作成した東京都（東京駅下基盤で代表）の基盤速度期待値分布を図-3.8に示す。このうち、679年～1966年の記録は宇佐美による文献<sup>3.11)</sup>を、1967年～1980年の記録は気象庁「地震月報」<sup>3.12)</sup>によるものである。なお、基盤速度の算定は次式<sup>3.13)</sup>によって行われている。

$$V_0 = 10^{0.61M - 1.73 \log_{10} X - 0.67} \quad (3.12)$$

ここで、Mはマグニチュード、Xは震央距離 (km) である。

再来年数を安全側に評価するものとして、図-3.8の下限值をとって決めると、導管の設計寿命中（100年）における地震動の等級別の発生回数は表-3.4のように推定される。

速度振幅の大きさをひずみ振幅の大きさに対応させて考えると、等級jの地震動が $n_j$ 回発生したときの導管の疲労損傷度は次式となる。

$$D_j' = \frac{16 \cdot n_j}{C \cdot \varepsilon_{\max, j}^{-1/B}} \quad (3.13)$$

ここで、 $\varepsilon_{\max, j}$ は等級jの地震動により生じる最大ひずみ振幅である。

よって、導管の設計寿命中に発生する全地震動による導管の疲労損傷度は次式となる。

$$D' = \sum_{j=1}^{10} \frac{16 \cdot n_j}{C \cdot \varepsilon_{\max, j}^{-1/B}} = \sum_{j=1}^{10} \frac{16 \cdot n_j}{C \cdot \left( \frac{j}{10} \cdot \varepsilon_{\max, 10} \right)^{-1/B}} = \frac{16}{C \cdot \varepsilon_{\max, 10}^{-1/B}} \sum_{j=1}^{10} \frac{n_j}{(j/10)^{-1/B}} \quad (3.14)$$

一方、導管の設計寿命中に発生する最大地震動（等級j=10の地震動）のみにより、式(3.14)と同じ疲労損傷度となるときの地震動の等価繰返し回数 $n_0^*$ とすると

$$D' = \frac{16 \cdot n_0^*}{N_{10}} = \frac{16 \cdot n_0^*}{C \cdot \varepsilon_{\max, 10}^{-1/B}} \quad (3.15)$$

となり、式(3.14)と(3.15)より

$$n_0^* = \sum_{j=1}^{10} \frac{n_j}{(j/10)^{-1/B}} \quad (3.16)$$

表-3.4 東京都における100年間の地震動の等級別発生回数の推定<sup>3.9)</sup>

地震動の等級 j	基盤での 最大速度振幅 (kine)	再来年数 (年)	累積回数 (回)	発生回数 $n_j$ (回)
10	9~10	300	0.33	0.33
9	8~9	130	0.77	0.44
8	7~8	70	1.43	0.66
7	6~7	45	2.22	0.79
6	5~6	30	3.33	1.11
5	4~5	21	4.76	1.43
4	3~4	13	7.69	2.93
3	2~3	8.5	11.76	4.07
2	1~2	4.5	21.74	9.98
1	~1	1.2	83.33	61.59

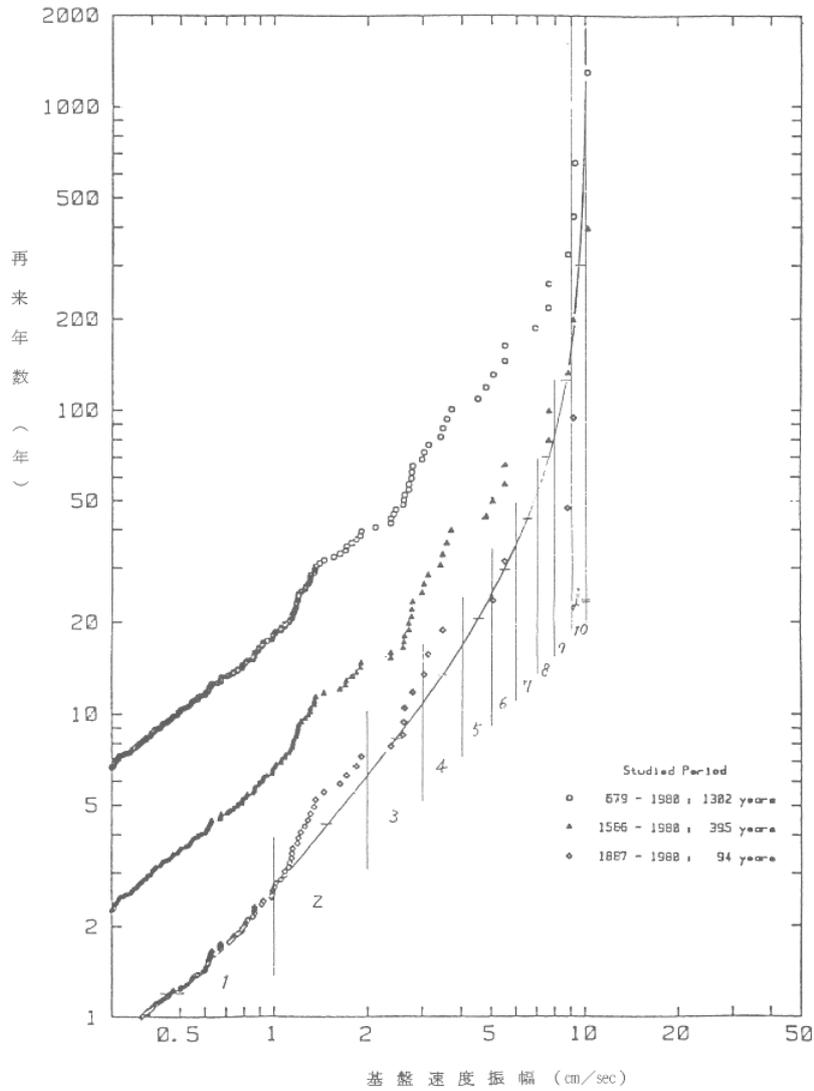


図-3.8 東京駅の基盤速度期待値分布<sup>3.9)</sup>

となる。ここで、等級  $j = 1 \sim 3$  について前述と同じ修正を行い、式(3.16)と表-3.4 から  $n_0^*$  を求めると次のようになる。

$$\begin{aligned} n_0^* &= 0.3 \cdot 0.4 + 0.24 \cdot 0.6 + 0.24 \cdot 0.8 + 0.34 + 0.29 + 0.34 + 0.34 + 0.39 + 0.34 + 0.33 \\ &\cong 2.8 \end{aligned} \quad (3.17)$$

### c) 地震時ひずみの繰返し回数

上記の検討から、導管の設計寿命中に作用する最大ひずみ振幅の等価繰返し回数は  $n^* \times n_0^* = 45$  回と推定される。したがって、設計地震動による地震時ひずみの繰返し回数は 40~50 回と考えれば十分であると述べられている。

## (6) レベル2地震動での地震時ひずみの繰返し回数

### a) 繰返し回数の算定方法

レベル1地震動と同じ方法で最大ひずみの等価繰返し回数を求めたが、レベル2地震動の起こる可能性が低いことを考慮し、繰返し回数について、レベル1地震動のように各地震動の繰返し度数曲線を重ね合わせたものの上限から算定するのではなく、個々の地震ごとに算定して平均値を採用することとしている。また、繰返し回数の計数法として、レベル1地震動で用いたピーク応力係数法ではなく、レインフロー法により求めることとしている。

### b) 繰返し回数の算定結果

兵庫県南部地震およびレベル1地震動での検討に用いられた地震波を含む、最大速度が 20kine 以上の観測速度波形の総計 30 波について、レインフロー法により繰返し度数曲線を求め、個々の地震ごとに等価繰返し回数を算出した。

解析した地震波の諸元および各波の等価繰返し回数は表-3.3 に示すとおりである。日本国内での兵庫県南部地震以外の地震波を海溝型地震によるものと考え、海溝型地震での等価繰返し回数は平均で約 5 回である。内陸型地震の兵庫県南部地震では、2 回から 4 回程度の等価繰返し回数を示しており、平均を求めると、約 3 回となる。この値は、ロマ・プリータ地震、ノースリッジ地震でもほぼ同じである。よって、内陸型地震での等価繰返し回数は 3 回と考えてよいと述べている。

## 3. 4. 建築構造物

1995 年の兵庫県南部地震では、梁フランジを完全溶込み溶接で接合したラーメン骨組の接合部が破断し、骨組の一部で梁崩壊型の機構を形成できなくなった損傷事例がみられた。梁端部の塑性変形に伴う地震エネルギーの吸収を意図した骨組においては、梁フランジの破断は耐震性能上、重大な損傷である。この梁端部の破断には接合部の力学性能が大きく関わっており、その要因分析と防止対策について多くの研究が実施された。それらの成果はいくつかの文献にまとめられており、そのうちのひとつ<sup>3.14)</sup>を 3.5 節に示している。

一方、日本建築学会「鋼構造接合部設計指針<sup>3.15)</sup>」では、梁端接合部における破断に関しては、次のような規定にとどまっているのが現状である。

「塑性変形能力を期待する柱梁溶接接合部においては、早期の破壊を防止し、所定の塑性変形能力が得られるように鋼材、溶接材料、溶接ディテールを適切に選択し、溶接施工条件を定める。」

梁端接合部の脆性破壊に及ぼす主要因は表-3.5 に示すものが考えられ、兵庫県南部地震以降の研究によって、これらの問題に対する知見は蓄積されてきた。しかし、問題が複雑多岐にわたっていることもあって、接合部の実務設計・施工に直接供しうる定量的情報はなお限られているようである。

よってここでは、「鋼構造接合部設計指針<sup>3.15)</sup>」にて示されている、接合部の早期破壊に関する研究成果を紹介することにとどめる。

表-3.5 梁端接合部の脆性的破断現象に及ぼす影響因子<sup>3.15)</sup>

	設 計	施 工	材 料
引張ひずみ 応力-ひずみ関係	ウェブの曲げ負担 コンクリートスラブ	溶接残留応力	強度、降伏比 マッチング 圧延残留応力
切欠き	スカラップ形状 開先形状, 裏当て金 エンドタブ	組立溶接 溶接欠陥	溶接性 板厚方向特性
破壊靱性	温度 繰返し塑性履歴 ひずみ速度	溶接入熱 パス間温度 加工・矯正	シャルピー衝撃値 化学成分 冷間加工

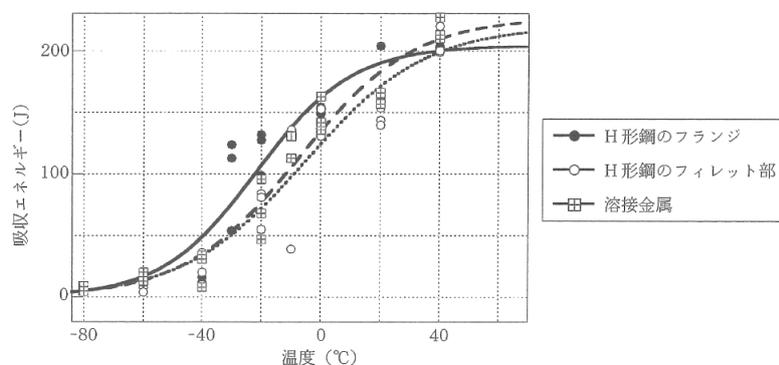


図-3.9 シャルピー衝撃試験結果の一例<sup>3.15)</sup>

### (1) 溶接接合部破壊に及ぼす材料の破壊靱性の影響

鋼材の破壊靱性に関する指標として、工業試験の簡便さや経済性をもって、シャルピー吸収エネルギーが一般的に用いられる。図-3.9 に示すように、破壊靱性（縦軸のシャルピー吸収エネルギー）は鋼材温度に左右され、温度の低下とともに低くなる。また、この現象は溶接金属や熱影響部にもみられる。

実大規模の柱梁接合部を対象に、鋼材の破壊靱性と接合部ディテールを実験変数とした一連の実験から、破壊靱性と破断耐力の関係が調査された<sup>3.16)</sup>。その結果を図-3.10 に示す。縦軸は、実験から得られた梁端最大曲げ耐力に基づいて梁フランジに作用したと推定される最大引張力（破断耐力）で、破断位置での断面積と引張強さの堰として計算した設計耐力で無次元化されている。横軸は、破面観察から特定された脆性破壊の発生位置における破壊靱性値であり、実大試験が行われた温度に対するシャルピー

吸収エネルギーである。この値は、実大実験と同じ鋼材、溶接材料、溶接施工条件を用いて、あらかじめ製作された完全溶込み溶接部から求めたものである。図より、ばらつきは大きいものの、破壊靱性と破断耐力には正の相関があり、破壊靱性が低くなるにつれて、早期破断の可能性が増える傾向にある。

## (2) 破壊靱性に及ぼすひずみ速度の影響

米国ノースリッジ地震や兵庫県南部地震における柱梁接合部の脆性破壊の原因の一つとして、動的繰返し作用下で生じるひずみ速度が指摘されている。一般に、ひずみ速度が大きいほど鋼材の破壊靱性が低下することがいわれている。

図-3.11 は、同一条件を有する柱梁溶接接合部試験体に対して、動的載荷と準静的載荷から得られた塑性変形能力を比べたものである<sup>3.17)</sup>。縦軸は動的載荷による結果、横軸は準静的載荷による結果である。図中の45度線より上側のデータは、動的載荷の方が高い塑性変形能力を示したことを意味する。この結果から、以下のように解釈できるとしている。

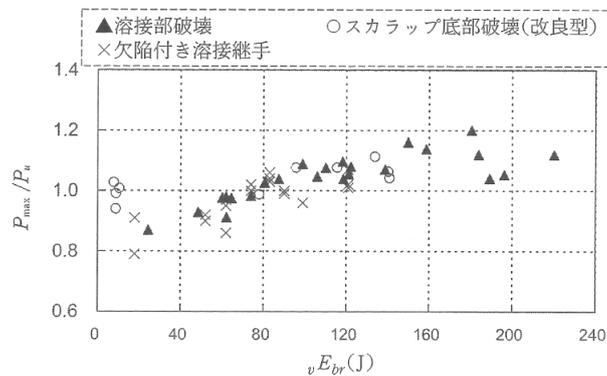


図-3.10 実験で得られた最大耐力と材料破壊靱性の関係<sup>3.15)</sup>

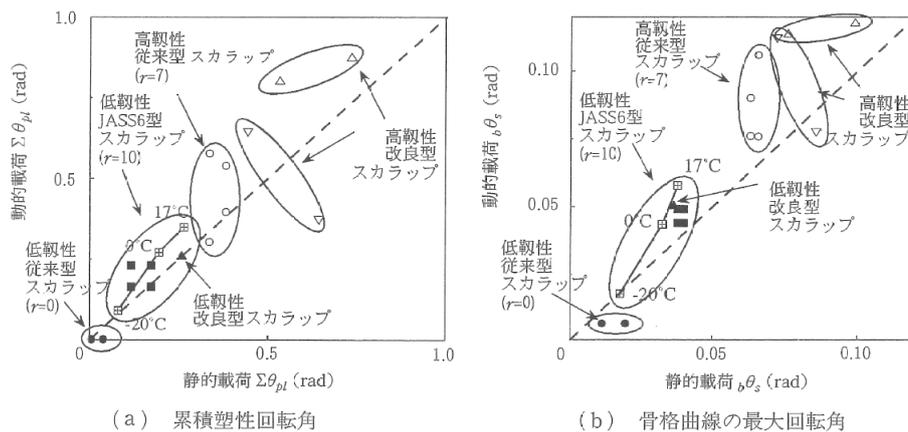


図-3.11 準静的載荷と動的載荷による柱梁溶接接合部の塑性変形能力の比較<sup>3.17)</sup>

- i) 地震応答時に生じる梁端部のひずみ速度はたかだか0.1~1.0/s程度であり、いわゆる衝撃によって与えられるひずみ速度に比べれば遥かに小さい。
- ii) 繰返し変形に伴う履歴エネルギーは熱エネルギーに変換され、それが塑性化した鋼材の温度を上昇さ

せるが、これは一般に鋼材の靱性を高める効果がある。

上記を基に、最終的には次のように結論づけている。

鋼材の靱性が元々低く、またき裂が生じやすい接合部ディテールをもつ場合、十分な繰返し塑性変形が生じる前に（つまり温度上昇がないままに）破断し、そのときには動的载荷の方がより低い変形能力しか持ち得ないこともある。しかし、接合部を改良することによって、ある程度の繰返し塑性変形に耐えうる場合には、鋼材の温度上昇とも相まって、たとえ鋼材の靱性が低くても、動的载荷によって塑性変形能力が顕著に低下することはない。これら一連の成果は、接合ディテールに注意を払い、十分な塑性変形能力をもつように設計・施工された柱梁接合部では、地震応答時に生じる程度のひずみ速度は、その塑性変形能力に影響を及ぼさない、ということを示していると述べている。

### (3) 破壊靱性に及ぼす予ひずみの影響

引張試験片に塑性変形を与えた後に除荷し、ある時間を経た後に再度引っ張ると、降伏応力や引張強さが上昇する。その一方で、伸びは減少する。この現象はひずみ時効と呼ばれる。ひずみ時効も鋼材の破壊靱性を低下させる要因として知られており、兵庫県南部地震後は、予ひずみと破壊靱性の関係に着目した研究が行われた。

その結果の一例を図-3.12に示す<sup>3.18)</sup>。横軸は予ひずみ（スケルトンひずみ）、縦軸はシャルピー衝撃試験による破壊靱性（遷移温度、遷移曲線の上部棚の吸収エネルギー）である。予ひずみが大きいほど遷移温度が上昇し、吸収エネルギーが減少することから、破壊靱性が低下することが示されている。これは、ある地震で塑性変形を受けた鋼材が、次の地震を受けたときに破壊する可能性を知る上で有益である。

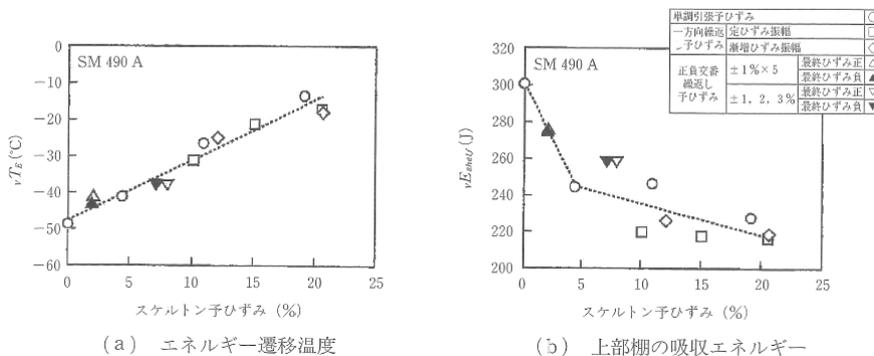


図-3.12 予ひずみ—破壊靱性関係<sup>3.18)</sup>

## 3. 5. 溶接鋼構造物の脆性破壊性能評価

溶接鋼構造物の脆性破壊に対する安全性の評価については、破壊力学的手法を用いた評価方法である日本溶接協会「動的繰返し大変形を受ける溶接工構造物の脆性破壊性能評価方法（以下、WES2808）<sup>3.14)</sup>」に詳しい。以下に、WES2808による、脆性破壊に対する安全性の評価手法について、その概略を述べる。

WES2808は日本溶接協会「溶接継手のぜい性破壊発生及び疲労亀裂進展に対する欠陥の評価方法（以下、WES2805）<sup>3.19)</sup>」で規定されるCTOD設計曲線を用いて評価を行う。しかしながら、大変形を伴う脆性破壊への対応を考え、以下のような取り扱いと工夫がなされている。

- a) 材質変化を生む予ひずみ（記号  $\varepsilon$ ）と破壊を支配する Active なひずみ（破壊性能の評価ひずみ，記号  $e$ ）の区別
- b) マクロひずみ  $e_{macro}$  と局所ひずみ  $e_{local}$  の区分
- c) 繰り返し予ひずみ，動的負荷による靱性変化を素材の静的試験で評価するための温度シフト量  $\Delta T_{PD}$  の導入評価
- d) 構造用 400～500 N/mm<sup>2</sup> 級鋼材のシャルピー吸収エネルギーと限界 CTOD の相関に基づく破壊靱性値の簡易評価
- e) 破壊靱性試験からみた構造要素の破壊性能評価のための塑性拘束補正  $\beta$  の導入

**(1) 評価に用いるひずみとひずみ速度**

WES2808 では，継手構造に作用するスケルトン予ひずみ ( $\varepsilon_{skel.}$ ) とマクロひずみ速度 ( $\dot{e}_{macro}$ ) から，塑性流動応力の変化量 ( $\Delta\sigma_f^{PD}$ ) を求め，予ひずみ，動的負荷による限界 CTOD-温度曲線の温度シフト移行量 ( $\Delta T_{PD}$ ) を求める．溶接接合部の予ひずみ  $\varepsilon_{skel.}$  は，以下の定義により求める．

$$\varepsilon_{skel.} = \text{Max} \left( \sum |\varepsilon_{eff}^+|_p, \sum |\varepsilon_{eff}^-|_p \right) \tag{3.18}$$

スケルトンとは，前負荷サイクルの最大荷重を上回る荷重範囲だけを有効な荷重範囲とするもので，引張負荷側と圧縮負荷側のそれぞれについて，有効ひずみ  $\varepsilon_{eff}$ （絶対値）を加算し，その大きい方をスケルトン予ひずみ  $\varepsilon_{skel.}$  とする．ひずみ速度  $\dot{e}_{macro}$  は破壊負荷サイクルの平均ひずみ速度を用いる．なお，実験によるひずみデータが存在する場合には，ひずみゲージの平均出力値から引張，圧縮それぞれのスケルトンひずみを算出し，破断が発生した負荷サイクル直前で各スケルトンひずみを比較し，引張，圧縮いずれか大きい方を  $\varepsilon_{skel.}$  として評価する．

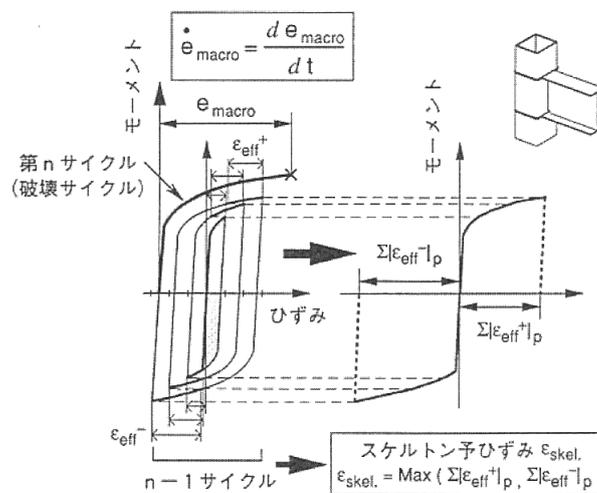


図-3.13 マクロひずみとスケルトン予ひずみの概念 <sup>3.14)</sup>

評価に用いる破壊想定部の局所予ひずみ $\varepsilon_{pre}$ と局所ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_{local}$ は、ひずみ集中係数 $K_\varepsilon$ をはり端のマクロな予ひずみ $\varepsilon_{skel.}$ とひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_{macro}$ に乗じることにより、次式で求める。

$$\varepsilon_{pre} = K_\varepsilon \cdot \varepsilon_{skel.} \quad (3.19)$$

$$\dot{\varepsilon}_{local} = K_\varepsilon \cdot \dot{\varepsilon}_{macro} \quad (3.20)$$

## (2) 予ひずみと動的負荷による強度変化の評価

破壊想定部の局所予ひずみ $\varepsilon_{pre}$ と、局所ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_{local}$ に対応する材料の強度変化量 $\Delta\sigma_f^{PD}$ を次式で算出する。この強度変化量 $\Delta\sigma_f^{PD}$ は、予ひずみやひずみ速度に対する材料の破壊靱性変化を評価する指標として用いる。

$$\Delta\sigma_f^{PD} = \frac{\Delta\sigma_y + \Delta\sigma_T}{2} \quad (3.21)$$

ここで、 $\Delta\sigma_y$ と $\Delta\sigma_T$ はそれぞれ、予ひずみなし、静的負荷条件からの降伏応力、引張強さの変化量で、400～590 N/mm<sup>2</sup>級構造鋼材では次式で求める。

$$\begin{aligned} \Delta\sigma_y &= \sigma_y(\varepsilon_{pre}, \dot{\varepsilon}_{local}, T) - \sigma_{y0}(T) \\ &= \sigma_{y0}^{pre}(T_0) \cdot \exp \left[ 8 \times 10^{-4} \cdot T_0 \left( \frac{\sigma_{y0}^{pre}(T_0)}{E} \right)^{-1.5} \left\{ \frac{1}{T \cdot \ln(10^8 / \dot{\varepsilon}_{local})} - \frac{1}{T_0 \cdot \ln(10^8 / \dot{\varepsilon}_0)} \right\} \right] - \sigma_{y0}(T_0) \end{aligned} \quad (3.22)$$

$$\begin{aligned} \Delta\sigma_T &= \sigma_T(\varepsilon_{pre}, \dot{\varepsilon}_{local}, T) - \sigma_{T0}(T) \\ &= \sigma_{T0}^{pre}(T_0) \cdot \exp \left[ 8 \times 10^{-4} \cdot T_0 \left( \frac{\sigma_{T0}^{pre}(T_0)}{E} \right)^{-1.5} \left\{ \frac{1}{T \cdot \ln(10^9 / \dot{\varepsilon}_{local})} - \frac{1}{T_0 \cdot \ln(10^9 / \dot{\varepsilon}_0)} \right\} \right] - \sigma_{T0}(T_0) \end{aligned} \quad (3.23)$$

ここで、 $T$ は評価対象の最低使用温度 (K)、 $T_0$ は室温 (K)、 $E$ は縦弾性係数 (N/mm<sup>2</sup>) (なお、温度の単位はケルビンで表しており、摂氏 $C$ との関係は $K = C - 273.15$ )、 $\sigma_{y0}(T)$ 、 $\sigma_{T0}(T)$ は予ひずみを受けていない状態の使用温度での静的降伏応力、静的引張強さ (N/mm<sup>2</sup>)、 $\sigma_y(\varepsilon_{pre}, \dot{\varepsilon}_{local}, T)$ は予ひずみ $\varepsilon_{pre}$ 、ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_{local}$ の条件の使用温度での降伏応力 (N/mm<sup>2</sup>)、 $\sigma_T(\varepsilon_{pre}, \dot{\varepsilon}_{local}, T)$ は予ひずみ $\varepsilon_{pre}$ 、ひずみ速度 $\dot{\varepsilon}_{local}$ の条件の使用温度での引張強さ (N/mm<sup>2</sup>)、 $\sigma_{y0}^{pre}(T_0)$ 、 $\sigma_{T0}^{pre}(T_0)$ は予ひずみ $\varepsilon_{pre}$ を受けた場合の、室温静的条件での降伏応力、静的引張強さ (N/mm<sup>2</sup>)、 $\dot{\varepsilon}_0$ は静的ひずみ速度 (=10<sup>-4</sup> / s)、 $\dot{\varepsilon}_{local}$ は局所ひずみ速度 (/s)、である。

なお、 $\sigma_{y0}(T)$ と $\sigma_{T0}(T)$ は $\sigma_{y0}(T_0)$ と $\sigma_{T0}(T_0)$ より次式で得られる。

$$\sigma_{y0}(T) = \sigma_{y0}(T_0) \cdot \exp \left[ 8 \times 10^{-4} \cdot T_0 \left( \frac{\sigma_{y0}(T_0)}{E} \right)^{-1.5} \left\{ \frac{1}{T \cdot \ln(10^8/\dot{\epsilon}_0)} - \frac{1}{T_0 \cdot \ln(10^8/\dot{\epsilon}_0)} \right\} \right] - \sigma_{y0}(T_0) \quad (3.24)$$

$$\sigma_{T0}(T) = \sigma_{T0}(T_0) \cdot \exp \left[ 8 \times 10^{-4} \cdot T_0 \left( \frac{\sigma_{T0}(T_0)}{E} \right)^{-1.5} \left\{ \frac{1}{T \cdot \ln(10^9/\dot{\epsilon}_0)} - \frac{1}{T_0 \cdot \ln(10^9/\dot{\epsilon}_0)} \right\} \right] - \sigma_{T0}(T_0) \quad (3.25)$$

また、 $\sigma_{y0}^{pre}(T_0)$ と $\sigma_{T0}^{pre}(T_0)$ は次式により評価する。

$$\sigma_{y0}^{pre}(T_0) = \sigma_{y0}(T_0) + 100 \cdot \ln(1 + 100 \cdot \epsilon_{pre}) \quad (0 \leq \epsilon_{pre} \leq 0.2) \quad (3.26)$$

$$\sigma_{T0}^{pre}(T_0) = \sigma_{T0}(T_0) + 800 \cdot \epsilon_{pre} \quad (0 \leq \epsilon_{pre} \leq 0.2) \quad (3.27)$$

### (3) 予ひずみと動的負荷による破壊靱性変化の評価

評価対象の使用温度  $T$ ，局所予ひずみ  $\epsilon_{pre}$ ，局所ひずみ速度  $\dot{\epsilon}_{local}$  の条件での破壊靱性値を温度  $(T - \Delta T_{PD})$  での静的破壊靱性試験によって評価する。ここに、温度移行量  $\Delta T_{PD}$  は予ひずみやひずみ速度による材料の強度変化量  $\Delta \sigma_f^{PD}$  の関数として与えられ、400～590 N/mm<sup>2</sup> 級構造用鋼材では次式で評価することができる。

$$\begin{aligned} \Delta T_{PD} (^{\circ}C) &= 0.4 \Delta \sigma_f^{PD} : 0 \leq \Delta \sigma_f^{PD} \leq 100 (N/mm^2) \\ &= 40 \quad 100 \leq \Delta \sigma_f^{PD} \leq 300 (N/mm^2) \end{aligned} \quad (3.28)$$

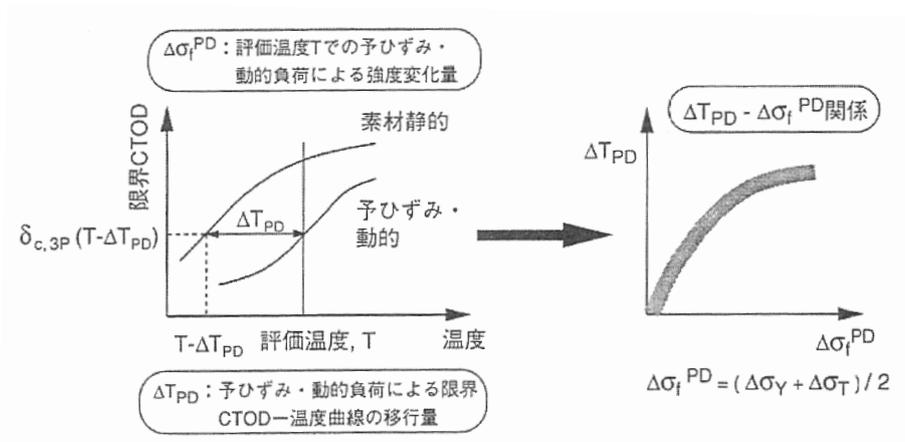


図-3.14 破壊靱性値に及ぼす予ひずみと動的負荷の影響評価（温度シフト手法）<sup>3.14)</sup>

なお、上式で強度変化量 $\Delta\sigma_f^{PD}$ を算出する場合、予ひずみ $\varepsilon_{pre}$ はスケルトン予ひずみとひずみ集中係数 $K_\varepsilon$ の積として求め、圧縮予ひずみはそれと同じ大きさの引張予ひずみとして扱う。

#### (4) シャルピー衝撃試験による破壊靱性値の簡易推定

やむを得ない理由で、破壊靱性試験が行えない場合には、温度 $(T - \Delta T_{PD} + \Delta T)$ でのシャルピー衝撃試験によって破壊靱性値 $\delta_{c,3P}(T - \Delta T_{PD})$ を評価してもよい。この場合、400～590 N/mm<sup>2</sup>級鋼では破壊靱性値は、衝撃試験結果から次式によって推定する。

$$\delta_{c,3P}(T - \Delta T_{PD}) = \frac{\gamma E(T - \Delta T_{PD} + \Delta T)}{250}, \Delta T = 123 - 0.19\sigma_{y0}(T_0) - 6\sqrt{t} \quad (3.29)$$

ここで、 $\gamma E(T - \Delta T_{PD} + \Delta T)$ は温度 $(T - \Delta T_{PD} + \Delta T)$ でのシャルピー吸収エネルギー (J)、 $\sigma_{y0}(T_0)$ は予ひずみのない状態の静的・室温 $T_0$ での降伏応力 (N/mm<sup>2</sup>)、 $t$ は材料の厚さ (mm)、である。

ただし、この手法を採用する場合には破壊靱性試験を実施する場合と比べて破壊靱性値の信頼性がやや劣る。

#### (5) 構造要素と破壊靱性試験片の塑性拘束効果

不安定破壊に先立つ塑性変形が大きくなると、破壊靱性試験片と構造要素とでは塑性拘束の違いから、き裂先端近傍の応力分布が必ずしも同一にならない。そこで、このような塑性拘束の影響を考え、次式を用いて破壊靱性試験片の限界 CTOD、 $\delta_{c,3P}$ を破壊駆動力（ワイブル応力）が等価な構造要素の限界 CTOD、 $\delta_{c,struct}$ に換算する。

$$\delta_{c,struct}(T) = \delta_{c,3P}(T - \Delta T_{PD}) / \beta \quad (3.30)$$

ここで、 $\beta$ は破壊靱性試験片（き裂長さ $a_0$ と試験片幅 $W$ の比 $a_0/W = 0.5$ の標準試験片）と構造要素の塑性拘束度の違いを補正する係数（塑性拘束係数）である。係数 $\beta$ は作用ひずみレベル $e_{local}$ や材料の加工硬化特性、構造要素の想定き裂寸法・形状などに依存するが、表面き裂を有する400～590 N/mm<sup>2</sup>級鋼が大変形繰返し負荷を受ける場合の $\beta$ は次式で表わされる。

$$\beta = \frac{1.5 + 0.05b}{\exp((e_{local} / \varepsilon_y) - (0.08b^2 - 0.88b + 1.6))} + 0.42 - 0.03b \quad (3.31)$$

ただし、 $0 < \beta \leq 1$ 、 $約1 < b \leq 約6\text{mm}$ である。

ここに、 $b$ は構造要素に想定する表面き裂の深さ(mm)、 $e_{local}$ は評価対象部の局所ひずみ、 $\varepsilon_y$ は材料の降伏ひずみ（使用温度 $T$ における静的試験での素材の降伏ひずみ $\varepsilon_{y0}$ ）である。

次に、 $\delta_{c,3P}$ を用いて接合部の破壊限界 CTOD、 $\delta_{c,struct}$ を求める。その際に塑性拘束補正係数 $\beta$ を算出

し、 $\delta_{c,3P}$  を  $\beta$  で除することで  $\delta_{c,struct}$  を求める。なお  $\beta$  は破壊起点のき裂深さ  $b$  の関数として与えられる。

最後に、想定亀裂寸法  $a$  を求め、CTOD 設計曲線を用いて破壊時の局所破壊ひずみ  $e_{f,local}$  を求める。 $e_{f,local}$  を求めればひずみ集中係数  $K_\epsilon$  を求めることで解析や実験で得られる破壊時のひずみとの比較が可能となる。

## (6) 破壊性能評価

柱-梁接合部の想定き裂を応力拡大係数が等価な板厚貫通き裂（寸法  $2\bar{a}$ ）に置き換え、WES2805 の CTOD 設計曲線を用いて構造要素の限界 CTOD、 $\delta_{c,struct}$  から柱-梁接合部の局所破壊ひずみ  $e_{f,local}$  を算出する。CTOD 設計曲線は次式で表される。

$$\frac{\delta}{\epsilon_y \bar{a}} = \begin{cases} \frac{\pi}{2} \left( \frac{e_{local}}{\epsilon_y} \right)^2 & (e_{local} \leq \epsilon_y) \\ \frac{\pi}{8} \left( 9 \cdot \left( \frac{e_{local}}{\epsilon_y} \right) - 5 \right) & (e_{local} > \epsilon_y) \end{cases} \quad (3.32)$$

WES2805 の CTOD 設計曲線は、ひずみ集中部にき裂が存在する場合の active ひずみとしてき裂の存在しない場合に、き裂想定部に働く局所ひずみ  $e_{local}$  を採り、その局所ひずみ  $e_{local}$  に見合うき裂の駆動力 (crack driving force) を評価している。

なお、等価貫通き裂寸法  $2\bar{a}$  は、WES2805 の手順で算定する。構造物に存在するき裂としては、表面き裂や埋没き裂、貫通き裂など様々なタイプがあるが、WES2805 では、それらを応力状態が等価な板厚貫通き裂に置き換えて評価する（き裂前縁の最大応力拡大係数が同じになる板厚貫通き裂に換算）。また、降伏ひずみ  $\epsilon_y$  には、使用温度  $T$  における静的試験での素材の降伏ひずみ  $\epsilon_{y0}$  を用いる。

局所破壊ひずみ  $e_{f,local}$  をひずみ集中係数  $K_\epsilon$  で除すと、柱-梁接合部の梁端でのマクロ破壊ひずみ  $e_{f,macro}$  が以下のように求められる。

$$e_{f,macro} = \frac{e_{f,local}}{K_\epsilon} \quad (3.33)$$

また、CTOD 設計曲線による破壊評価は、内在する欠陥に対して、作用するひずみから式(3.29)で求まるき裂先端開口変位  $\delta$  を求め、それと材料の破壊靱性値  $\delta_c$  以下であれば不安定破壊は生じないと判断する。

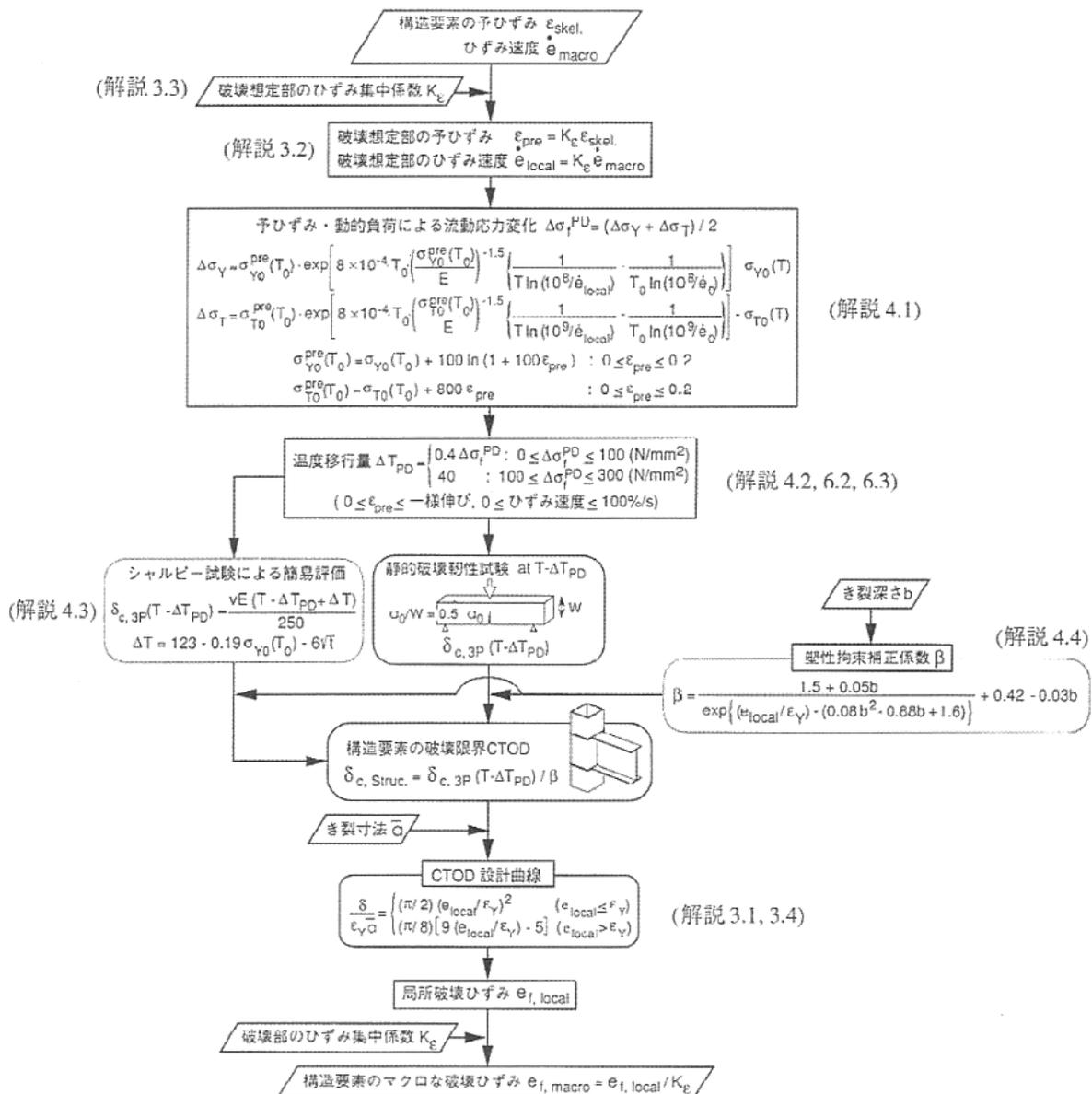


図-3.15 破壊性能評価手法手順のまとめ<sup>3.14)</sup>

参考文献

- 3.1) 土木学会：鋼・合成構造標準示方書〔耐震設計編〕，2008.
- 3.2) 西村俊夫，三木千寿：構造用鋼材のひずみ制御低サイクル疲れ特性，土木学会論文報告集，No.279，pp.29-44，1978.
- 3.3) 館石和雄，判治剛，鬼頭和也，南邦明：溶接部を対象とした極低サイクル疲労強度予測モデル，構造工学論文集，Vol.51A，pp.1275-1282，2005.
- 3.4) 日本材料学会：疲労設計便覧，養賢堂，1995.
- 3.5) 日本鋼構造協会：鋼橋の耐震・制震設計ガイドライン，2006.
- 3.6) American Society of Mechanical Engineers(ASME)：Boiler and Pressure Vessel Code Section III Rules for Construction of Nuclear Facility Components Division 1，2010。（※最新版は2015）

- 3.7) 日本機械学会：発電用原子力設備規格（SNC1-12），2012年版 第I編 軽水炉規格，2012.
- 3.8) 日本電気協会：原子力発電所耐震設計技術規程（JEAC4601-2008），2008.
- 3.9) 日本ガス協会：高圧ガス導管耐震設計指針（JGA指-206-03），2004.
- 3.10) 加藤勉，秋山宏，鈴木弘之：軸圧縮力を受ける鋼管の塑性局部座屈耐力，日本建築学会論文集，No.204，pp.9-17，1973.
- 3.11) 宇佐美龍男：日本付近の主な被害地震の表，地震研究所彙報，Vol.44，1966.
- 3.12) 気象庁：地震月報，1967-1980.
- 3.13) 金井清：地震工学，1969.
- 3.14) 日本溶接協会：動的繰返し大変形を受ける溶接鋼構造物の脆性破壊性能評価方法（WES2808），2003.
- 3.15) 日本建築学会：鋼構造接合部設計指針，2012.
- 3.16) 鈴木孝彦，石井匠，森田耕次，高梨晃一：欠陥を有する柱梁溶接接合部の破断性状に関する実験的研究，鋼構造論文集，Vol.6，No.23，pp.149-164，1999.
- 3.17) 日本建築学会鉄骨工事運営委員会：調査研究成果報告会資料集，3章，スカラップWG，pp.89-164，2000.
- 3.18) 日本溶接協会：建築鉄骨の地震被害と鋼材セミナー（第12回溶接構造用鋼材に関する研究発表会）テキスト，4.建築鉄骨溶接接合部の強度と破壊靱性に関する報告（APD委員会），pp.45-192，1997.
- 3.19) 日本溶接協会：溶接継手のぜい性破壊発生及び疲労亀裂進展に対する欠陥の評価方法（WES2805），2011.

## 4. 低サイクル疲労に関する研究事例

低サイクル疲労に関する研究は、1954年のジェット旅客機コメットの墜落事故以来、これまで機械や造船、材料などの分野で数多く行われており、低サイクル疲労領域における鋼素材の疲労強度が実験的に明らかにされている。一方、兵庫県南部地震およびその直後に行われた研究<sup>4.1)4.9)</sup>によると、鋼橋における低サイクル疲労損傷のほとんどは溶接継手部から発生し、脆性破壊に至ること、およびき裂発生位置では10%を超えるような大ひずみが繰り返されていることが明らかになっている。したがって、土木鋼構造物の低サイクル疲労を考える場合には、極めて大きなひずみが繰返し作用した際の溶接継手部の挙動に着目して検討を行う必要がある。

本章ではまず、低サイクル疲労に関して広範な検討が行われてきている機械や造船、材料の分野の研究を中心に概説する。次に土木分野に焦点を絞り、主に兵庫県南部地震以降の研究を紹介し、それらのうちのいくつかを5章にて詳述する。

### 4. 1. 鋼素材の低サイクル疲労

#### (1) 一定振幅ひずみ下の低サイクル疲労

鋼素材の低サイクル疲労試験には、一般的に丸棒型や砂時計型の試験片が用いられる(WES-1101)<sup>4.10)</sup>。丸棒型試験片は単純な形状ではあるが、丸棒部で座屈を起こす恐れがあるため、高レベルの圧縮ひずみを与えることができないという短所がある。一方、砂時計型試験片は、座屈を防止するために丸棒型の平行部を滑らかに削り込んだ形状であり、丸棒型に比べ高レベルの圧縮ひずみを与えることができる。また、試験断面を一断面に限定でき、その位置でき裂が発生するため、き裂発生点の特定が容易であるなどの長所があり、これまでの研究では砂時計型が用いられることが多い。その試験方法は、試験片に軸方向の繰返し引張圧縮荷重を与え、破断するまで荷重を繰り返すというものが一般的である。その際、ひずみは試験体の径方向もしくは軸方向の変位から計算される。

Manson<sup>4.11)</sup>、Coffin<sup>4.12)</sup>によって、鋼素材の低サイクル疲労寿命とき裂発生位置における塑性ひずみ振幅は、両対数上で直線関係(式(4.1))にあることが明らかにされている。

$$\varepsilon_p \cdot N^k = C \quad (4.1)$$

ここで、 $\varepsilon_p$ は塑性ひずみ振幅、 $N$ は疲労寿命、 $k$ (=0.6: Manson, =0.5: Coffin)、 $C$ (= $\varepsilon_f^{0.6}/2$ : Manson, = $\varepsilon_f/4$ : Coffin ( $\varepsilon_f$ : 破断延性))は材料定数である。

この関係は Manson-Coffin 則と呼ばれており、様々な鋼種に対してその適用性が検討されている。Manson<sup>4.13)</sup>はアルミニウム合金、マグネシウム合金、超耐熱合金および各種鋼などの29種類の材料に対して低サイクル疲労試験を実施している。堀田ら<sup>4.14)4.16)</sup>は低炭素鋼からロケット用超高張力鋼にわたる実用鋼材を含む18鋼種に対して疲労試験を行っている。また飯田ら<sup>4.17)4.18)</sup>は、破断寿命はき裂伝播過程における不明瞭な制御条件下での進展寿命を含んだものであり、小型試験体と実際の構造物との相関を考えると、進展寿命を含んだ破断寿命よりもき裂発生寿命を重視すべきであるとの見解から、一般構造物用鋼、溶接構造物用鋼、高張力鋼などのき裂発生寿命に注目した研究を行っている。さらに、大路ら<sup>4.19)</sup>の低炭素鋼を用いて予ひずみの影響を調べた研究、花井ら<sup>4.20)</sup>のH型鋼から切り出した材料による研究、中川ら<sup>4.21)</sup>のS55Cとアルミニウム合金を用いた研究、西村ら<sup>4.22)</sup>のSS400, SM490, SM570, およびHT80

の構造用鋼材 4 種について検討した研究、幡中ら<sup>423),424)</sup>の S10C, S35C, SCM435, SNCM439, SUS304, および $\alpha$ -黄銅を用いて焼ならしや焼なまし、焼入れ・焼戻しの影響を検討した研究、中込ら<sup>425)</sup>の SM490 を用いた研究などが挙げられる。いずれの研究においても、ひずみ振幅と疲労寿命の間には Manson-Coffin 型の関係式がほぼ成立することが示されている。

ヒステリシスエネルギーのある部分量が繰返しとともに試験片に蓄積され、蓄積量があるエネルギー量に到達した際に疲労破壊が生じるとする、ヒステリシスエネルギーに着目した研究がいくつか行われている。Martin<sup>426)</sup>は、ヒステリシスループの形状を簡易化のために加工硬化を無視して平行四辺形と仮定し、ひずみ制御低サイクル疲労における Manson-Coffin 則の定数を解析により帰納している。それによると、式(4.1)において  $k=0.5$ ,  $C=\epsilon_f/2\sqrt{2}$  が提案されている。飯田ら<sup>427)-429)</sup>は、繰返し硬化および軟化、ヒステリシスエネルギーとヒステリシスループ形状の繰返しに伴う変化を考慮に入れ、ヒステリシスエネルギーを用いた疲労寿命予測手法を提案しており、その有効性を示している。しかし、データの蓄積量が豊富ではなく、今後更なるデータの蓄積、およびその結果に基づいた関係式の改善が必要であると述べている。二瓶ら<sup>430)</sup>は、ヒステリシスエネルギー論により軸歪制御下と曲げ荷重下の試験データを比較しており、試験体表面における応力-ひずみ関係を正しく推定すれば、両者のデータは一致すると述べている。

低サイクル疲労特性に影響を与えると考えられる要因についても数々の研究が行われている。中川ら<sup>421)</sup>、西村ら<sup>422)</sup>、中込ら<sup>425)</sup>、Ohji ら<sup>431)</sup>、飯田ら<sup>432)</sup>は、平均ひずみの影響について検討し、平均ひずみがある場合でも Manson-Coffin 則は成り立ち、平均ひずみが相当大きくなければ低サイクル疲労強度に与える影響度は少ないと述べている。また飯田ら<sup>433)</sup>は、過大な予ひずみが疲労挙動に及ぼす影響について、鋼材の静破壊延性の 27%, 55%, 73%の予ひずみを加えた試験片を用いて疲労試験を行い、静破壊延性の 50%以上の予ひずみを与えると寿命の低下がみられることを示している。応力多軸性が低サイクル疲労強度に与える影響については、例えば大路<sup>434)</sup>、大南ら<sup>435)</sup>の研究があり、それらによれば多軸応力下においても、八面体せん断ひずみ説に基づく等価ひずみにより疲労強度を整理することができると述べられている。しかしながら、多軸応力下の低サイクル疲労試験は実験技術上の問題などから単軸応力下のものに比べ研究が立ち遅れており、より多くの研究例を蓄積する必要があると指摘している。

## (2) 変動振幅ひずみ下の低サイクル疲労

低サイクル疲労が問題となる構造物では、一般に不規則な振幅のひずみに加わるため、低サイクル疲労に対する安全性を確保するには変動振幅ひずみ下での低サイクル疲労特性を明らかにする必要がある。高サイクル疲労の分野において、負荷が変動する場合の代表的な疲労寿命予測法として Miner 則<sup>436)</sup>がある。これは、1 サイクル当りの損傷度の蓄積量がある限界に達したときに破壊が生じるとするものである。低サイクル疲労領域においてもその適用性が検討されており<sup>413),431),437)-443)</sup>、それらによると、Miner 則は低サイクル疲労に対しても比較的よく成立し、そのばらつきは一定振幅ひずみ下のそれと同程度であると述べている。菊川ら<sup>440)</sup>は、4 種類の材料に対して一定振幅、および変動振幅ひずみ波形を与え、き裂発生時と破断時の累積損傷値を調べており、その平均はほとんど 1.0 であることを示している。しかしながら、地震時に問題となるような極低サイクル疲労に対してその適用性を検証した例はほとんどなく、また、数少ない報告の中には Miner 則が成立しないというものもある<sup>444),445)</sup>。極低サイクル疲労領域における変動振幅ひずみ下の疲労寿命予測法が提案されている<sup>446),447)</sup>が、試験結果と推定寿命の間には差がみられ、より多くの結果を蓄積する必要があると考えられる。

## 4. 2. 溶接部の低サイクル疲労

従来の砂時計型試験片を用いた低サイクル疲労試験方法では、場所によって材料特性が大きく異なる溶接部の材料レベルの疲労強度を評価することは容易ではない。そのため、Stoutら<sup>4.37), 4.48)-4.50)</sup>による片持梁試験片のたわみ変形を制御して行った疲労試験や、Bowmanら<sup>4.51)-4.53)</sup>による試験片に水圧による繰り返し面圧を加えて低サイクル疲労破壊させる実験のように、独自の試験方法<sup>4.54)-4.57)</sup>により溶接部の疲労強度を明らかにしようとする試みがあるが、その数は多いとはいえない。その中で飯田<sup>4.54)</sup>は、溶接金属部においても塑性、および弾性ひずみ振幅とき裂発生寿命の間にManson-Coffin則が成立するが、溶接金属の疲労強度は5000回以下の繰り返し数で、母材のそれを下回ると結論づけている。

溶接継手試験体を用いた低サイクル疲労試験も行われており、継手レベルの疲労強度が明らかにされている。飯田ら<sup>4.58), 4.59)</sup>は、アルミニウム合金5083-O母材とその溶接継手を用いて変位制御低サイクル疲労試験を行い、溶接継手の疲労強度は母材のそれに比べ大きく低下することを示している。さらに、溶接止端部をグラインダー処理することにより溶接継手の疲労強度は約50%上昇することを明らかにしている。藤本ら<sup>4.60), 4.61)</sup>は、溶接欠陥により溶接継手の変形能力が著しく低下することに着目し、実際の現場溶接施工において発生頻度の高いルート溶込み不足を対象とした研究を行っている。この中で、溶接欠陥率や欠陥位置の違いが疲労強度に影響を与えることを示している。また金多ら<sup>4.62), 4.63)</sup>、見村ら<sup>4.64)</sup>は、柱はり溶接接合部の疲労強度を明らかにするために、接合部を理想的にモデル化した試験体に対して低サイクル疲労試験を実施している。これより、モデル化した試験体の疲労強度が同種鋼材の小型試験体によるものに比べ大幅に下回ることが示している。接合部の幾何学的形状の影響で、はり端部が大きな応力集中を受けることが原因であると述べている。さらに佐々木ら<sup>4.65)</sup>は、リブ溶接止端部に生じた低サイクル疲労き裂を起点とした脆性破壊の可能性について論じており、脆性破壊が発生する可能性は鋼種に依存することを示唆している。

兵庫県南部地震以後、溶接継手を含むような比較的大型な試験体を用いた疲労試験により、大震災の損傷事例が再現されている。坂野ら<sup>4.1)-4.3), 4.5)</sup>、三木ら<sup>4.6)</sup>、陵城ら<sup>4.66)</sup>は、兵庫県南部地震で損傷の確認された鋼製橋脚の隅角部や基部をモデル化した試験体による疲労試験を行い、低サイクル疲労き裂の発生やそれに伴う脆性破壊を再現している。溶接継手やそれを含んだ大型な試験体を用いた低サイクル疲労試験では、き裂発生が予測される箇所におけるひずみの測定が困難である。そのため、き裂発生位置から少し離れた箇所に貼付したひずみゲージの出力値や、試験機の変位を制御するという形の試験方法がとられている。この場合、き裂発生位置におけるひずみ振幅と疲労寿命の厳密な相関がとれていないこととなる。

## 4. 3. 局部ひずみによる低サイクル疲労強度評価

モアレ法<sup>4.67)</sup>や顕微鏡写真<sup>4.68)</sup>から計測した切欠き底での局部的なひずみにより、切欠き付試験片のき裂発生寿命を整理できるという実験結果が報告されている。これは、き裂発生点であるひずみ集中部の局部ひずみを何らかの方法で求めることができれば、その箇所における材料レベルの疲労強度曲線から疲労寿命を推定できることを意味する。しかし、モアレ法などの手法は適用範囲が狭く、一般に局部ひずみを実測することは困難である。過去に提案されたNeuber<sup>4.69)</sup>、Stowell-Hardrath<sup>4.70), 4.71)</sup>の式やそれを補正した簡便ひずみ推定式<sup>4.72)</sup>、弾塑性有限要素解析<sup>4.73)-4.75)</sup>、また有限要素解析の結果から導出したひずみ推定式<sup>4.76)-4.78)</sup>などによりき裂発生位置の局部ひずみを推定し、それにより疲労試験結果を整理しよう

とする研究がある。例えば吉田ら<sup>4.74)</sup>は、最小寸法が 0.1mm 程度の固体要素を用いた弾塑性有限要素解析により T 型鋼管継手の局部ひずみを求め、これと疲労試験結果から、継手の疲労強度と鋼素材の疲労強度がほぼ一致すると述べている。また町田ら<sup>4.78)</sup>は、弾塑性有限要素解析や Neuber の式を用いた局部ひずみの簡易算定式を提案し、その有効性を示している。これらは、有限要素解析などにより推定したき裂発生位置の局部ひずみにより疲労強度が評価できることを示したものである。

#### 4. 4. 延性き裂発生条件

桑村<sup>4.79)</sup>は、切欠きを有する鋼材に繰返し塑性ひずみを与え、その破面観察から破壊形態を推定しており、与えられる塑性ひずみ振幅が大きい場合の破面は延性破面特有のディンプルを潰した模様となり、き裂の進展はボイドを連結した蛇行形態となることを明らかにしている。つまり、地震時のように繰返し大変形を受ける場合の鋼材の破壊形態は延性破壊のメカニズムと考えることができ、その観点からも研究が行われている<sup>4.80)-4.82)</sup>。桑村らは、主に建築鉄骨構造物の接合部に焦点を当て、破壊が生じる位置における局部ひずみ  $e_{local}$  が、応力三軸度  $\tau_s$  と材料の一樣伸び  $e_u$  から求められる  $e_u/\tau_s^2$  に達すると延性き裂が発生するとし、単軸引張試験と有限要素解析の結果を基に、その有効性を検討している。それによると、鋼板の延性き裂発生条件は次式で表現できることが示されている。

$$e_{local} = C \cdot \frac{e_u}{\tau_s^2} \quad (4.2)$$

ここで、 $C$  は補正係数 (=0.45) である。

#### 4. 5. 損傷力学モデルによる低サイクル疲労寿命予測

一般に材料の損傷と破壊は、材料中の微視的空隙の発生と、その成長、合体による巨視的き裂の発達によってもたらされるといえる。したがって、これらの内部欠陥の効果を力学的に研究する場合、これを単一あるいは有限個の巨視的き裂と、これらの巨視的き裂に先行する多数の微視的空隙の集合の 2 つの場合にわけることができる。前者の問題は通常、き裂先端近傍の応力、ひずみおよび変位の分布、あるいはき裂の成長に伴うエネルギー解放率などとき裂進展の間の関係として取り扱われ、この分野は破壊力学と呼ばれる。

一方、材料中に分布する多数の微視的空隙は、巨視的き裂の発生と最終的な破断を引き起こすだけでなく、強度、剛性、じん性の低下、あるいは残存寿命の減少などのような材料の劣化、すなわち材料損傷の原因となる。このような多数の微視的な力学的効果を連続的な変数場として把握し、材料中の微視的空隙の発達とそれを含む材料の挙動を研究しようとする分野がある。これは損傷力学<sup>4.83)-4.85)</sup>と呼ばれ、損傷力学を用いて低サイクル疲労寿命を予測しようとする研究が行われている。都井ら<sup>4.86)-4.88)</sup>は、Lemaitre<sup>4.84)</sup>が提案した損傷発展方程式を、弾性損傷と塑性損傷、低速変形損傷と高速変形損傷を区別できるように拡張し、損傷力学に基づく弾粘塑性構成方程式モデルを定式化している。その構成方程式モデルを、SM490A、SN490B、アルミニウム材 2219-T87 および 6061-T6、また JIS50kgN レールから切り出した鋼材の静的、動的引張試験、片振り引張疲労試験結果を用いて同定し、提案した構成方程式モデ

ルがこれらの材料試験結果と良好に対応することを確認している。さらに、同定された数値材料試験法により低サイクル疲労寿命予測計算を行い、対応する試験結果とよく一致することを実証している。

Dufailly ら<sup>489)</sup>は、Lemaitre<sup>484)</sup>が提案した損傷発展方程式を極低サイクル疲労領域に適用できる形に拡張し、それを用いて推定した寿命と疲労試験結果を比較することにより、提案した疲労寿命予測手法の有効性を検証している。Dufailly らの構築したモデルは比較的シンプルなものであるため推定精度はそれほど高くないが、推定寿命と試験結果のオーダーは一致しており、損傷力学による極低サイクル疲労寿命予測手法の可能性が示されている。

#### 4. 6. 破壊力学モデルによる低サイクル疲労き裂の進展評価

破壊力学パラメータの一つである J 積分の概念は、非線形な挙動をする材料のき裂先端近傍におけるひずみ集中の性質を調べる目的で、Rice<sup>490), 491)</sup>により最初に導入され、載荷点の荷重と変位の関係から実験的に J 積分を評価できる式が提案されている。それ以後、J 積分を疲労き裂伝播に適用しようとする研究がいくつか行われている<sup>492)~496)</sup>。J 積分は理論上、除荷を伴い、しかもき裂開閉口の問題を含むき裂の進展特性を評価する場合には適用することはできない。しかし、応力-ひずみのヒステリシスループのうち、き裂が開口している部分に基づいて算出される繰返し J 積分  $\Delta J$  は、低サイクル疲労下のき裂進展速度を支配する有効なパラメータとなり得ることが実験的に明らかにされている。それを参考に、地震時のような大ひずみ下のき裂進展特性を繰返し J 積分により評価しようとする試みがあり<sup>497)</sup>、建築用高強度鋼材 HT780 を対象として、実験により求めた繰返し J 積分を用いたき裂進展速度式が示されている。

#### 4. 7. 土木分野における低サイクル疲労の研究事例の概説

土木分野における低サイクル疲労については、鋼素材レベルでは研究例があるものの、それほど盛んではなかった。しかし、兵庫県南部地震以降、特に鋼製橋脚を対象として低サイクル疲労に関する研究が行われてきている。それらの研究論文に関するリストと概要を次頁以降に示す。

(1) 土木学会論文集

著者	論文題目	概要	巻号・頁・年
西村俊夫 三木千寿	構造用鋼材のひずみ制御低 サイクル疲れ特性	ひずみ制御低サイクル疲れ試験を調質高張力鋼, 各種構造用鋼材を用いて実施. Manson-Coffin 則の成立性を示し, 各種鋼材における Manson-Coffin 則での係数を示している. また, 繰返し応力~ひずみ曲線を得るための, 簡便な手法を示している.	Vol.279 pp.29-44 1978
三木千寿 西村俊夫 田辺寛明 西川和広	鋼切欠き部材の疲れ強さ予 測 (英文)	ノッチを導入した試験片 (SM50,HT80) による繰返し載荷実験 (疲労試験) を実施. それぞれの疲労特性, ひずみ振幅-疲労寿命の関係を示している.	Vol.316 pp.153-166 1981
岡下勝彦 大南亮一 道場康二 山本晃久 富松 実 丹治康行 三木千壽	兵庫県南部地震による神戸 港港湾幹線道路 P75 橋脚隅 角部におけるき裂損傷の原 因調査・検討	兵庫県南部地震において, 神戸ハーバーハイウェイ P75 橋脚には脆性破壊と考えられる破壊モードが確認された. 被災した橋脚き裂部の破面調査より, 脆性破壊によりき裂が発生したことを確認している. また, 弾塑性有限変位解析の結果より, 当該隅角部には降伏ひずみレベルをはるかに超える塑性ひずみが発生していることを確認している. この高い予ひずみの履歴を受け, かつ 0°C 程度の低温環境下の影響を受けて, 著しく破壊靱性が低下していたことを示している.	No.591/I-43 pp.243-261 1998
栄藤 修 三原孝夫 三木千壽	兵庫県南部地震により鑄鋼 管ラーメン橋脚に生じた脆 性破壊の原因調査	兵庫県南部地震において, 鉄道用高架橋である生田架道橋ラーメン橋脚の柱頭母材部で脆性破壊と考えられる損傷が発生した. 本橋の橋脚, は遠心鑄鋼管で製作 (1966 年) されているが, 本橋を除いて, この地区の他の同様な材料を用いた橋脚では脆性的損傷を受けた報告がない. そこで, 時刻歴応答解析および弾塑性解析, 材料試験 (破面観察, 引張試験, 衝撃試験, CTOD 試験, 落重試験による靱性調査, 硬さ測定, 塗装剥離試験) を実施した.	No.591/I-43 pp.263-272 1998

(1) 土木学会論文集つづき

著者	論文題目	概要	巻号・頁・年
三木千寿 四十沢利康 穴見健吾	鋼製橋脚ラーメン隅角部の 地震時脆性破壊	阪神・淡路大震災で被災したハーバーハイウェイ P75 橋脚をモデル化した大型試験体により、正負交番載荷実験により、当該橋脚に生じた脆性破壊の再現を行うと共に、隅角部におけるひずみ集中により、隅角部の溶接ビード交差部に生じた割れを起点として脆性破壊が生じる可能性を示した。また、補強案として隅角部のひずみ集中を緩和するための R リブを取り付ける構造を提案し、実験および FEM 解析により、耐震性能向上の効果を確認している。材料試験レベルでは、SCW410 相当の規格を満足しており、0°Cでの限界 CTOD 値が 0.3mm 以上と破壊靱性も問題ないレベルであった。脆性破壊の要因は、水平支承破断に伴う構造系の変化により、低温下で過大な荷重が作用したこと、内面最終凝固層のマイクロキャビティ（製法上、最内面に最終凝固に伴う不純物が集まる）などの要因が複合的に作用したものであるが、定量的な解明までには至っていない。	No.591/I-43 pp.273-281 1998
三木千壽 休場裕子 沖中知雄	阪神大震災により円形断面 鋼製橋脚に生じた脆性破壊 の材料特性からの検討	阪神大震災で被災した阪神高速 P-585 橋脚から切り出された材料を元に、ビッカース硬さ試験、引張、圧縮試験を実施している。また、鋼材の破壊靱性値の変化を調べるため、CTOD 試験、シャルピー衝撃試験を併せて実施している（SR 処理 630°Cで 1H 加熱実施）。硬さおよび降伏点の変化から推定される塑性ひずみは、座屈部で最大 21%、非座屈部で 8.5%、板厚方向平均で 4.4%となり、かなり大きな塑性ひずみが予ひずみとして導入されていることが分かった。シャルピー値は 0°Cで 27J を下回り、CTOD 値もきわめて低く、室温でも 0.1mm を下回ることから、脆性破壊が容易に発生しうることを示している。	No.612/I-46 pp.43-53 1999
三木千壽 佐々木栄一 休場裕子 竹之井 勇	引張および圧縮の塑性歪み 履歴による鋼材の破壊靱性 劣化	各種鋼材を対象に、地震時に想定される 10%を超える引張、圧縮の塑性ひずみを考慮し、CTOD 試験による塑性ひずみの導入による破壊靱性の劣化について検討を行っている。その結果、塑性ひずみにより著しく脆化することが分かった一方で、塑性ひずみにより靱性が変化しない鋼材（SLA325AN 材：低温圧力容器用炭素鋼）があることが分かった。逆に耐火鋼 FR490C 材は予ひずみによる脆化が著しく、室温レベルでも脆性的な破壊挙動を示した。また、ひずみについては、圧縮ひずみの方が引張ひずみよりも鋼材を脆化させる傾向があることを示している。	No.640/I-50 pp.165-175 2000

(1) 土木学会論文集つづき

著者	論文題目	概要	巻号・頁・年
豊貞雅宏 後藤浩二 渡辺泰成	兵庫県南部地震時の脆性破壊事故に対する一考察	<p>ひずみ速度による脆化を静的破壊靱性値の温度依存性から予測する手法、およびその簡易解析法について述べられている。開発したプログラムでは、き裂先端のストレッチゾーンにおける R 値 (Strain rate-temperature parameter) が一定であることを利用し (これを Ry 値として)、破壊パラメータ (CTOD 等) を一義的に定義すれば、き裂先端近傍の挙動を動的条件下で取り扱える (ただし、平面問題のみ)。柱仕口部単の脆性破壊解析では、実際の脆性破壊を生じた部材の破面観察結果と解析結果を照らし合わせ、解析による脆性破壊の可能性を示している。</p>	No.647/I-51 pp.317-329 2000
大倉一郎 大野 勝 山田靖則	繰返し塑性ひずみと鋼材の破壊靱性低下の関係	<p>繰返し荷重を受けた鋼材における破壊靱性の低下を評価するひずみとして、塑性スケルトンひずみ、等価塑性ひずみが提案されている。一方、軽微な損傷でとどまった部材については補修後再利用されているケースもあるが、地震動により、繰返し塑性ひずみを受けた部材は時効により、その破壊靱性が低下することが明らかになっており、将来の地震に対する脆性破壊の可能性を予測するためには、繰返しひずみによる破壊靱性の低下を時効の影響も考慮して評価する必要がある。そこで、繰返し塑性ひずみを受けた鋼材の破壊靱性をシャルピー衝撃試験で調べ、破壊靱性低下を単調塑性ひずみによる破壊靱性低下に関連付けるひずみとして、塑性スケルトンひずみと等価塑性ひずみの妥当性を明らかにし、塑性ひずみと時効による応力上昇と破壊靱性低下の関係を調査し、繰返し塑性ひずみによる鋼材の破壊靱性低下を評価する手法を提案している。なお、繰返し塑性ひずみを受けた鋼材の吸収エネルギーを、塑性スケルトンひずみを用いて単調塑性ひずみを受けた鋼材としての吸収エネルギーで推定することは危険であり、時効処理を受けた場合、塑性スケルトンひずみによる評価は危険側となる。</p>	No.682/I-56 pp.279-288 2001

(1) 土木学会論文集つづき

著者	論文題目	概要	巻号・頁・年
佐々木栄一 荒川泰二 三木千壽 市川篤司	鋼製橋脚における地震時脆性破壊防止に必要な鋼材の破壊靱性レベル	鋼製橋脚が地震時に受ける塑性ひずみ履歴パターンを3タイプに分類し、比較的き裂が鋭いと考えられる活荷重による疲労き裂、地震時に圧縮塑性ひずみを受けて発生する微小なき裂の2タイプを用いて、地震時に作用する塑性ひずみ履歴によって、どの程度の鋼材靱性劣化を想定すべきかを示すために、鋼材へひずみ履歴を導入後、CTOD試験により破壊靱性の影響を調べている。脆性破壊を防止するレベルとして、(限界CTOD値が0.1mmとなる温度T0.1) °C ≤ (対象構造物の最低使用温度T-50) °Cが提案されている。	No.731/I-63 pp.93-102 2003
舘石和雄 判治 剛	画像計測を用いた試験システムによる突合わせ溶接継手の低サイクル疲労強度の検討	従来の砂時計型試験体では困難とされている、溶接部の低サイクル疲労強度を実験的に明らかにすることを目的とし、デジタルカメラを用いた画像計測によるひずみ制御低サイクル曲げ試験システムを開発している。素材については、過去の研究データと同様の傾向を示す一方、溶接継手供試体では、素材試験体の疲労強度を大幅に下回る結果を得ており、溶接継手の低サイクル疲労強度が著しく低下することを明らかにしている。	No.752/I-66 pp.277-287 2004
舘石和雄 判治 剛 南 邦明	極低サイクル疲労領域における変動振幅ひずみ下の低サイクル疲労寿命予測モデル	Miner則の極低サイクル疲労での適用性を、上記の画像計測による試験システムにより検証している。Miner則は、極低サイクル疲労領域では、危険側の評価がされる可能性があることを示すと共に、塑性損傷(一軸引張載荷時)と繰り返し載荷による損傷の線形和として与えられる新しい、損傷モデルを提案している。試験結果に対して、提案された損傷度評価モデルはよい一致を示す。	No.773/I-69 pp.149-158 2004
判治 剛 舘石和雄 南 邦明 鬼頭和也	局所的なひずみを基準とした溶接継手の極低サイクル疲労強度評価	T継手部材の極低サイクル疲労試験と、解析的に算出した局部ひずみより推定されるMetal, Bond, HAZにおける疲労強度評価手法の妥当性の検証を行っている。提案手法により、局所的なひずみを基準とすることにより、溶接継手の極低サイクル疲労強度を推定することが可能であることを示している。	Vol.62, No.1 pp.101-109 2006

(1) 土木学会論文集つづき

著者	論文題目	概要	巻号・頁・年
Kazuo Tateishi Tao Chen Takeshi Hanji	Extremely low cycle fatigue assessment method for un-stiffened cantilever steel columns	無補剛厚肉鋼柱の繰返し載荷実験により、橋脚基部の溶接止端から発生する極低サイクル疲労の発生状況およびき裂進展状況の確認を行うとともに、梁モデルの解析において、ノミナルなひずみを局所ひずみに換算し（溶接止端半径による換算係数を利用）、過去に著者らにより提案されている手法により Metal, Deop, HAZ の疲労寿命を評価し、実験との相関性を確認している。	Vol.64, No.2 pp.288-296 2008
田村 洋 佐々木栄一 山田 均 勝地 弘	応力三軸度に着目した鋼製橋脚における地震時脆性破壊発生要因に関する解析的検討	地震時脆性破壊の発生要因を構造面から検討することを目的に、地震時において破壊起点に発生する応力三軸度とその影響について検討を行っている。特に溶接部形状の影響を調べるため、等脚、不等脚の場合、ならびに止端半径 0.5mm から 20mm までの場合の応力三軸度の検討を実施している。その結果、不等脚では等脚の場合よりも高い応力三軸度が発生すること、止端半径が小さいほど高い最大主応力が発現することを示し、破壊の要因となることを示している。5mm 以上の止端半径が望ましいことにも言及。	Vol.66, No.3 pp.420-434 2010
舘石和雄 埴淵脩司	止端処理を施した溶接継手の極低サイクル疲労強度とその簡易推定法	T 型継手の溶接止端部に TIG 処理、グラインダー処理を施したものに As Weld の供試体を加え、繰返し載荷試験により、極低サイクル疲労試験を実施。TIG、グラインダー仕上げとも疲労強度の向上が見られ、TIG の方が寿命が長い結果となった。解析的には、TIG 処理の疲労強度は溶接金属の疲労強度、G 仕上げの供試体は HAZ の疲労強度の設計曲線で評価できる。止端処理部の局部ひずみの大きさへの影響は、処理部の曲率半径、深さ、板厚が支配的な要因となる。また、止端処理部に生じる局部ひずみ振幅を、弾性解析から得られる公称ひずみ振幅から算出する手法を提案している。	Vol.67, No.2 pp.294-306 2011

(1) 土木学会論文集つづき

著者	論文題目	概要	巻号・頁・年
田村 洋 佐々木栄一 山田 均 勝地 弘	動的負荷の影響に着目した鋼製橋脚隅角部における地震時脆性破壊発生要因の検討	鋼製橋脚隅角部の脆性破壊においては、ひずみ履歴や応力の多軸性の影響が考慮されてきたが、塑性変形に伴う、局部温度の上昇の影響を含めた動的負荷の影響については、十分な検討がなされていない。そこで、ひずみ速度による使用鋼材の CTOD-温度遷移曲線の遷移温度移行量から、塑性変形に伴う温度上昇分を差し引いた遷移温度移行量によって評価する。解析ではひずみ速度と温度上昇に関して、熱伝導を考慮した弾塑性 FEM 解析により評価し、動的負荷は脆性破壊の発生を抑制する可能性を示唆するとともに、ひずみ履歴による遷移温度移行量は大きく、動的負荷下においても脆性破壊を生じた可能性を示す結果となった。	Vol.68, No.2 pp.226-241 2012
北原武嗣 田中賢太郎 山口隆司 岸 祐介 濱野 剛	数十回オーダー繰り返し載荷を受ける既設鋼製橋脚の耐力低下に関する基礎的研究	本研究では、海溝型巨大地震のような継続時間の長い地震動を受ける既設高架橋の耐震性能を把握することを目的として、都市高架橋に多用されている単柱式鋼製橋脚を対象とし、数十回オーダーの繰り返し振幅が構造物の耐荷性能に与える影響について検討されている。	Vol.68, No.4 pp.499-508 2012 (地震工学論文 文集第 31 巻)
大西達也 佐々木栄一 田村 洋 山田 均 勝地 弘	鋼製橋脚隅角部における地震時塑性変形に伴う局部的温度上昇とその影響に関する一検討	鋼製橋脚を対象に、地震応答解析と熱伝導を連成した熱弾塑性解析により、地震時における鋼製橋脚隅角部の塑性変形に伴う、温度上昇レベル、ひずみ速度と温度上昇を考慮した動的負荷の影響について検討を行っている。塑性変形に伴う温度上昇の解析手法の検証実験についても、鋼材の引張試験でサーモグラフィ測定装置の能力限界 (0.01/sec) で載荷を行っている。検討対象の橋脚は既設と新設 (隅角部にフィレットが付いたもの) の 2 種類について行っている。動的解析は全体モデルで実施し、隅角部の複雑な挙動に対する塑性変形を忠実に再現する必要があるため、Abaqus のサブモデリング手法を用いている。WES で定義される $\Delta T_{PD}$ に対して、 $\Delta T_s$ を定義 (き裂発生位置での局部温度で定義される遷移温度移行量) し、動的負荷による遷移温度移行量 $\Delta T_D$ を算出している。解析の結果、 $\Delta T_s$ が地震応答下で負値に転じていることより、温度上昇の影響がひずみ速度の影響を上回り、最終的には動的負荷が破壊起点の靱性を高める効果を及ぼす可能性を示している。	Vol.69, No.2 pp.361-371 2013

(1) 土木学会論文集つづき

著者	論文題目	概要	巻号・頁・年
速水 景 葛 漢彬 羽田新輝 森 翔吾 鈴木俊光	小さなフィレットを有する鋼製橋脚隅角部の未溶着高さが延性破壊に及ぼす影響	本研究は、過去に建設された鋼製橋脚において、フィレットがないタイプの隅角部に着目し、その様な隅角部において溶接未溶着が内在する場合の極低サイクル疲労き裂の発生と最終的な破壊モードに及ぼす影響を明らかにすることを目的とした実験的検討である。近年、溶接構造物の施工時における溶接不具合（欠陥）の内在が問題視されており、隅角部の梁-柱接合部におけるフィレットを極力小さくした上で、十字継手の溶接脚長の大きさを既往における研究実験供試体より小さくし、未溶着部から破壊するように設計・製作した供試体について繰り返し載荷実験を行い、溶接未溶着高さが延性き裂発生と進展に与える影響を実験的に検証した。実験の結果、未溶着高さの違いが延性破壊の特性に大きく影響することが明らかにされた。	Vol.69, No.4 pp.429-439 2013 (地震工学論文 文集第 32 卷)
羽田新輝 葛 漢彬 速水 景 鈴木俊光	溶接脚長および溶け込み深さが鋼製橋脚隅角部の延性き裂発生・進展に及ぼす影響	本研究では、鋼製橋脚隅角部における十字継手部の溶接脚長や溶け込み深さの分布による、延性き裂の発生・進展への影響を明らかにすることを目的とし、鋼製橋脚隅角部の十字継手内に溶接未溶着が内在する実験供試体を製作、繰り返し載荷実験を行った。また、各供試体における溶接脚長および溶け込み深さのデータを計測・整理・分析し、これらのパラメータが延性き裂発生・進展に与える影響についての検討を行った。その結果、荷重低下の要因となる最大のき裂の進展箇所に関して溶接脚長が大きく影響し、溶接脚長の小さい箇所はき裂が進展しやすく、また、溶け込み深さが小さい場合においても、溶接脚長が十分に大きければその部分でき裂は大きく進展しないという結果を得た。	Vol.69, No.4 pp.989-1001 , 2013 (地震工学論文 文集第 32 卷)

(1) 土木学会論文集つづき

著者	論文題目	概要	巻号・頁・年
羽田新輝 葛 漢彬	異なる未溶着高さを有する鋼製橋脚隅角部の耐震性能に及ぼす十字継手部の溶接ビード脚長とフィレット半径の影響に関する研究	本研究では、未溶着が内在する鋼製橋脚隅角部に関して、延性き裂の発生・進展に着目した既往の実験と新たに行った実験により得られた結果から、十字継手溶接部の溶接ディテールが変形能・エネルギー吸収量に与える影響についてまとめたものである。溶接部性状として未溶着高さ、フィレット半径、溶接ビード脚長を取り上げ、これらのパラメータが部材の耐震性能に及ぼす影響を検証した。これにより、溶接ビード脚長が大きくき裂が柱フランジに進展する場合、未溶着高さやフィレット半径は変形能・エネルギー吸収量共にあまり影響せず、対して溶接ビード脚長が小さく未溶着部からき裂が発生する破壊モードでは、未溶着高さ、フィレット半径が与える影響は非常に大きいといった結果を得た。	Vol.70, No.4 pp.140-149 2014 (地震工学論文集第33巻)
田村 洋 佐々木栄一	修正ワイブル応力に基づく鋼部材の地震時脆性破壊発生限界の評価	地震時の鋼部材溶接止端部には、ごく浅い表面亀裂を起点として脆性破壊が誘発される場合がある。その際の発生条件には溶接部形状が大きく関与するため、既存の手法では破壊発生限界の評価は困難となり、危険側の予測を与える可能性がある。本研究では、鋼材内部におけるマイクロクラックの発生・進展過程を考慮した修正ワイブル応力に基づき、低温破壊実験と数値解析によって地震時脆性破壊を想定した破壊発生限界の評価を行った。その結果、修正ワイブル応力の限界値が止端半径、初期亀裂深さ、温度等に依存しない材料固有の特性値とみなせ、これにより一般性の高い破壊予測が可能となることが示した。その上で、実構造物への適用例として鋼製橋脚隅角部の破壊限界評価を試み、破壊確率を定量的に扱う手法を示した。	Vol.71, No.2 pp.173-185 2015
篠原一輝 賈 良玖 加藤弘務 葛 漢彬	せん断応力と引張応力が作用する鋼材の延性破壊メカニズムの解明に関する研究	大地震で被災した鋼構造物では、すみ肉溶接や部分溶け込み溶接による接合部における破断が発生する可能性があり、引張応力のみならずせん断応力も作用する場合がある。しかし、引張応力とせん断応力を受ける鋼部材の延性破壊のメカニズムの解明は進んでいないのが現状である。本研究では、せん断応力が鋼材の延性き裂の発生から破断までの挙動にどのような影響を及ぼすかについて調べようとしている。また、異なる鋼材の破壊までの塑性吸収エネルギーによる比較を行い、定量的な関係が見られるか検討することも目的の一つである。	Vol.71, No.4 pp.337-348 2015 (地震工学論文集第34巻)

(1) 土木学会論文集つづき

著者	論文題目	概要	巻号・頁・年
加藤弘務 葛 漢彬 羽田新輝	ルートギャップを有さない溶接継手部の未溶着比率が鋼製橋脚隅角部の延性き裂発生・進展に及ぼす影響	鋼製橋脚隅角部における溶接継手部の溶接脚長や溶け込み深さの分布による、延性き裂の発生・進展への影響を明らかにするために、継手内に溶接未溶着が内在する実験供試体を製作し、繰り返し载荷実験を行った一連の研究の一環として行ったものである。既往の研究では十字継手の溶接部に、0.5mm のルートギャップが設けられていたが、本研究ではルートギャップが存在しない場合における延性き裂の発生・進展挙動を溶接未溶着比率を用いて検討した。その結果、未溶着比率がき裂の発生と進展に大きく影響することが分かった。また、未溶着率が同程度であれば、ルートギャップが存在しない場合においても、存在する場合と同じ傾向があることを確認し、ルートギャップが0.5mm 程度の場合ではルートギャップの有無に大きな違いがないことが明らかになった。	Vol.71, No.4 pp.349-362 2015 (地震工学論文集第34巻)
加藤友哉 康 潤 葛 漢彬	溶接継手の破壊メカニズムの解明に関する基礎的研究	本研究では、鋼構造物における延性き裂の発生、進展および破断のメカニズムの解明を図るために、切り欠きの位置が延性き裂の発生から破断までの挙動に及ぼす影響を実験および有限要素解析で調べようとしている。単調载荷下で切り欠きの位置が異なるレ形開先溶接継手の実験結果を基に解析モデルを作成し、実験結果と解析結果の比較を行うことで、切り欠きが溶接継手におけるき裂の発生・進展・破断に及ぼす影響について検討した。	Vol.71, No.4 pp.363-375 2015 (地震工学論文集第34巻)
北原武嗣 岸 祐介 鈴木拓馬 山口隆司	長時間地震動が作用する鋼製橋脚の耐力低下に関する解析的検討	本研究は、既設の鋼製橋脚を対象に、継続時間の長い地震動に対する幅厚比パラメータの影響について解析的に検討したものである。特に、長継続時間地震時の応答として観測される最大荷重履歴後の数十回オーダーの繰り返し変位が及ぼす影響に着目し、橋脚全体における耐力低下現象と局部座屈発生位置における応力状態について、数値解析による評価を行っている。その結果、幅厚比パラメータの違いによって繰り返し振幅による耐力低下の割合が異なることなどが明らかにされている。	Vol.71, No.4 pp.807-814 2015 (地震工学論文集第34巻)

(2) 構造工学論文集

著者	論文題目	概要	巻号・頁・年
坂野昌弘 岸上信彦 小野剛史 森川友記 三上市藏	三角リブ付き鋼製橋脚基部の超低サイクル疲労挙動	三角リブ付きの鋼製橋脚の極低サイクル疲労寿命はリブ無しのものとは比べ、半減する。リブの先端応力集中によるもの。	Vol.44A pp.1281-1288 1998
大倉一郎 田原 潤 安田 修 広野正彦	繰返し塑性ひずみによる鋼材の破壊靱性低下を評価するためのモデル	極低サイクルの繰返しひずみ、単調塑性ひずみを導入した試験片（時効処理あり、無し）によるシャルピー衝撃試験を実施、繰返し塑性ひずみによる鋼材の破壊脆性低下を評価するモデルを提案。	Vol.45A pp.347-356 1999
陵城成樹 足立幸郎 猪瀬幸太郎 杉浦邦征 渡邊英一	鋼製橋脚基部の地震時低サイクル疲労挙動に関する実験的研究	厚肉少補剛断面を有する鋼製橋脚においては、局部座屈より低サイクル疲労により支配される可能性があることより、大型供試体実験により、疲労挙動の検討を実施。塑性ひずみの累積に着目することにより（Manson-Coffin 則）、ひずみ履歴の異なる低サイクル疲労強度を推定の可能性があることを示している。	Vol.48A pp.649-655 2002
佐々木栄一 荒川泰二 三木千壽 市川篤司	リブ溶接止端部に発生する低サイクル疲労き裂とそれを起点とする脆性破壊の発生可能性	地震時における鋼製橋脚基部の補強リブ溶接部からの低サイクル疲労および、それを起点とする脆性破壊の検討のために、疲労試験ならびに CTOD による低温破壊試験を実施。低サイクル疲労⇒脆性破壊への転化については、鋼材に依存する（SM490YB では通常の高サイクル疲労き裂を初期き裂とした場合において脆性破壊が生じた温度で同様に脆性破壊の発生が確認されたが、SM570Q 材では脆性破壊の発生は見られなかった（延性破壊に近い）。	Vol.48A pp.1107-1112 2002

(2) 構造工学論文集つづき

著者	論文題目	概要	巻号・頁・年
鈴木 威 若槻晃右 上平 悟 加藤久人 坂野昌弘 堀川浩甫	大阪西宮線大 P88 鋼製橋脚隅角部に生じた亀裂の発生原因と補強対策に関する検討	引張領域で柱ウェブ全貫通亀裂が発見された大 P88 脚における調査を実施。舟形サンプリングによる鋼材コアを切りとり、シェブロン、リバーパターンが確認され、脆性破壊の可能性が示唆された。Kh=0.4 相当の地震荷重を載荷した際の FEM 解析および WES2808 に基づく、脆性破壊検討を実施。未溶着部からの破壊を想定すると、1%程度のひずみで脆性破壊を生じる可能性が示唆された。	Vol.50A pp.737-748 2004
館石和雄 判治 剛 鬼頭和也 南邦明	溶接部を対象とした極低サイクル疲労強度予測モデル	画像計測を用いた低サイクル疲労試験システムにより、溶接部の一定振幅、変動ひずみ振幅による低サイクル疲労試験を実施。 $\epsilon_{eq} \cdot N^k = C \cdot C_m$ の評価式 (Metal, Depo, Haz それぞれに定数を設定) でき裂発生寿命を評価できることを示した。	Vol.51A pp.1275-1281 2005
Tao Chen Kazuo Tateishi	Extremely low cycle fatigue assessment of thick walled steel pier using local strain approach	鋼製橋脚を対象として、FEM 解析による局部ひずみによって、極低サイクル疲労の評価を実施。Manson-Coffin 則と Miner 則に基づく、損傷度指標 D による疲労寿命予測での評価を実施し、坂野らの実験結果とよい一致を示している。	Vol.53A pp.485-492 2007
葛 漢彬 大橋正稔 田島 僚	鋼製厚肉断面橋脚における延性き裂の発生とその進展に関する実験的研究	鋼製厚肉断面橋脚の繰り返し載荷実験により、延性き裂の発生性状とその進展について確認をおこなったもの。	Vol.53A pp.493-502 2007
葛 漢彬 津村康裕	鋼製厚肉断面橋脚における延性き裂発生の評価に関する実験的および解析的研究	変形性能の大きな厚肉断面鋼製橋脚モデルを用いた繰り返し載荷実験による延性き裂発生状況をシェル要素を用いた FEM 解析で再現し、Manson-Coffin 則と Miner 側による損傷度評価指標 D により延性き裂発生予測を行い、その有効性を検証している。	Vol.55A pp.605-616 2009
葛 漢彬 藤江 涉 田島 僚	鋼構造物の延性き裂発生の評価法の実験データによる検証	鋼製橋脚 (補剛, 無補剛), ラーメン隅角部の繰り返し載荷実験と Manson-Coffin 則, Miner 則に基づく損傷度評価により、延性破壊照査を FEM により実施。その有効性を確認した。	Vol.55A pp.617-628 2009

## (2) 構造工学論文集つづき

著者	論文題目	概要	巻号・頁・年
葛 漢彬 藤江 涉 岩田勝成	ランダムな繰り返し荷重を受ける鋼製橋脚の延性き裂発生・進展挙動及び照査法の検証	鋼製橋脚にランダムな振幅を与えた荷重実験を行い、その結果をファイバー要素、シェル要素を用いた解析を用いて損傷度評価指標 D を用いたき裂発生予測を実施。比較的よい精度で予測が出来ることを示している。	Vol.56A pp.342-355 2010
鈴木俊光 葛 漢彬 小野恵亮	完全溶け込み溶接部に未溶着を有する鋼厚肉部材の延性き裂発生・進展に関する実験的研究	隅角部梁・柱接合部における完全溶け込み溶接部に未溶着を要する溶接継手に対する極低サイクル疲労実験により、破壊性状の把握を行っている。	Vol.57A pp.479-489 2011
速水 景 鈴木俊光 岩田勝成 葛 漢彬	異なる溶接仕上げと未溶着高さを有する鋼厚肉断面梁一柱隅角部の繰り返し弾塑性解析	隅角部梁・柱接合部における完全溶け込み溶接部に未溶着を要する溶接継手に対して、仕上げ性状の違い（完全 R、止端仕上げ、溶接まま）による破壊性状の把握を解析的に実施。損傷度指標 D により、極低サイクル疲労の発生点の予測の可能性を示した。	Vol.58A pp.319-332 2012
判治 剛 舘石和雄 永松直樹	局部ひずみを基準とした異形鉄筋の低サイクル疲労強度評価法	本研究では、異形鉄筋の低サイクル疲労強度評価法を確立することを目的とし、異なる降伏強度の鉄筋を用いて、鉄筋素材の低サイクル疲労強度を明らかにしている。その上で、節形状の異なる異形鉄筋の低サイクル疲労試験を行い、き裂発生位置における局所的なひずみに基づく疲労強度評価法の適用性について検討している。	Vol.61A pp.767-776 2015

### (3) 鋼構造論文集

著者	論文題目	概要	巻号・頁・年
坂野昌弘 三上市藏 村山 弘 三住泰久	銅製橋脚基部の超低サイクル疲労破壊挙動	鋼製橋脚基部の角継手貫通部（はかま部）に着目し、超低サイクル疲労に着目した疲労破壊挙動を繰り返し载荷実験、ならびにFEM解析で検討している。西村・三木らの研究（構造用鋼材のひずみ制御低サイクル疲れ特性）に示された塑性ひずみ範囲と疲労寿命の関係式に実験結果が比較的よい一致を示している（橋脚ディテールによるひずみ集中等の影響で短寿命側にシフト）。解析では、繰り返し硬化特性を取り入れた弾塑性FEM解析によって得られる実験でのき裂発生位置での塑性ひずみ範囲と鋼素材の塑性ひずみ-き裂発生寿命曲線を短寿命側に延長せいた曲線から比較的よい精度で評価できた。	Vol.2, No.8 pp.73-82 1995
杉本浩一 高橋泰彦	阪神・淡路大震災で破断した柱梁仕口部近傍と破面の調査	阪神淡路大震災で被災した鉄骨構造では、柱・梁仕口部に多くの破断が見られた。その波面のSEM解析像からき裂伝播が延性か、脆性かを判定した。梁フランジは塑性履歴を受けた後、スカラップ底に存在した微小きずや切り欠きから延性破壊を誘発、脆性的な破壊へ転化した。また、塑性履歴を受けた部分の溶接補修について、熱影響部の吸収エネルギーと硬さを調査している。熱影響部は、焼鈍効果で衝撃値が改善することを示している。	Vol.3, No.10 pp.1-6 1996
大倉一郎 田原 潤 西岡敬治 安田 修	繰り返し塑性ひずみが鋼材の破壊靱性に与える影響	塑性ひずみの繰り返しにより、吸収エネルギーが低下する。特に早期の塑性ひずみ繰り返しにおいて、吸収エネルギーの低下が大きく、吸収エネルギーの低下は、大きな塑性ひずみほど大きいことが示された。繰り返し载荷において、時効処理された衝撃試験片の吸収エネルギーが時効処理されていない衝撃試験片の吸収エネルギーを大きく下回る。	Vol.3, No.11 pp.1-11 1996
古和田 明 小林正則 北川高史 池内俊之	兵庫県南部地震におけるリベット接合部を有する大規模鉄骨構造物の被害とその評価	阪神淡路大震災による、リベット接合部をもつ大規模鉄骨構造物の被害（スプライスプレートの破断、ガセットプレート、ブレース材の座屈等）について、解析と実験により評価を行ったもの。	Vol.3, No.11 pp.13-20 1996

### (3) 鋼構造論文集つづき

著者	論文題目	概要	巻号・頁・年
寺岡 勝 島貫広志 森田耕次 薦野和彦 岡田忠義	1995 年兵庫県南部地震による 9 階建鉄骨造建物の被害調査と検討	兵庫県南部地震により激震地で被災した鉄骨ラーメン構造の 9 階建物について、被害調査、被害原因について検討を実施。梁フランジはスカラップ底より、ダイヤフラムは溶接始終止端部から延性き裂が発生、脆性破壊に転化した。スカラップ底の脆性破壊については、応力集中、裏当金の隅肉溶接止端部やスカラップ加工形状による応力集中部の溶接の熱影響による靱性の低下が加わったことが原因としている。	Vol.3, No.11 pp.21-34 1996
坂野昌弘 岸上信彦 小野剛史 三上市蔵	鋼製ラーメン橋脚柱梁接合部の超低サイクル疲労破壊挙動	鋼製橋脚の梁・柱接合部を想定し、コーナーフィレット (R=0,20mm) の有無による超低サイクル疲労の破壊挙動を実験および解析で検証。実験では、降伏変位の約 7~10 倍の値を載荷している。破壊モードとしては延性⇒脆性破壊への転化が確認されている。また、FEM 解析により算出した局部ひずみより推定した疲労寿命は、西村・三木らの研究 (構造用鋼材のひずみ制御低サイクル疲れ特性) に示された塑性ひずみ範囲と疲労寿命の関係式に、実験結果が比較的よい一致を示している。	Vol.4, No.16 pp.17-26 1997
大倉一郎 田原 潤 安田 修 広野正彦	阪神・淡路大地震で被災した鋼製円柱橋脚の破壊靱性	阪神淡路大震災で被災した鋼製円柱橋脚では、柱中間部に局部座屈とそれに伴うき裂が確認されたものがある。被災した橋脚の鋼材の残留ひずみ、硬さ、破壊靱性の調査を行い、き裂発生原因の推定を行っている。その結果、破壊靱性は、脆化の目安である 27J (0°C) を下回るものがあること、そこに局部座屈変形が生じ、大きな塑性ひずみが導入されたことから破壊靱性がさらに低下したものと推察している。	Vol.5, No.19 pp.29-37 1998
判治 剛 舘石和雄 鬼頭和也, 南 邦明	TIG 処理による溶接継手の極低サイクル疲労強度の向上効果	T 継手を両面あわせした供試体の繰り返し載荷実験により、極低サイクル疲労強度の変化を実験的に検証した。溶接止端部を TIG 処理することにより、溶接ままの場合に比べ、約 5 倍の疲労寿命の向上が見られた。また、弾塑性有限要素解析により、TIG 処理することによるひずみ分布の変化を確認している。TIG 処理により止端形状の改善によるひずみ集中は緩和されるが、降伏強度の違いによるひずみ集中が母材部に生じることが示されている。	Vol.13, No.50 pp.27-34 2006

### (3) 鋼構造論文集つづき

著者	論文題目	概要	巻号・頁・年
館石和雄 陳 涛 判治 剛	溶接継手の低サイクル疲労強度評価のための新しい局部ひずみ推定手法	T継手を模擬した2次元FEM解析により、ランダムな荷重パターンを与えた場合の繰り返し荷重解析を実施。溶接脚長、ひずみ硬化の勾配、降伏応力、荷重パターン、溶接止端半径の違いによる影響を調べている。その結果、溶接止端半径が、もっとも疲労寿命に与える影響が大きいことを示している。また、同じくT継手供試体による繰り返し荷重試験が実施され、鋼素材、溶接金属、熱影響部の部位で推定される疲労寿命曲線と実験で観察されたき裂のプロットが比較的良好一致を見た。	Vol.13, No.52 pp.73-81 2006
判治 剛 館石和雄	鋼製橋脚基部を対象とした低サイクル疲労強度曲線の提案	無補剛厚肉箱型断面を有する鋼製橋脚を対象として、三角リブの有り無しのパターンで公称ひずみ基準の低サイクル疲労曲線を提案している。また、過去の実験による結果との検証もなされている（橋脚を梁要素でモデル化して得られる公称ひずみ範囲と、溶接止端部の形状を再現した詳細な解析結果による局部ひずみ範囲の関連付けを行っている）。	Vol.16, No.64 pp.21-30 2009
田村 洋 佐々木栄一 金 成東 山田 均 勝地 弘	地震時に曲げを受ける溶接部の延性き裂発生に与える溶接部形状の影響と止端仕上げによる抑制効果	強震時に発生する恐れのある溶接止端部の延性き裂発生に及ぼす溶接形状の影響について、十字継手供試体による繰り返し荷重実験とFEM解析により検討を行っている。止端仕上げが延性き裂発生限界に対し、大きな影響を持つことを示している。止端半径は、止端に発生する応力三軸度とひずみに影響を与えるパラメータであることを示している。	Vol.17, No.68 pp.55-68 2010
鈴木俊光 葛 漢彬 岩田勝成 速水 景	溶接ビード仕上げ性状が鋼厚肉部材の延性き裂発生に及ぼす影響に関する実験的研究	鋼製橋脚隅角部の十字継手において、溶接まま、止端仕上げ、R仕上げをそれぞれ施した供試体を作成、繰り返し荷重実験により、極低サイクル疲労の発生性状ならびにき裂進展性状の検証を行ったもの。	Vol.18, No.71 pp.43-53 2011
張 超鋒 袁 輝輝 青木徹彦	極軟鋼せん断パネルダンパーの静的および動的低サイクル疲労性能	LYP100の極低降伏点鋼を用いたせん断パネルの低サイクル疲労特性について、Manson-Coffin型の関係が得られ、静的荷重、動的荷重（周波数0.5Hz,1Hz）における相関式を示している。せん断ひずみ速度と疲労サイクル数の関係から、荷重ひずみ振幅が20%以下では疲労サイクル数は、せん断ひずみ速度の影響を強く受け、50%より大きい場合にはその影響がほとんどない。	Vol.19, No.73 pp.21-32 2012

(3) 鋼構造論文集つづき

著者	論文題目	概要	巻号・頁・年
田村 洋 佐々木栄一 山田 均 勝地 弘	溶接部の止端形状が地震時脆性破壊の発生限界状態に及ぼす影響	<p>地震時の脆性破壊においては、先行き裂の深さが 1mm 以下の極浅い段階においても脆性破壊への移行が懸念される。これは、溶接止端部の破壊靱性が地震の繰り返し作用による変形に伴い、破壊靱性が低下しているためである（止端形状に依存した多軸応力場が形成され、最大主応力の高揚を引き起こしていた）。よって、止端形状が地震時脆性破壊の影響に及ぼす影響を解析、および実験の両側面から調査している。本研究では特に、浅い先行き裂を起点とする地震時脆性破壊において、溶接部の止端形状が先行き裂先端の限界付加状態に与える影響に着目している。解析では、応力三軸度、最大主応力はき裂先端近傍に顕れるピーク値を概ね捕らえられることを示している。実験では深さ 1mm 程度の先行き裂まで、脆性破壊移行時の最大主応力、応力三軸度の分布に供試体の切り欠き形状の影響が見られ、切り欠き半径が大きいほど、脆性破壊移行時におけるき裂先端近傍のピーク最大主応力と応力三軸度は低い値を示す。一方、ワイブル応力については、脆性破壊発生条件の評価パラメータとしては再検討する必要があることを示している。</p>	Vol.20, No.77 pp.1-14 2013
岩下 勉 小林良平 東 康二	異なる深さの疲労き裂あるいは機械切欠きを有する 3 点曲げ試験片の脆性破壊に関する研究	<p>本研究では、3 点曲げ試験片における切欠き深さに起因する塑性拘束の違い、加えて、疲労き裂・機械切欠きに起因する塑性拘束の違いを考察し、ワイブル応力を用いて脆性破壊の発生評価を行っている。その結果、き裂/切欠き先端周辺では、同じ J 積分値で比較した場合、機械切欠きの方が、疲労き裂よりも応力三軸度は小さくなり、最大主応力も小さくなる。また、破壊靱性は、塑性拘束の差異による影響を受け、塑性拘束が異なる試験片の脆性破壊を適切に評価できないが、限界ワイブル応力は、脆性破壊の発生を評価する上で、切欠き深さ、および、疲労き裂・機械切欠きによる塑性拘束の違いを、統一的に評価することができるとしている。</p>	Vol.21, No.82 pp.51-62 2014

## 参考文献

- 4.1) 坂野昌弘, 三上市藏, 村上弘, 三住泰久: 鋼製橋脚基部の超低サイクル疲労破壊挙動, 鋼構造論文集, Vol.2, No.8, pp.73-82, 1995.
- 4.2) 坂野昌弘, 岸上信彦, 小野剛史, 三上市藏: 鋼製ラーメン橋脚柱梁接合部の超低サイクル疲労破壊挙動, 鋼構造論文集, Vol.4, No.16, pp.17-26, 1997.
- 4.3) 坂野昌弘, 三上市藏, 鷹羽新二: 鋼製橋脚隅角部の低サイクル疲労挙動, 土木学会論文集, No.563/I-39, pp.49-60, 1997.
- 4.4) 岡下勝彦, 大南亮一, 道場康二, 山本晃久, 富松実, 丹治康行, 三木千壽: 兵庫県南部地震による神戸港港湾幹線道路 P75 橋脚隅角部におけるき裂損傷の原因調査・検討, 土木学会論文集, No.591/I-43, pp.243-261, 1998.
- 4.5) 坂野昌弘, 岸上信彦, 小野剛史, 森川友記, 三上市藏: 三角リブ付き鋼製橋脚基部の超低サイクル疲労挙動, 構造工学論文集, Vol.44A, pp.1281-1288, 1998.
- 4.6) 三木千壽, 四十沢利康, 穴見健吾: 鋼製橋脚ラーメン隅角部の地震時脆性破壊, 土木学会論文集, No.591/I-43, pp.273-281, 1998.
- 4.7) 建設省土木研究所: 道路橋橋脚の地震時限界状態設計法に関する共同研究報告書(総括編), 共同研究報告書第 219 号, 1999.
- 4.8) 三木千壽, 休場裕子, 沖中知雄: 阪神大震災により円形断面鋼製橋脚に生じた脆性破壊の材料特性からの検討, 土木学会論文集, No.612/I-46, pp.45-53, 1999.
- 4.9) 三木千壽, 佐々木栄一, 休場裕子, 竹之井勇: 引張および圧縮の塑性歪み履歴による鋼材の破壊靱性劣化, 土木学会論文集, No.640/I-50, pp.165-175, 2000.
- 4.10) 日本溶接協会: 溶接構造用金属材料及び溶接金属のひずみ制御方法による低サイクル疲労試験法(WES-1101), 1979.
- 4.11) Manson, S. S.: Behavior of materials under conditions of thermal stress, NACA technical note, 2933, 1953.
- 4.12) Coffin, L. F. Jr.: A study of the effects of cyclic thermal stresses on a ductile metal, Transactions of the ASME, Vol.76, pp.931-950, 1954.
- 4.13) Manson, S. S.: Fatigue: a complex subject - some simple approximations, Experimental Mechanics, pp.193-226, 1965.
- 4.14) 堀田知道, 村木潤次郎, 石黒隆義, 石井伸幸, 関口進: 鋼材の歪制御低サイクル疲労強度推定に関する研究(第1報), 日本造船学会論文集, Vol.124, pp.341-353, 1968.
- 4.15) 堀田知道, 石黒隆義, 石井伸幸, 関口進: 鋼材の歪制御低サイクル疲労強度推定に関する研究(第2報), 日本造船学会論文集, Vol.126, pp.357-365, 1969.
- 4.16) 堀田知道, 石黒隆義, 石井伸幸, 宮健三, 関口進: 鋼材の歪制御低サイクル疲労強度推定に関する研究(第3報), 日本造船学会論文集, Vol.128, pp.317-330, 1970.
- 4.17) 飯田国広: HT60 鋼の歪制御低サイクル疲労における亀裂発生寿命と破面のマイクロフラクトグラフィ, 日本造船学会論文集, Vol.128, pp.331-342, 1970.
- 4.18) Iida, K. and Fujii, E.: Low cycle fatigue strength of steels and welds in relation to static tensile properties, 4th International Conference on Fracture, Vol.2, pp.19-24, 1977.
- 4.19) 大路清嗣, 小倉敬三, 水谷雄吉: 低炭素鋼の破断延性および低繰返し数疲労に及ぼす予ひずみの影響, 材料, Vol.20, No.211, pp.22-28, 1971.
- 4.20) 花井正実, 黒羽啓明, 吉村浩二, 藤田文雄: 鋼素材の低サイクル疲労挙動に関する実験的研究, 日

- 本建築学会論文報告集, Vol.184, pp.29-37, 1971.
- 4.21) 中川隆夫, 徳納久睦, 空野信吉: 低繰返し数疲れに及ぼす平均ひずみの影響, 日本機械学会論文集 (第1部), Vol.41, No.349, pp.2511-2517, 1975.
- 4.22) 西村俊夫, 三木千寿: 構造用鋼材のひずみ制御低サイクル疲れ特性, 土木学会論文報告集, No.279, pp.29-44, 1978.
- 4.23) 幡中憲治, 藤満達朗: 金属材料の低サイクル疲労強度と繰返し変形特性に関する二, 三の考察, 日本機械学会論文集 (A編), Vol.50, No.451, pp.291-300, 1984.
- 4.24) 幡中憲治, 藤満達朗: 軸および直径方向ひずみ制御下の低サイクル疲労とそれに関する二, 三の考察, 日本機械学会論文集 (A編), Vol.52, No.484, pp.2566-2573, 1986.
- 4.25) 中込忠男, 李建: 繰返し力を受ける SM490 鋼の疲労性に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, No.469, pp.127-136, 1995.
- 4.26) Martin, D. E.: An energy criterion for low-cycle fatigue, Transactions of the ASME, Journal of Basic Engineering, Vol.83, pp.565-571, 1961.
- 4.27) 飯田国広, 井上肇, 小林佑規: 歪制御低サイクル疲労における累積被害 (第2報) - 2段2重々複繰返し法による累積被害に及ぼす第1段歪振幅の影響 -, 日本造船学会論文集, Vol.123, pp.287-296, 1968.
- 4.28) 飯田國廣, 小沢継太郎, 永井英晴, 洪性祚: 歪制御低サイクル疲労におけるヒステリシスループの解析と寿命推定, 日本造船学会論文集, Vol.150, pp.471-481, 1981.
- 4.29) 飯田國廣, 王明娥, 永井英晴, 洪性祚: 歪制御低サイクル疲労におけるヒステリシスループの解析と寿命推定 (続報) - とくに高温における挙動について -, 日本造船学会論文集, Vol.154, pp.407-415, 1983.
- 4.30) 二瓶正俊, 今野武志, 飯田國廣: ヒステリシスエネルギー論による曲げ疲労強度の予測, 日本造船学会論文集, Vol.156, pp.458-468, 1984.
- 4.31) Ohji, K., Miller, W. R. and Martin, J.: Cumulative damage and effect of mean strain in low-cycle fatigue of a 2024-T351 aluminum alloy, Transactions of the ASME, Journal of Basic Engineering, Vol.88, pp.801-810, 1966.
- 4.32) 飯田国広, 井上肇, 小林佑規, 宮本武: 歪制御低サイクル疲労における平均歪の影響, 日本造船学会論文集, Vol.127, pp.215-225, 1970.
- 4.33) 飯田国広, 鈴木英之, 永井英晴: 引張および圧縮予歪が極低サイクル疲労寿命に及ぼす影響, 日本造船学会論文集, Vol.156, pp.485-492, 1984.
- 4.34) 大路清嗣: 多軸応力下の低繰返し数疲労, 材料, Vol.13, No.163, pp.213-227, 1967.
- 4.35) 大南正瑛, 坂根政男, 浜田直巳: クリープ温度域における二軸応力下の低サイクル疲労, 材料, Vol.35, No.390, pp.230-240, 1986.
- 4.36) Miner, M. A.: Cumulative damage in fatigue, Transactions of the ASME, Journal of Applied Mechanics, Vol.67, pp.A159-A164, 1945.
- 4.37) Gross, J. H. and Stout, R. D.: Plastic fatigue properties of high-strength pressure-vessel steels, The Welding Journal, Vol.34, pp.161s-166s, 1955.
- 4.38) Topper, T. H., Sandor, B. I. and JoDean, Morrow: Cumulative fatigue damage under cyclic strain control, Journal of Materials, Vol.4, pp.189-199, 1969.
- 4.39) 大路清嗣: 低繰返し数疲れにおける累積損傷の仮説の検討, 日本機械学会誌, Vol.70, No.576,

- pp.36-47, 1967.
- 4.40) 菊川真, 大路清嗣, 鎌田敬雄, 城野政弘: 変動ひずみ条件下の低繰返し数疲れ, 日本機械学会誌, Vol.70, No.585, pp.1495-1509, 1967.
- 4.41) 菊川真, 大路清嗣, 城野政弘, 溝口孝遠: 引張圧縮定常ランダム荷重による疲れについて (第1報, 通常の繰返し速度 [40c/s] における炭素鋼平滑試験片の場合), 日本機械学会論文集 (第1部), Vol.35, No.278, pp.2020-2031, 1969.
- 4.42) 菊川真, 城野政弘, 鎌田敬雄, 宋智浩, 氷室晴雄: 変動ひずみ条件下の低繰返し数疲労 (平均塑性ひずみ, 応力因子の影響), 日本機械学会論文集 (第1部), Vol.42, No.358, pp.1625-1632, 1976.
- 4.43) 飯田国広, 井上肇, 小林佑規: 歪制御低サイクル疲労における累積損傷 (第1報) -60 キロハイテンの2段2重重複繰返し法による累積被害に及ぼす繰返し数比の影響-, 造船協会論文集, No.121, pp.249-261, 1967.
- 4.44) 嶋田勝紀, 小茂鳥潤, 清水真佐男: 極低サイクル疲労における Manson-Coffin 則の適用性と累積損傷, 日本機械学会論文集 (A編), Vol.53, No.491, pp.1178-1185, 1987.
- 4.45) 小茂鳥潤, 清水真佐男: 極低サイクル疲労における破壊モード遷移とマイナー則の関係, 日本機械学会論文集 (A編), Vol.54, No.505, pp.1731-1734, 1988.
- 4.46) Du, M. L., Li, G. C., Zhang, Y. Z. and Fang, W. D.: Fracture behaviour of axisymmetric bars under high triaxial stress and large strain cyclic loading, *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol.15, No.10, pp.1009-1024, 1992.
- 4.47) Kuroda, M.: Extremely low cycle fatigue life prediction based on a new cumulative fatigue damage model, *International Journal of Fatigue*, Vol.24, pp.699-703, 2001.
- 4.48) Tor, S. S., Ruzek, J. M. and Stout, R. D.: Repeated load tests on welded and prestrained steels, *The Welding Journal*, Vol.31, pp.238s-246s, 1952.
- 4.49) Gross, J. H., Tsang, S. and Stout, R. D.: Factors affecting resistance of pressure vessel steels to repeated overloading, *The Welding Journal*, Vol.32, pp.23s-30s, 1953.
- 4.50) Gross, J. H., Gucer, D. E. and Stout, R. D.: The plastic fatigue strength of pressure vessel steels, *The Welding Journal*, Vol.33, pp.31s-39s, 1954.
- 4.51) Bowman, C. E. and Dolan, T. J.: Biaxial fatigue properties of pressure vessel steels, *The Welding Journal*, Vol.32, pp.529s-537s, 1953.
- 4.52) Bowman, C. E. and Dolan, T. J.: Studies of the biaxial fatigue properties of pressure vessel steels, *The Welding Journal*, Vol.34, pp.51s-59s, 1955.
- 4.53) Bowman, C. E. and Dolan, T. J.: Resistance of low-alloy steel plates to biaxial fatigue, *The Welding Journal*, Vol.35, pp.102s-109s, 1956.
- 4.54) 飯田國廣: 溶接継手の疲れ強さと設計, 金属材料, Vol.8, No.3, pp.11-17, 1968.
- 4.55) 仲威雄, 加藤勉, 青木博文: 溶接材の低サイクル曲げ疲労実験, 溶接学会誌, Vol.37, No.12, pp.39-46, 1968.
- 4.56) 飯田國廣, 高允宝, 永井英晴: 9%Ni 鋼母材および溶接金属の低サイクル両振り曲げ疲労強度線図, 日本造船学会論文集, Vol.138, pp.403-409, 1975.
- 4.57) 金多潔, 甲津功夫: 鋼構造溶接接合部の低サイクル疲労強度に関する実験的研究—その1 各種鋼材とその溶接接合部の疲労強度—, 日本建築学会論文報告集, Vol.313, pp.30-38, 1982.
- 4.58) 飯田國廣, 蓑田和之, 高允宝: アルミニウム合金 5083-O 溶接継手の低サイクル疲労強度に関する

- 一研究, 日本造船学会論文集, Vol.144, pp.371-380, 1978.
- 4.59) 飯田國廣, 蓑田和之, 入澤敏夫, 高允宝: アルミニウム合金 5083-O 溶接継手の低サイクル疲労強度に関する一研究 (第2報:  $-196^{\circ}\text{C}$ における疲労強度), 日本造船学会論文集, Vol.149, pp.241-249, 1981.
- 4.60) 藤本盛久, 泉満: 欠陥を有する溶接部の変形能力に関する研究-T 継手突合わせ溶接部の低サイクル塑性疲労実験 その1-, 日本建築学会構造系論文集, Vol.288, pp.61-71, 1980.
- 4.61) 藤本盛久, 泉満: 欠陥を有する溶接部の変形能力に関する研究-T 継手突合わせ溶接部の低サイクル塑性疲労実験 その2-, 日本建築学会構造系論文集, Vol.303, pp.21-30, 1981.
- 4.62) 金多潔, 甲津功夫: 鋼構造溶接接合部の低サイクル疲労強度に関する実験的研究-その2 理想化された柱はり溶接接合部の疲労強度-, 日本建築学会論文報告集, Vol.317, pp.15-22, 1982.
- 4.63) 金多潔, 甲津功夫: 鋼構造はり端部のひずみ履歴と疲労強度に関する実験的研究-その1 定変位制御実験-, 日本建築学会論文報告集, Vol.325, pp.17-24, 1983.
- 4.64) 見村博明, 田部井哲郎: 鋼構造柱-はり溶接接合部の低サイクル疲労に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, Vol.521, pp.111-118, 1999.
- 4.65) 佐々木栄一, 荒川泰二, 三木千壽, 市川篤司: リブ溶接止端部に発生する低サイクル疲労き裂とそれを起点とする脆性破壊の発生可能性, 構造工学論文集, Vol.48A, pp.1107-1112, 2002.
- 4.66) 陵城成樹, 足立幸郎, 猪瀬幸太郎, 杉浦邦征, 渡邊英一: 鋼製橋脚基部の地震時低サイクル疲労挙動に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.48A, pp.649-655, 2002.
- 4.67) 安藤良夫, 飯田国広, 征矢勇夫: 低サイクル疲労亀裂の発生, 伝播と歪の繰り返し挙動-切欠付平板試験片と小型丸棒試験片の相関について-, 日本造船学会論文集, Vol.128, pp.343-357, 1970.
- 4.68) 西谷弘信, 鹿毛正治: 切欠き材の低サイクル疲れにおけるひずみ集中 (引張り圧縮およびねじり), 日本機械学会論文集, Vol.41, No.344, pp.1044-1051, 1975.
- 4.69) Neuber, H.: Theory of stress concentration for shear-strained prismatical bodies with arbitrary nonlinear stress-strain law, Transactions of the ASME, Ser. E, Vol.28, pp.544-550, 1961.
- 4.70) Stowell, E. Z.: Stress and strain concentration at a circular hole in an infinite plate, NACA technical note, 2073, 1950.
- 4.71) Hardrath, H. F. and Ohman, L.: A study of elastic and plastic stress concentration factors due to notches and fillets in flat plate, NACA technical note, 2566, 1951.
- 4.72) 飯田國廣, 浅野皓三, 豊福正継, 石川邦照: 海洋構造物鋼管継手疲労設計法の一試案, 日本造船学会論文集, Vol.148, pp.274-283, 1980.
- 4.73) 鶴戸口英善, 野末康博: 低サイクル疲れにおける切欠き効果について (第2報, 有限要素法の応用による切欠き効果の考察), 日本機械学会論文集, Vol.41, No.344, pp.1052-1061, 1975.
- 4.74) 吉田宏一郎, 乾泰司, 高沢誠, 飯田國廣: T型パイプ継手の歪詳細解析と疲労亀裂発生寿命予測, 日本造船学会論文集, Vol.144, pp.362-370, 1978.
- 4.75) Miki, C., Nishimura, T., Tanabe, H. and Nishikawa, K.: Study on estimation of fatigue strengths of notched steel member, Proceedings of JSCE, No.316, pp.153-166, 1981.
- 4.76) 征矢勇夫, 高島弘教, 横田彦二郎: 繰返し荷重下での応力集中部の歪範囲推定式と疲労寿命推定法の検討, 日本造船学会論文集, Vol.155, pp.324-333, 1984.
- 4.77) 征矢勇夫, 高島弘教, 横田彦二郎: 繰返し荷重下での応力集中部の歪範囲推定式と疲労寿命推定法の検討 (第2報), 日本造船学会論文集, Vol.158, pp.526-533, 1985.

- 4.78) 町田進, 的場正明, 吉成仁志, 西村隆一: ホットスポット応力基準による疲労強度評価 (第2報) —ピーク歪による評価—, 日本造船学会論文集, Vol.170, pp.705-721, 1991.
- 4.79) 桑村仁: 繰返し塑性ひずみを受ける構造用鋼材の疲労—延性破壊遷移, 日本建築学会構造系論文集, Vol.461, pp.123-131, 1994.
- 4.80) 桑村仁, 山本恵市: 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集, Vol.477, pp.129-135, 1995.
- 4.81) 桑村仁, 稲葉雄一郎: 鉄骨接合部の平面ひずみ状態における応力三軸度とひずみ集中率 (鉄骨接合部の応力・ひずみ状態—その1), 日本建築学会構造系論文集, Vol.518, pp.87-94, 1999.
- 4.82) 稲葉雄一郎, 桑村仁: 切欠き付き鋼板の応力—ひずみ解析における有限要素法の適用性と延性亀裂発生条件 (鉄骨接合部の応力・ひずみ状態—その2), 日本建築学会構造系論文集, Vol.534, pp.137-144, 2000.
- 4.83) 村上澄男: 損傷力学—材料の損傷と破壊への連続体力学的アプローチ, 材料, Vol.31, No.340, pp.1-13, 1982.
- 4.84) Lemaitre, J.: A Course on Damage Mechanics, 2nd ed., Springer, 1996.
- 4.85) 村上澄男: 連続体損傷力学, 損傷・破壊解析の連続体力学的方法, 2008.
- 4.86) 都井裕, 山崎伸也: 連続体損傷力学モデルによる予損傷鋼材の数値材料試験, 日本機械学会論文集 (A編), Vol.67, No.655, pp.511-518, 2001.
- 4.87) 都井裕, 広瀬智史: 損傷力学モデルによる金属材料の力学特性の同定と予測, 日本機械学会論文集 (A編), Vol.69, No.679, pp.530-537, 2003.
- 4.88) 都井裕, 広瀬智史, 岩淵研吾: 損傷力学に基づく数値材料試験法の疲労寿命予測への適用, 日本機械学会論文集 (A編), Vol.70, No.693, pp.671-677, 2004.
- 4.89) Dufailly, J. and Lemaitre, J.: Modeling very low cycle fatigue, International Journal of Damage Mechanics, Vol.4, pp.153-170, 1995.
- 4.90) Rice, J. R.: A path independent integral and the approximate analysis of strain concentration by notches and cracks, Transactions of the ASME, Journal of Applied Mechanics, Vol.35, pp.379-386, 1968.
- 4.91) Rice, J. R., Paris, P. C. and Merkle, J. G.: Some further results of J-integral analysis and estimates, ASTM special technical publication, 536, pp.231-245, 1973.
- 4.92) Dowling, N. E. and Begley, J. A.: Fatigue crack growth during gross plasticity and the J-integral, ASTM special technical publication, 590, pp.82-103, 1976.
- 4.93) Dowling, N. E.: Geometry effects and the J-integral approach to elastic-plastic fatigue crack growth, ASTM special technical publication, 601, pp.19-32, 1976.
- 4.94) Dowling, N. E.: Crack growth during low-cycle fatigue of smooth axial specimens, ASTM special technical publication, 637, pp.97-121, 1977.
- 4.95) 紀博徳, 山内英和, 中野庄喜, 中島慶一: 引張圧縮ひずみ制御下の低サイクル疲労き裂成長挙動, 日本造船学会論文集, Vol.150, pp.462-470, 1981.
- 4.96) 星出敏彦, 田中啓介, 酒井範夫, 仲田摩智, 森田俊郎: 数種の金属材料における疲労き裂伝ば速度とJ積分およびき裂開口変位との関係, 材料, Vol.33, No.367, pp.461-467, 1984.
- 4.97) 田沼良一, 小林英男: 鋼強度鋼材の極低サイクル疲労き裂進展特性に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, No.553, pp.105-112, 2002.

## 5. 土木鋼構造物を対象とした研究事例

4 章にて土木分野における研究事例を概説したが、本章では、溶接欠陥を有する鋼製橋脚隅角部の地震時破壊挙動、鋼製橋脚隅角部の脆性破壊評価、鋼製橋脚基部に対する低サイクル疲労照査法、および座屈拘束ブレースに対する低サイクル疲労照査法を取り上げて、その詳細を述べる。

### 5. 1. 溶接欠陥を有する鋼製橋脚隅角部の低サイクル疲労評価

#### (1) 研究の背景

橋梁をはじめとする、多くの土木鋼構造物の設計においては、死荷重、活荷重はもちろんのこと、自然外力として、地震荷重、風荷重などを考慮して設計が行われる。日本のように地震が多発する地域での構造物の設計では、耐震設計が極めて需要となる。

耐震設計に用いる地震荷重の与え方としては、1) 地震加速度を想定した設計水平震度に死荷重を乗じて算出した静的な設計外力として作用させる方法、2) 想定する地震動の加速度時刻歴を入力し、構造物の動的応答による発生断面力や変位に対して設計、照査を行う方法、の2つに分類される。一般的な土木鋼構造物における耐震設計では、主に応力、ひずみ、最大応答変位、残留変位等について照査がなされるが、地震発生後に構造物に求められる耐震性能（道路橋示方書では耐震性能1~3として規定）を満足することを確認することが目的である。

土木鋼構造物の耐震設計が大きく進歩するきっかけとなった1995年1月に発生した兵庫県南部地震では、多くの建築鋼構造物をはじめ、鋼製橋脚においても過去に経験したことのない甚大な被害を受けた。その中で神戸ハーバーハイウェイ P75 橋脚の隅角部においては、鋼橋において初めて脆性的な破壊モードが確認された<sup>51)</sup>。それ以降、鋼構造物に対する地震時挙動、破壊性状に関する研究が多く行われてきたが、土木鋼構造物の分野ではこのような地震時における脆性破壊問題を取り扱われることは少なく、また設計法においてもこのような破壊モードは想定されていないのが現状である。

一方、鋼橋の耐震・制震設計ガイドラインにおいては、レベル2地震動に対する鋼製橋脚の構造安定性の照査項目として、変形性能および低サイクル疲労が挙げられている。前者に対してはこれまでに多くの研究が行われ、その照査法の提案がされているが、後者は、き裂発生を起点とした一連の破壊機構に相当するものを想定しているのみで、具体的な照査方法は示されていない。近年では、土木・建築の分野においても鋼製橋脚やH型梁一柱接合部の延性破壊実験、脆性破壊実験が多く行われるようになってきたものの、構造物の設計に応用できるような実用的照査法に関する研究は非常に少ないのが現状である。

神戸ハーバーハイウェイ P75 脚に見られたような、土木鋼構造物の地震時脆性破壊の機構については、地震動による比較的ひずみ振幅が大きな繰返し挙動により、低サイクル疲労き裂が発生し、その状態で過大なひずみ振幅が作用することに脆性的な破壊もしくは更なるき裂進展に繋がったものと想定される。このような破壊挙動について、建築分野では鋼材の延性き裂に関する基礎的研究が比較的多く行われており、これらの研究を踏まえ、葛ら<sup>52)</sup>により鋼製橋脚等の比較的厚肉な断面を持つ矩形鋼製構造物を対象とした延性き裂発生に関する実験的および解析的研究が行われてきている。

#### (2) 溶接欠陥を有する鋼製橋脚隅角部の概要と高サイクル疲労による損傷

鋼製橋脚は、主に架設上の制約が多く、線形が複雑な都市高速道路や死荷重の低減が必要な軟弱地盤に多く適用される。鋼製橋脚は一般的に橋脚の柱（鋼柱）と横梁で構成され、特に梁と柱の交差部は隅

角部と呼ばれ非常に高い応力が発生する。さらに、柱と梁のフランジ、ウェブの交差部は三線交差部と呼ばれ、最も高い応力が発生する位置となる。また、梁一柱のフランジの交差部継手は十字継手となっている。これらの部位は、先述の通り非常に高い応力の発生部位であることから、製作では完全溶込み溶接（F.P.）が要求され、厳格な管理により製作される。

しかしながら、比較的古い鋼製橋脚の三線交差部、十字継手の中には製作不良に伴う溶接未溶着を有するものが多く存在することが報告されている<sup>5.3)</sup>。完全溶込み溶接が要求される溶接継手は、一般的にV型もしくはX型の開先を板の先端に設け、片側から半自動溶接等により溶接された後、反対側からアーケアガウジングにより裏はつりを行った上で、ガウジングを行った側から再度溶接を行い、完全溶込み溶接を行う。

溶接後は超音波探傷試験（UT）により、溶接内部の欠陥が許容寸法以下であることを確認し、内部に欠陥が確認された場合には再度ガウジングにより欠陥をはつり飛ばして、溶接を行う。しかし、この裏はつり作業を適切に行わないと、溶接のルート部に未溶着が残存することとなる。

図-5.1に鋼製橋脚隅角部に確認された溶接未溶着部の状況を示す。写真のマクロ写真を見ると分かるように、本来、完全溶込み溶接が要求される部位について溶接未溶着が確認できる。これは、溶接時の裏はつり作業を適切に行っていないために生じた溶接欠陥である。また、同写真をみると分かるように、未溶着部から活荷重によるものと思われる疲労き裂が生じていることが分かる。隅角部には通常、高いレベルの応力が発生するが、溶接未溶着の先端部のように形状的にも不連続で剛性が急変する箇所については応力集中が生じるために、このような疲労き裂が発生したものと考えられる。

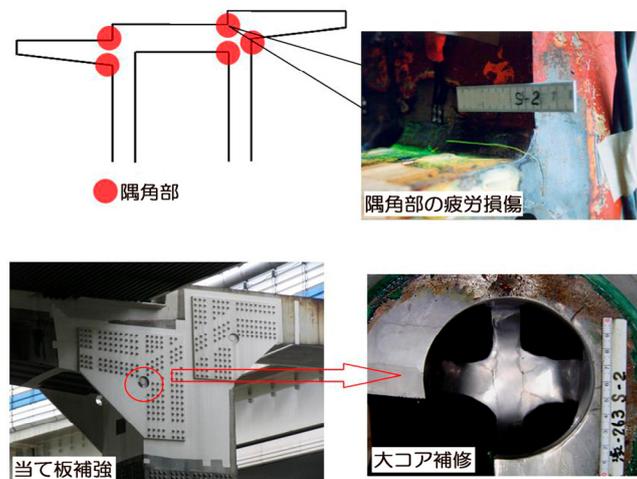


図-5.1 鋼製橋脚隅角部の溶接未溶着<sup>5.4)</sup>

### (3) 未溶着部を有する溶接継手の破壊挙動

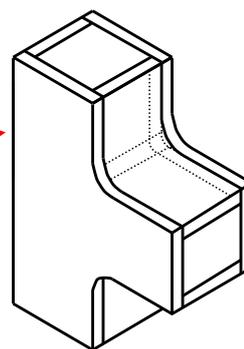
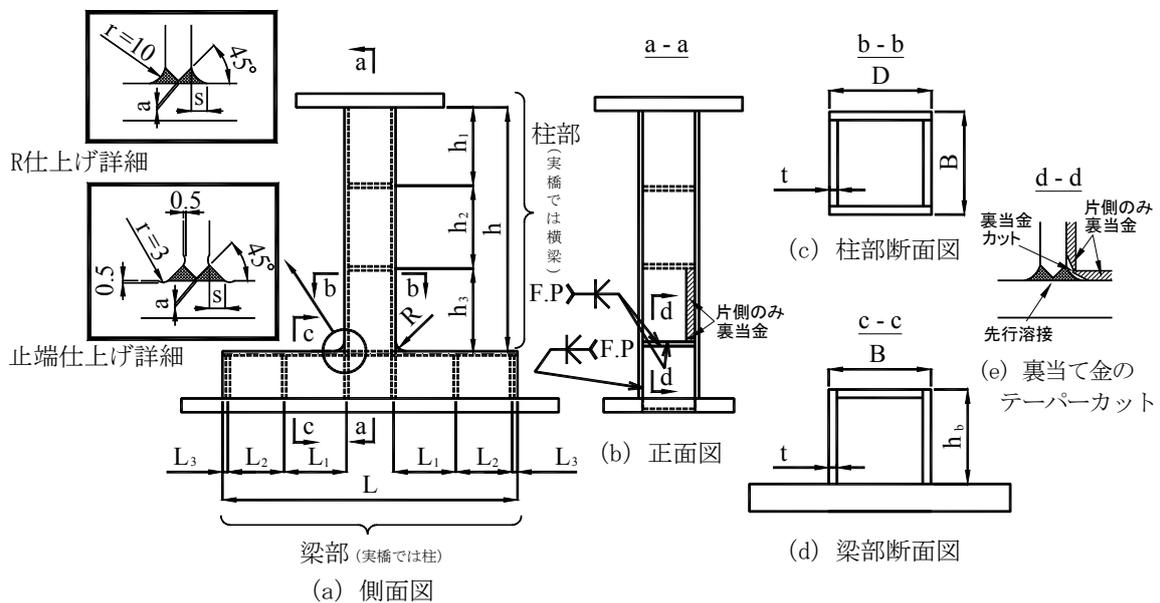
溶接構造物では溶接構造や溶け込み深さは様々であり、また部位によっては溶接ビードの仕上げを行うケースもあり、一概に溶接部といってもその形状は多岐にわたる。溶接ビードの形状や溶接脚長、未溶着部の大きさ等により応力集中の程度も変わるため、これらの要素が溶接構造物の疲労耐久性に与える影響は無視できない。

また上記のように、溶接構造物の施工時における溶接不具合（欠陥）の内在問題が報告されているが、これらの構造物が地震などの過大な外力を受けた場合にどのような破壊モードを呈するのかについて

は、十分なデータの蓄積がなされていないのが現状である。過去には、鋼製橋脚基部、隅角部を対象とした低サイクル疲労試験<sup>5.5)5.7)</sup>や、鋼製橋脚の脆性破壊に関する研究<sup>5.8)</sup>が行われているが、応力集中部における溶接部の健全性が低サイクル疲労挙動に及ぼす影響については十分な検討がなされていない。

#### (4) 溶接欠陥を有する鋼製橋脚隅角部の低サイクル疲労

本研究では、鋼製橋脚における梁-柱接合部を模擬した縮小モデルに対して、繰返し漸増振幅を与えることにより荷重を行い、梁-柱接合部における極低サイクル疲労によるき裂発生性状を確認すると共に、有限要素解析により実験を再現し、解析的に得られるひずみからき裂発生の評価を行ったものである。図-5.2に実験供試体を、図-5.3に荷重装置の概要を示す。なお、この実験における梁-柱接合部の十字溶接継手部には、未溶着部が導入されている。



(f) 鋼製橋脚隅角部

(g) 梁-柱接合部

図-5.2 実験供試体概要

また、この繰返し荷重実験を再現するために、ソリッド要素を用いて3次元弾塑性有限変位FEM解析によりき裂発生の評価を行っている。解析モデルの概要を図-5.4に示す。柱部基部からB以上の部位に

については梁要素を用いてモデル化し、梁要素下端と柱部のソリッド要素上端を剛体結合としている。なお、解析モデルの対称性を考慮し、フランジ中心から半分をモデル化し、またソリッド要素において梁部は各ダイヤフラム1つ分までをモデル化している。境界条件については梁部下端を完全固定とし、柱中心の断面が $z$ 軸対称となるように設定し、材料構成則には、バイリニア型 $\sigma-\varepsilon$ 関係に移動硬化則を適用している。

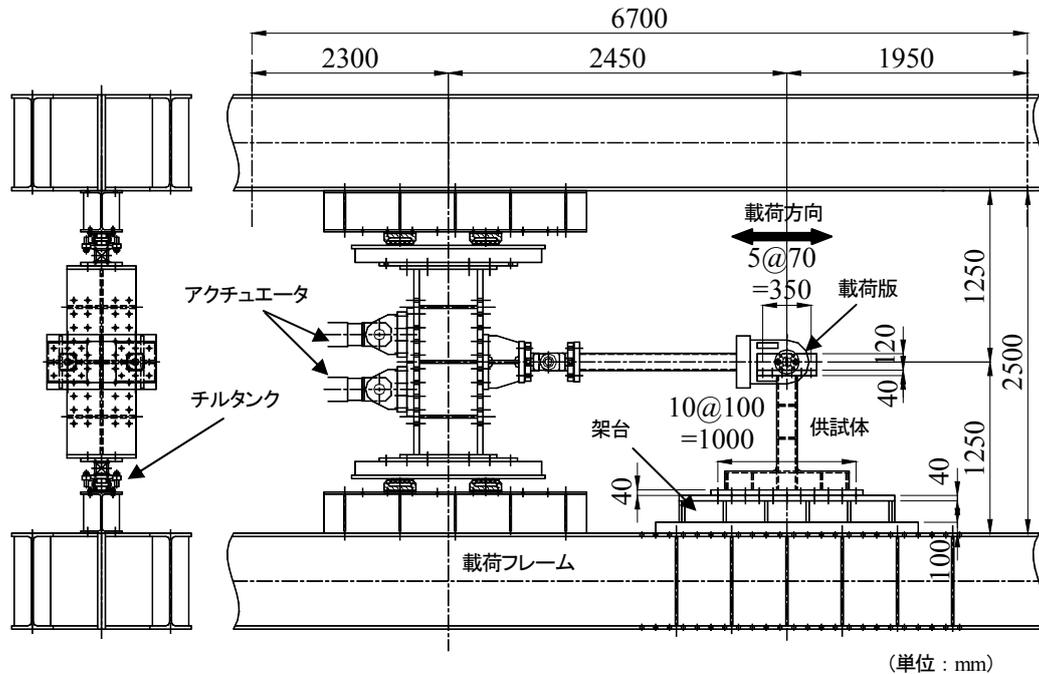


図-5.3 载荷装置概要

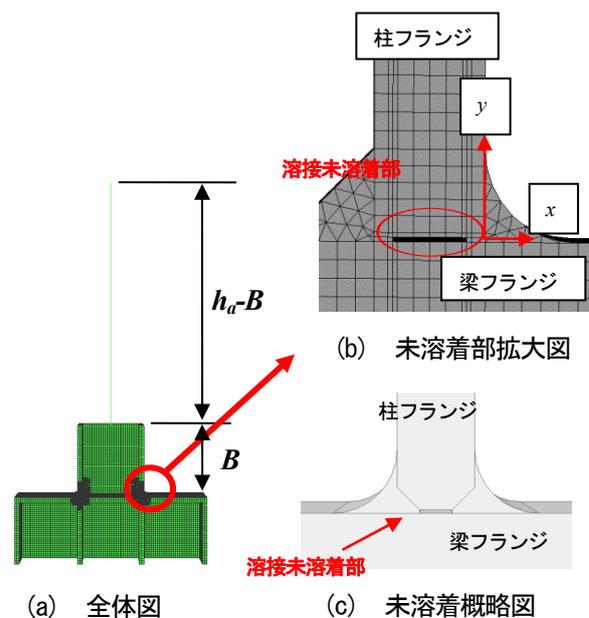


図-5.4 解析モデル概要

解析上、最もひずみが卓越した要素を抽出して塑性ひずみ範囲  $\varepsilon_{pr}$  を算出し、損傷度評価を行った。本研究ではレンジ法により塑性ひずみ範囲を求めた。また、損傷度評価には式(5.1)を用いている。これは、Manson-Coffin 則における塑性ひずみ範囲と繰返し回数との関係を Miner 則の繰返し累積損傷の考え方にあてはめたもの<sup>59)</sup>であり、損傷度  $D$  の合計が 1.0 になった時に破壊すると考えるものである。

$$D = C \sum (\varepsilon_{pr})^m \quad (5.1)$$

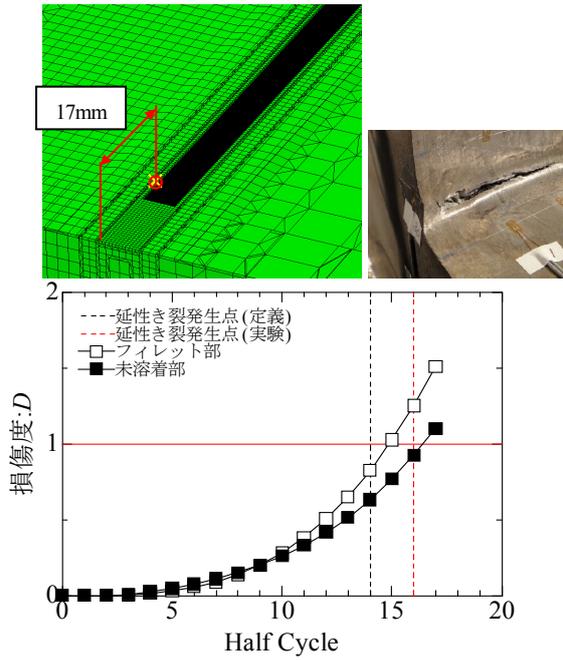
ここで、 $C$ 、 $m$  は材料定数であり、西村ら<sup>5,10)</sup>によって各種構造用鋼材に対して行われた低サイクル疲労試験により得られた材料定数から求めたものである。SS400 に対しては、 $m = 1.82$ 、 $C = 8.23$ 、SM490 に対しては、 $m = 1.86$ 、 $C = 9.69$  である。

評価結果を図-5.5 に示す。図中の解析モデルの拡大図において、解析によりき裂発生点と考えられた位置を赤枠で、実験でのき裂発生点を黄線の×印で示している。また、同図中のグラフは損傷度履歴を示し、黒破線は定義上でのき裂発生点の、赤破線は本実験で目視による観察から得られたき裂発生点の履歴である。また、未溶着部でのき裂発生時期は目視確認できないため、図中の損傷度履歴は供試体表面でき裂を確認したサイクルで表現している。なお、同図中に実験供試体の最終的なき裂発生状況写真を併せて示しているが、本供試体では、溶接継手内部の未溶着寸法が大きいため、き裂は継手内部の未溶着部先端部近傍から、溶接ビードを貫通する形で表面化し、载荷を繰り返すごとに十字継手に沿ってき裂が伸び、破壊に至っている。

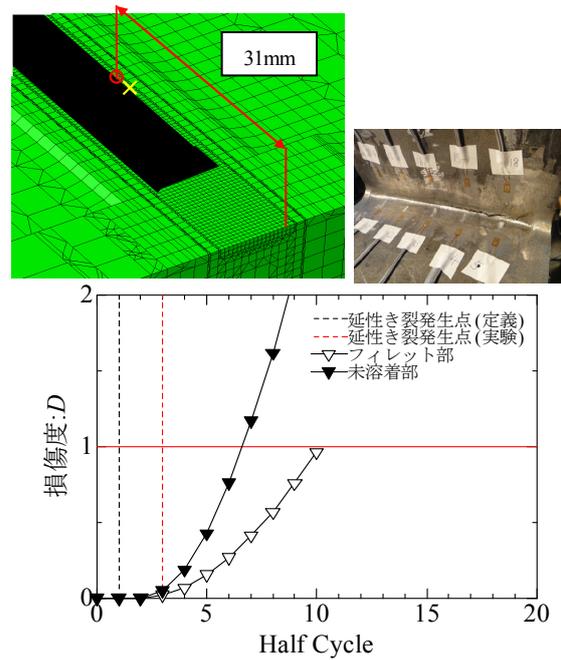
未溶着高さ 5mm の供試体であるが、フィレット半径  $R=15\text{mm}$  の供試体については解析による損傷度評価指標  $D$  がフィレット部で先に 1.0 に達したが、1 半サイクルの違いで未溶着部も 1.0 に達している。き裂発生時期も 2 半サイクル程度安全側に評価できている。 $R=30\text{mm}$  の供試体においてもフィレット部と未溶着部でほぼ同時に損傷度評価指標  $D$  が 1.0 に達した。き裂発生時期についてはややずれが大きく、約 4 半サイクルほど安全側に評価された。

未溶着高さ 8mm の供試体であるが、 $R=15\text{mm}$ 、 $30\text{mm}$  の供試体とも十字継手内の溶接未溶着部において損傷度評価指標  $D$  が 1.0 に達した。また、最も早く損傷度が 1.0 に達した点は実験でのき裂発生点とほぼ一致している。しかしながら、実験で発生したき裂発生時期と解析による損傷度評価指標  $D$  によるき裂発生評価とは約 3~6 半サイクルの違いが生じた。

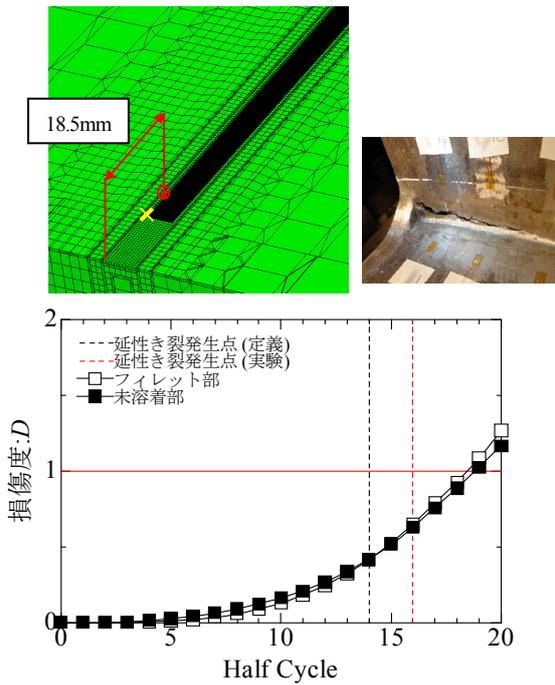
このように、未溶着寸法が大きくなると、疲労寿命は大幅に短くなる。これは、未溶着の大きさによって、未溶着部先端でのひずみが増加するためである。今回のように未溶着部からき裂が生じる場合にはソリッド要素による解析が不可欠であり、それにより疲労寿命をほぼ同じオーダーで推定することが可能である。ただし、未溶着部近傍のひずみは未溶着周辺の要素分割に強く影響を受けるため、今後、さらなる実験および解析により本手法の妥当性を検証する必要がある。解析手法ならびに解析におけるモデル化についてもより詳細な検討を行っていく必要がある。



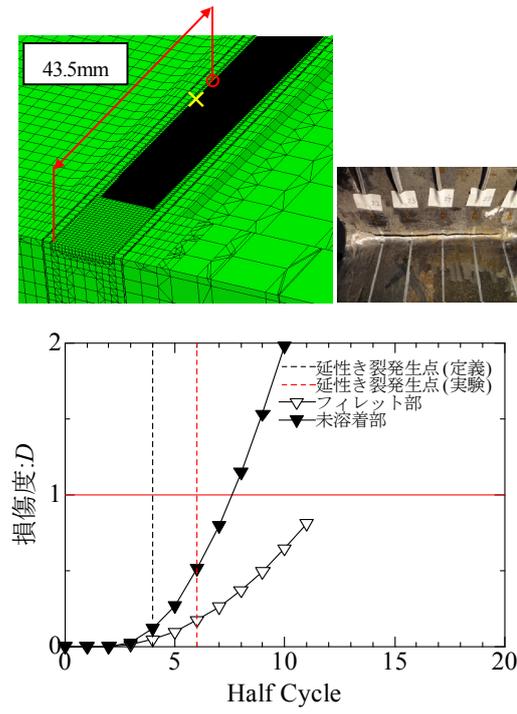
(a) 未溶着高さ 5mm, フィレット半径 15mm



(b) 未溶着高さ 8mm, フィレット半径 15mm



(c) 未溶着高さ 5mm, フィレット半径 30mm



(d) 未溶着高さ 8mm, フィレット半径 30mm

図-5.5 き裂発生点と損傷履歴

## 5. 2. 鋼製橋脚の脆性破壊評価

### (1) 大阪西宮線大 P88 鋼製橋脚隅角部に生じた損傷<sup>5.11)</sup>

#### a) 損傷の概要

平成14年1月より、阪神高速道路全路線にわたって鋼製橋脚隅角部の詳細点検が実施され、141基(293箇所)において損傷が発見された。その中で、大阪西宮線(3号神戸線)大 P88 橋脚にて発見されたき裂は、引張領域で柱ウェブの全厚を貫通していたことから、直ちに補強工事が実施され、その後、亀裂の発生原因検討のための調査が行われた。対象とする橋梁を図-5.6に、き裂発生箇所近傍の構造を図-5.7に、き裂発生状況を図-5.8にそれぞれ示す。本橋脚では、大阪側の本線桁の支承を設置するためにラーメン梁の端部を台形状に拡幅し、カバープレートを設けており、柱ウェブ~梁上フランジ~カバープレートの溶接線が図に示すように複雑になっている。また、柱ウェブとカバープレートとの溶接部の下端には、カバープレートのコーナーカット部とウェブ~梁上フランジ間の角溶接との間に空隙が内在していたことが確認されている。

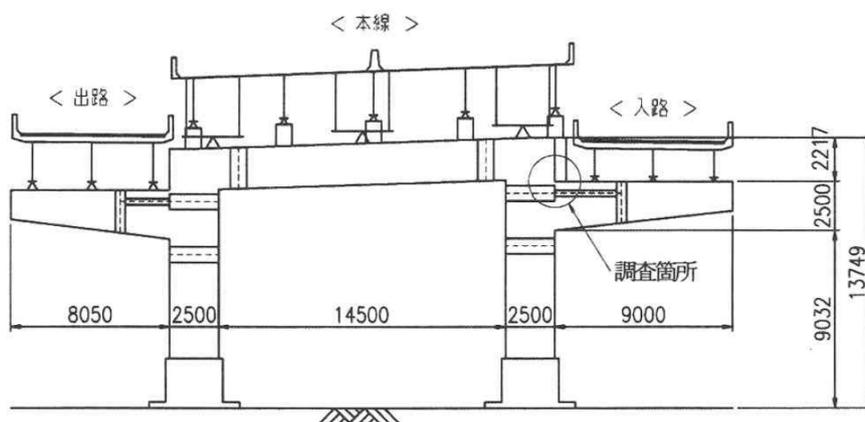
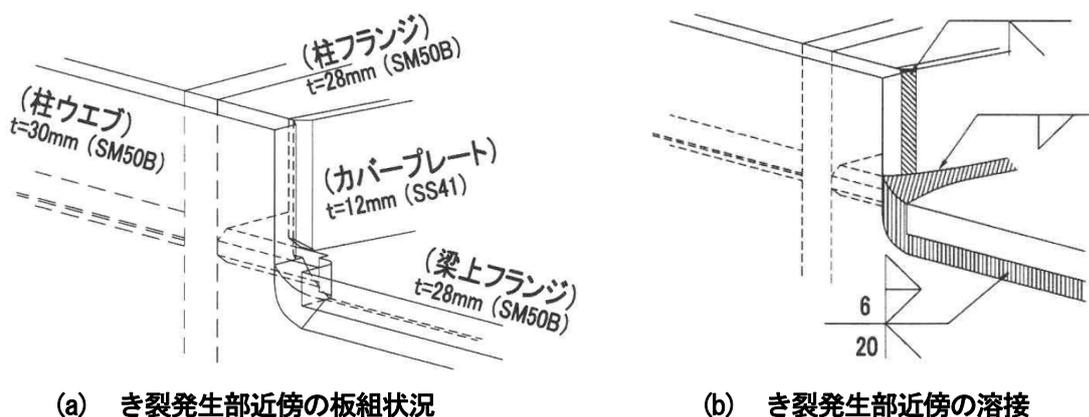


図-5.6 調査対象橋梁<sup>5.11)</sup>



(a) き裂発生部近傍の板組状況

(b) き裂発生部近傍の溶接

図-5.7 き裂発生箇所近傍の構造<sup>5.11)</sup>

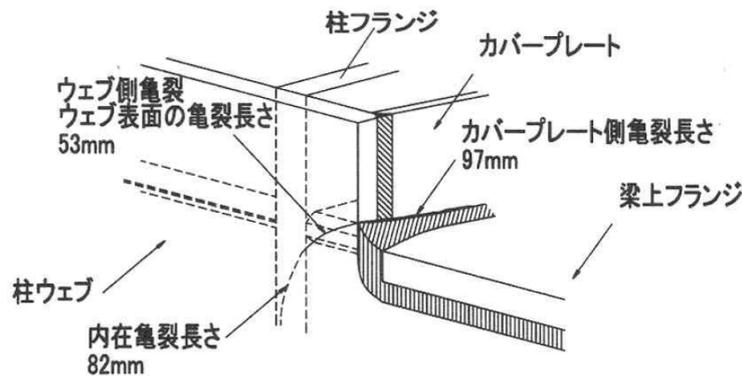


図-5.8 き裂発生状況<sup>5.11)</sup>

このように隅角部にき裂が生じる原因としては、1) 応力集中部からの疲労破壊、2) 兵庫県南部地震において、神戸ハーバーハイウェイ P75 橋脚で発生したような脆性破壊<sup>5.11)</sup>、が考えられる。脆性破壊については、溶接内部に疲労き裂や未溶着などの初期欠陥などが存在すると、その箇所地震などによる過大な繰返しひずみが発生することにより、低サイクル疲労によるき裂が発生・進展し、脆性破壊を生じる危険性がある。

本橋脚では、き裂の起点および伝播部から採取した破面観察用サンプルを用いて、化学成分等の材質調査、組織および破面観察を実施した結果、ウェブ側き裂（図-5.8 参照）は脆性的に進展したものと断定された。脆性破壊の起点となった初期き裂に関しては、①入路桁架設時の荷重に対して、ひずみ集中により起点部が降伏、塑性化し、延性き裂が発生、②起点部付近が、地震時の塑性ひずみにより延性低下し、延性き裂が発生、③活荷重応力の繰返しにより、起点部に疲労き裂が発生、④溶接時に溶接割れが発生、の可能性が考えられるが、ここでは、種々の検討の結果、②の可能性が高いと結論づけられている。なお、カバープレート側き裂（図-5.8 参照）については、ウェブ側き裂よりも断面損傷が激しいため詳細な状況は把握できなかったとされているが、板厚を貫通していないことなどを考慮すると、ウェブ側き裂の進展に伴って発生・進展した可能性が高いと述べている。

本項では、今回のき裂が地震（兵庫県南部地震）時の荷重で内在する溶接欠陥から脆性的に進展した可能性が高いと考えた根拠として、WES 2808<sup>5.12)</sup>（検討当時は制定素案）に基づいた脆性破壊発生条件の検討について述べる。

#### b) WES 2808<sup>5.12)</sup>に基づく破壊ひずみの推定

3章にて示した WES 2808<sup>5.12)</sup>によると、脆性破壊性能は図-5.9 に示すように、①破壊起点部のき裂寸法、②動的繰返し大変形（予ひずみ、ひずみ速度）を受けた場合の破壊靱性値、③破壊時に作用した破壊ひずみ、との関係で決定される。脆性破壊の評価指標としては、き裂先端開口変位（CTOD） $\delta$  が用いられ、局所ひずみ $e_{local}$  との関係は CTOD 設計曲線で示される。ここで、き裂特性寸法 $\bar{a}$ は、評価対象となるき裂を、応力拡大係数 K 値が等価となる無限板中の板厚貫通き裂に換算した寸法の半長として与えられる<sup>5.13)</sup>。評価箇所におけるき裂特性寸法 $\bar{a}$ と破壊靱性値 $\delta_c$ がわかれば、局所破壊ひずみ $e_{f,local}$ が推定できる。評価環境として、温度 T、局所予ひずみ量 $\epsilon_{pre}$ 、局所ひずみ速度 $\dot{e}_{local}$ における破壊靱性値 $\delta_c$ は、シャルピー吸収エネルギーの遷移温度曲線が静的な場合より $\Delta T_{pd}$ （°C）シフトすると考えて、流動応力

の変化量を基に推定することができる。なお、本来は静的破壊靱性試験により破壊靱性値  $\delta_{c,3P}(T-\Delta T_{PD})$  を求めることが望ましいが、材料採取などの難しさもあるため、シャルピー衝撃試験による、破壊靱性値の簡易推定を適用することも選択肢となる。

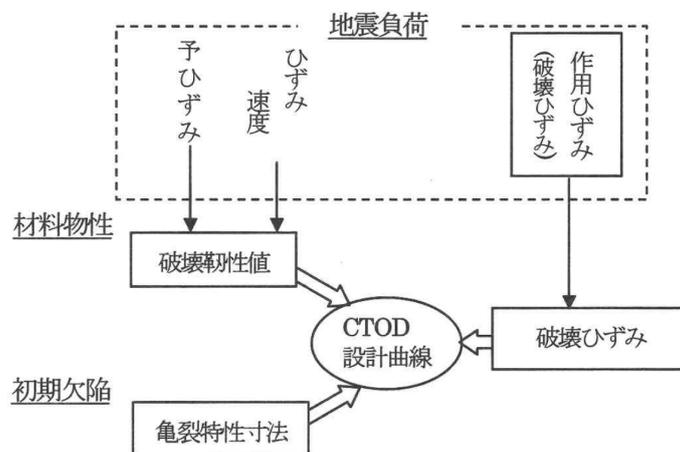


図-5.9 地震時の脆性破壊評価<sup>5.11)</sup>

WES2808 を適用するには、前述のように、検討箇所における予ひずみ、ひずみ速度、また、材料のシャルピー値などを求める必要がある。しかしながら、上記については、直接的な推察が困難であるケースが多いと考えられる。したがって、実構造物への適用にあたっては、動的解析やFEM解析による予ひずみやひずみ速度の推定、材料特性値については、規格値の使用、材料のサンプリング、ミルシートからの推定が必要となる。

本橋においては、破壊起点近傍の外観検査では顕著な塑性変形がみられなかったこと、ならびに反対側の隅角部にみられた塗膜割れの生じるひずみ量が1%程度と推定できることから、予ひずみ量を1%と仮定している。また、地震時の振動周期と作用応力レベルを参考に、ひずみ速度は1%/sと仮定している。シャルピー値については、規格値、実績等を参考に、同鋼種(SM490B材)の平均的レベルの135J、それより低めの値である80J、規格下限値27Jの3種類の値を設定している。これらの仮定に基づきWES2808により破壊靱性値 $\delta_c$ を推定した結果を表-5.1に示す。

破壊の起点となる初期き裂としては、破面において柱ウェブ板厚中央部にみられた偏析帯部分の寸法から仮定した全幅0.8mm、深さ0.4mmの半円状表面き裂(CASE-A)と、柱ウェブとカバープレートの溶接部にみられた未溶着部の全長29mmをき裂として考えたもの(CASE-B)を仮定した。これらの2種類から求めたき裂特性寸法と推定した破壊靱性値との組合せに対して、CTOD設計曲線に基づき破壊ひずみを求めると表-5.2のようになる。なお、破壊応力とは得られた破壊ひずみに弾性係数を掛けたものである。

未溶着部からの破壊を仮定したCASE-Bの場合、破断ひずみの推定値は、鋼材のシャルピー値が80Jの場合で0.8%、27Jの場合で0.4%となり、1%程度の作用ひずみでも脆性破壊が生じるという試算結果となった。これは想定条件とよく対応していることから、本橋脚隅角部からのき裂は地震時に脆性的に進展したものである可能性が高いことが示唆された。

今回の脆性破壊は、カバープレートを有する特殊な構造における未溶着部の存在と、構造上、地震時

に大きな作用応力が発生したことが重畳して生じたものであると考えられる。本事例は特殊な構造を対象としたものであるが、初期き裂の存在と地震荷重によって生じる応力状態の組合せで脆性破壊が生じる可能性を示したものであり、他の橋脚でも起こりうるものである。今後、土木構造物の耐震性能を評価する際に、地震時脆性破壊の可能性についても考慮していくことが望まれる。

表-5.1 破壊靱性値の推定結果<sup>5.11)</sup>

シャルピー吸収エネルギー 想定値 (0°C)	破壊靱性値 $\delta_c$ の推定値 (mm)	
	予ひずみ 1% ひずみ速度 1%	予ひずみ 0% 静的
135J	0.609	0.878
80J	0.384	0.743
27J	0.138	0.427

at 0°C

表-5.2 破壊ひずみの推定値<sup>5.11)</sup>

		予ひずみ 1%, ひずみ速度 1%			予ひずみ 0%, 静的		
		135J	80J	27J	135J	80J	27J
ひずみ	CASE-A	0.981	0.619	0.224	1.416	1.199	0.689
	CASE-B	0.013	0.008	0.004	0.018	0.015	0.009
応力 (MPa)	CASE-A	196276	123889	44700	283195	239665	137716
	CASE-B	2550	1673	714	3603	3076	1841

## (2) 修正ワイブル応力に基づく鋼部材の地震時脆性破壊発生限界の評価<sup>5.14)</sup>

### a) 研究の背景

兵庫県南部地震で生じた神戸港湾幹線道路 P75 橋脚隅角部のき裂損傷部では、溶接部表面から発生した先行き裂とみられる深さ約 0.7mm の延性き裂が破面から確認されている<sup>5.1)</sup>。これは、塑性ひずみ履歴等で破壊靱性が大幅に低下した溶接部において、先行き裂がごく浅い段階から不安定進展に移行した可能性を示唆するものである。

浅い先行き裂からの脆性破壊では、き裂先端の塑性拘束が小さいことに加え、止端形状など溶接部の局所的な形状が破壊発生限界に影響を及ぼすものと考えられる。実際、深さ約 1mm 未満の先行き裂からの破壊に対して、WES 2808<sup>5.12)</sup>にある Beremin のワイブル応力（以下、単にワイブル応力と呼ぶ）に基づく評価法の適用を検討した結果、破壊発生時の限界ワイブル応力が止端半径を模擬した供試体の切欠き半径とき裂深さに依存することが示されている<sup>5.15)</sup>。また、破壊の駆動力であるはずのワイブル応力が最大値を超え減少に転じた後破壊に至ることもあり、限界ワイブル応力の判定が困難となる場合があることも示されている。このように、ワイブル応力は浅いき裂からの破壊に対しては危険側の破壊予測を与える可能性があり、塑性ひずみの影響を考慮した破壊発生限界の評価を検討する必要がある。

そこで本研究では、浅い先行き裂からの破壊にも対応した地震時脆性破壊の発生限界評価手法を構築すべく、Bordet らの提案する修正ワイブル応力<sup>5.16), 5.17)</sup>に基づいて鋼材の破壊発生限界が評価されている。さらに、構築した手法により、既設鋼製橋脚隅角部の破壊発生限界評価が試みられている。

### b) 修正ワイブル応力<sup>5.14)</sup>

Bordet らの修正ワイブル応力<sup>5.16), 5.17)</sup>では、フェライト結晶粒におけるマイクロクラック（フェライト

・マイクロクラック) の発生挙動も考慮した最弱リンクモデルが採用されている。通常のワイブル応力の最弱リンクモデルにおいては、塑性化した瞬間に発生するマイクロクラックのみが陽に考慮されているが、鋼材のような非脆性材料では塑性ひずみの増加によって後から起こるマイクロクラックの発生が重要な役割を果たす。マイクロクラックの発生挙動は塑性ひずみ量だけでなく鋼材の降伏応力にも依存し、また鋼材の降伏応力は温度やひずみ速度に依存するため、低温であるほど、またひずみ速度が大きいほどマイクロクラックは発生しやすい。一方、塑性ひずみが増加していくとき裂が発生していない脆化相の数が減るのでマイクロクラック発生量は徐々に減少していくと考えられている。

最弱リンクモデルでは、破壊に関与する領域 (FPZ, Fracture Process Zone) がしばしば有限個の微小な破壊基本体積に分割され、この基本体積が 1 つでも破壊することで全体の破壊が誘発されるものと仮定される。各基本体積には潜在的なへき開誘発源が含まれており、基本体積ごとに破壊確率  $P_{cleav}$  が定義される。Bordet らは、上述のマイクロクラックの発生挙動を考慮するため、この  $P_{cleav}$  をマイクロクラックの発生確率  $p_{nucl}$  と進展確率  $p_{propag}$  の積として表現すると、付与された塑性ひずみによる破壊確率は

$$P_{cleav} = \int_0^{\varepsilon_u^p} p_{nucl} \cdot p_{propag} d\varepsilon^p \quad (5.2)$$

となる。FPZ が  $n_c$  個の基本体積から構成されるとして最弱リンク説を適用すると FPZ 全体の破壊確率  $P_f$  は次式となる。

$$\begin{aligned} P_f &= 1 - (1 - P_{cleav,1}) \cdot (1 - P_{cleav,2}) \cdots (1 - P_{cleav,n_c}) \\ &= 1 - \exp\left(-\sum_{i=1}^{n_c} \int_0^{\varepsilon_u^p} p_{nucl,i} \cdot p_{propag,i} d\varepsilon_i^p\right) \end{aligned} \quad (5.3)$$

ここで、 $P_{cleav,i} \ll 1$  を用いた。また、下付き添字  $i$  は  $i$  番目の基本体積に関する量であることを示している。ほとんどの場合、FPZ は塑性化している領域とみなせば十分であり、巨視的な先行き裂先端の FPZ に対する  $P_f$  が、構造物において脆性破壊が発生する確率となる。

上記の考え方をを用いて定式化された修正ワイブル応力を以下に示す。なお、導出の詳細は文献<sup>5,14)</sup>を参照されたい。

$$\sigma_w^* = \left\{ \int_{V_p} \left( \int_0^{\varepsilon_u^p} \frac{\sigma_{ys}(T, \dot{\varepsilon})}{\sigma_{ys,0}} f(\varepsilon^p) \times \max(\sigma_1^m - \sigma_{th}^m, 0) d\varepsilon^p \right) \frac{dV}{V_0} \right\}^{1/m} \quad (5.4)$$

ここで、 $\sigma_w^*$  は修正ワイブル応力、 $V_p$  は FPZ の体積、 $\sigma_{ys}$  は降伏応力、 $T$  は温度、 $\dot{\varepsilon}$  はひずみ速度、 $\sigma_{ys,0}$  は基準温度  $T_0$  における材料の静的な降伏応力、 $f(\varepsilon^p)$  は塑性ひずみの関数 (Bordet らの研究では 1 として扱われている)、 $\sigma_1$  は最大主応力、 $\sigma_{th}$  はそれ以下では不安定破壊が生じないとされるしきい値、 $m$  はき裂進展に関する材料定数、 $V_0$  はスケーリングのための係数である。

### c) 修正ワイブル応力に基づく破壊発生限界評価

ここでは、浅い初期き裂を有する切欠き付き供試体の低温破壊実験とき裂先端の局部応力解析の結果に基づいて、供試体破断時の修正ワイブル応力、すなわち限界修正ワイブル応力  $\sigma_{w,cr}^*$  が同定されている。

実験に用いた供試体は2種類とし、それぞれ中央部に切欠き半径 0.5mm と 5mm の切欠きが加工されている。供試鋼材は SS400 と SM570Q である。供試体には先行き裂として深さ 1mm~3mm 程度の疲労き裂があらかじめ導入されている。-196°C および -100°C の冷却槽の中で荷重試験を実施し、各供試体の荷重-荷重点変位関係を破断点まで計測した。

算定した各供試体の  $\sigma_{w,cr}^*$  と初期き裂深さの関係を図-5.10 に示す。ここで、 $f(\varepsilon^p)$  は次のように定義されている。

$$f(\varepsilon^p, T) = (\varepsilon^p)^{\alpha(T)}, \quad \alpha(T) = \frac{\alpha_0}{216} (20 - T) \quad (5.5)$$

ここで、 $\alpha_0$  は 2 として計算されている。

どちらの鋼材においても、-196°C および -100°C の  $\sigma_{w,cr}^*$  がき裂深さによらずほぼ同じレベルの値を示している。これは、 $\sigma_w^*$  が複数の温度レベルに対してき裂深さと切欠き半径に依存せず脆性破壊を予測する指標となりうることを示している。また、 $\sigma_{w,cr}^*$  のき裂深さに対する依存性は小さく、ひずみ速度や予ひずみに対しても非依存である可能性が確認されている。

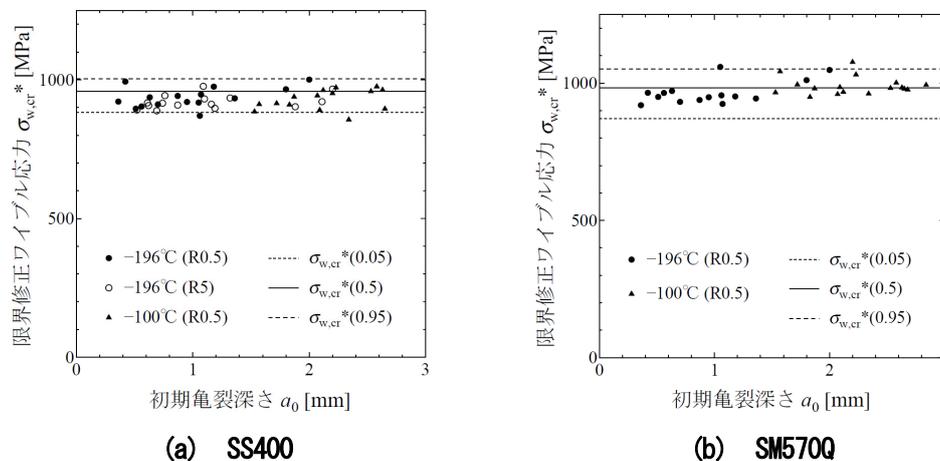
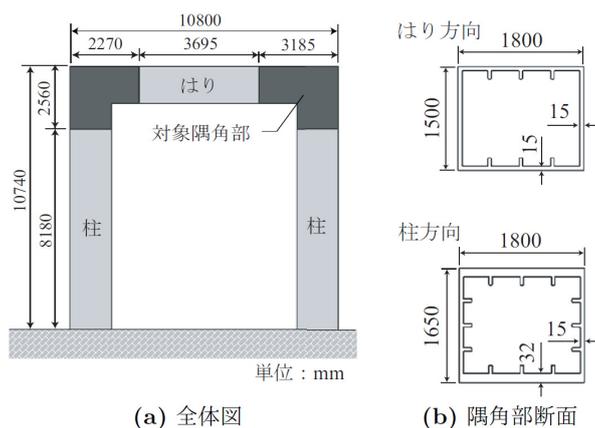


図-5.10 脆性破壊発生時の修正ワイブル応力<sup>5.14)</sup>

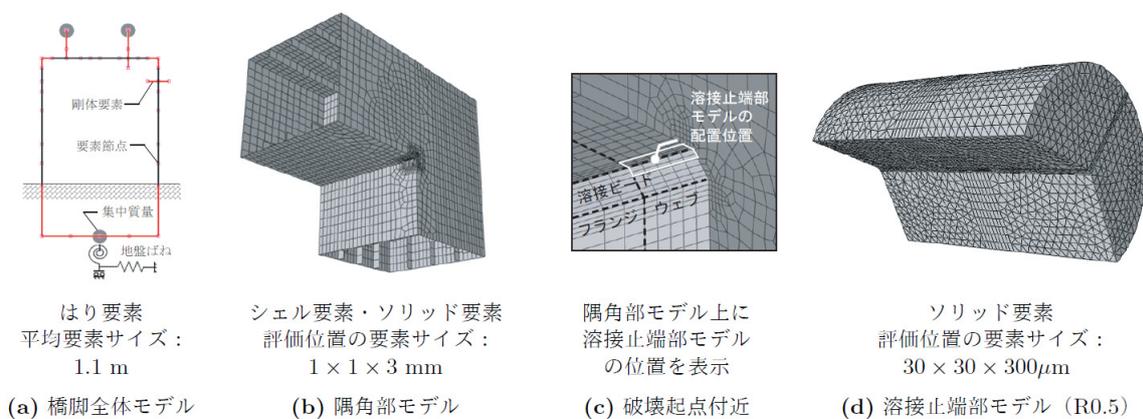
### d) 実構造物における破壊確率評価の試み

対象とする橋脚は図-5.11 に示す門型一層ラーメン橋脚であり、実験で多くのサンプルを得た SS400 の  $\sigma_{w,cr}^*$  を用いるため、全体に対して SS400 が使用されているものとした。想定する先行き裂は、アスペクト比が 1/6 の溶接止端部に発生した半楕円形表面き裂とし、き裂深さ  $a_0$  を 0.5mm, 1.0mm, 1.5mm の 3 ケースとした。また、き裂位置の止端半径  $R$  としては 0.25mm, 0.5mm, 5mm の 3 ケースとした。解析モデルは図-5.12 に示すとおりである。



(a) 全体図 (b) 隅角部断面

図-5.11 対象鋼製橋脚<sup>5.14)</sup>



はり要素 平均要素サイズ: 1.1 m  
 シェル要素・ソリッド要素 評価位置の要素サイズ: 1 × 1 × 3 mm  
 隅角部モデル上に溶接止端部モデルの位置を表示  
 ソリッド要素 評価位置の要素サイズ: 30 × 30 × 300 $\mu$ m  
 (a) 橋脚全体モデル (b) 隅角部モデル (c) 破壊起点付近 (d) 溶接止端部モデル (R0.5)

図-5.12 解析モデル<sup>5.14)</sup>

止端モデルの解析結果に基づき求めた先行き裂先端における $\sigma_w^*$ の変化の様子を図-5.13 に示す。また、破壊確率5%に対応する隅各変位（限界隅角変位 $\Delta_{cr}$ ）と先行き裂深さの関係を図-5.14 に示す。図より、止端半径が小さいほど、またき裂が深いほど、 $\Delta_{cr}$ が低下する傾向を確認することができ、破壊発生限界に及ぼす止端半径やき裂深さの影響を定量的に予測できていると述べられている。

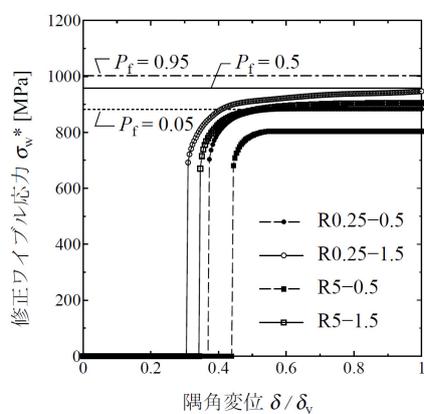


図-5.13 修正ワイブル応力の変化<sup>5.14)</sup>

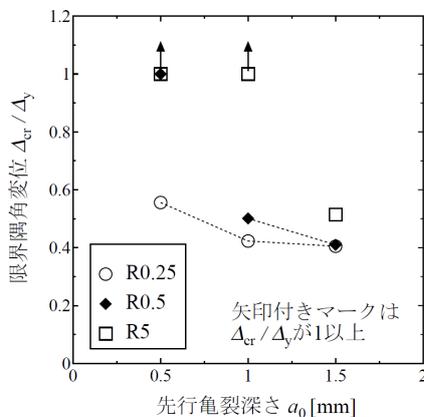


図-5.14 破壊確率5%に対応する限界隅角変位<sup>5.14)</sup>

### 5. 3. 鋼製橋脚基部に対する低サイクル疲労照査法

#### (1) 溶接部の低サイクル疲労強度曲線の提案<sup>5.18)-5.20)</sup>

##### a) 研究の概要

金属材料の低サイクル疲労に関する研究はこれまで機械や造船，材料などの分野で数多く行われており，材料の低サイクル疲労寿命はき裂発生位置のひずみの大きさにより支配されること，いわゆる Manson-Coffin 則が示されている．しかし，兵庫県南部地震での事例やそれ以降の実験<sup>5.5)-5.7)</sup>によると，土木鋼構造物において低サイクル疲労が問題となるのは溶接継手部がほとんどであること，さらに，き裂発起点では10%を超えるような極めて大きなひずみが繰り返されていることが明らかにされている．したがって，鋼素材だけでなく，溶接部における高塑性域下の疲労強度を解明することが必要である．

従来の低サイクル疲労試験方法は，鋼塊から小片を切り出して砂時計型に加工し，径ひずみを制御しながら繰返し载荷を行うというものであるが，10%を超えるようなひずみを対象とした実験が難しく，さらに場所によって材料特性が大きく異なる溶接継手には適用しにくいという問題がある．

本研究では，大ひずみ下での溶接部の疲労試験を可能にする試験システムを新たに考案し，その妥当性を検証するとともに，鋼素材および溶接部に対する低サイクル疲労強度曲線を求めている．

##### b) 開発した試験システム

試験状況を図-5.15 に示す．試験体には平板を用い，それに面外曲げを与えることにより繰返し大変形を導入している．平板を用いるため，溶接継手への適用も容易である．板曲げ時のひずみ計測手法としてひずみゲージによる測定が挙げられるが，大変形の繰返しにより剥離してしまうなどの問題がある．そこで，画像計測を援用した計測システムを構築し，それによりき裂発生位置におけるひずみを制御しながら試験を行っている．この計測システムは試験体に描いた標点の移動量からひずみを計測するものである．

比較的小さなひずみ領域で疲労試験を実施し，従来の砂時計型試験片の結果と比較することにより，構築した試験システムの妥当性を検証した．図-5.16 に疲労試験結果を示す．縦軸はき裂発起点におけるひずみ振幅（ひずみの変動範囲の半分）であり，横軸は疲労寿命である．ここで疲労寿命は，試験中，試験体表面をマイクロスコップで観察し，0.5mm 程度のき裂を確認したときの繰返し数とした．また併記した線は，砂時計型試験片を用いた過去の実験によるき裂発生寿命-ひずみ振幅の提案曲線<sup>5.10), 5.21), 5.22)</sup>であり，ひずみ振幅が約10%以下の結果から求められたものである．図より，本システムにより求めた結果は過去の試験結果と同じ領域に分布しており，試験システムの妥当性を確認できる．

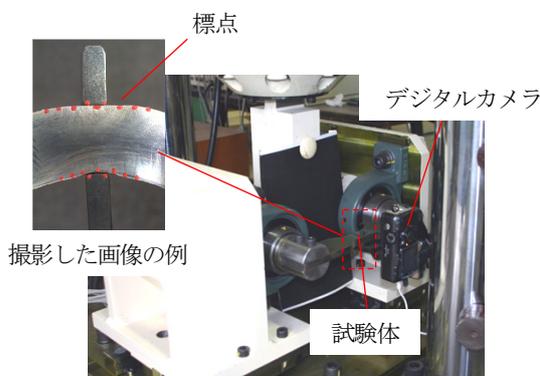


図-5.15 試験状況<sup>5.19)</sup>

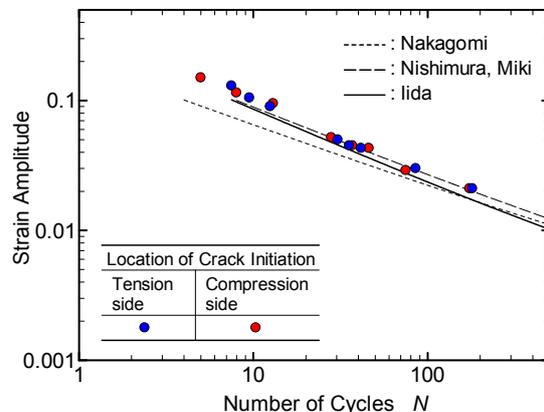


図-5.16 疲労試験結果<sup>5.18)</sup>

### c) 溶接部の低サイクル疲労強度曲線の提案

上述の試験システムを用いて、鋼素材および突合せ溶接継手に対し、10%を超えるような大ひずみ領域での疲労試験を実施した。得られた結果を図-5.17に示す。溶接金属部の疲労強度は鋼素材のそれを明らかに下回っており、その寿命は鋼素材の約50%程度である。また、溶接熱影響部（HAZ）に関してはデータ数が必ずしも多くはないが、溶接金属部の疲労強度をさらに下回っており、その寿命は鋼素材の約30%程度である。

これらの試験結果を基に、次式に示す疲労強度曲線を提案した。図中に示す曲線が強度曲線である。

$$\varepsilon_{eq} \cdot N^k = C \cdot C_m$$

$$C_m = \begin{cases} \left( \frac{\varepsilon_f - \Delta\varepsilon_{\max}}{\varepsilon_f - \varepsilon_{pD}} \right)^k & \text{if } \Delta\varepsilon_{\max} > \varepsilon_{pD} \\ 1.0 & \text{if } \Delta\varepsilon_{\max} \leq \varepsilon_{pD} \end{cases} \quad (5.6)$$

ここで、 $\varepsilon_{eq}$ は等価ひずみ振幅、 $N$ はき裂発生寿命（疲労寿命）、 $k$ 、 $C$ は材料定数、 $C_m$ は塑性損傷を考慮するための係数、 $\varepsilon_f$ は破断延性、 $\Delta\varepsilon_{\max}$ は最大ひずみ範囲、 $\varepsilon_{pD}$ は損傷発生限界ひずみである。なお、材料定数は表-5.3に示すとおりである。

提案した手法による強度曲線は広範囲の実験結果をよく再現している。特に本モデルは、大ひずみ領域における強度の低下傾向をもよく表現できており、低サイクル疲労領域の疲労寿命を統一的にモデル化できている点で優れていると考えている。

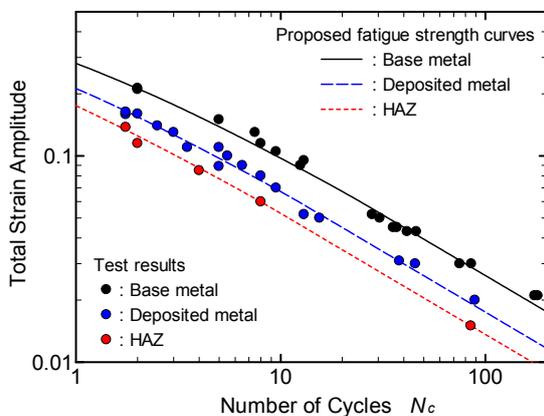


表-5.3 材料定数 5.20)

Material	$k$	$C$	$\varepsilon_f$	$\varepsilon_{pD}$
Base metal	0.587	0.392	1.13	0.127
Deposited metal	0.587	0.261	1.14	0.129
HAZ	0.587	0.203	1.14	0.121

図-5.17 大ひずみ下の溶接部の疲労試験結果 5.20)

## (2) 溶接継手の低サイクル疲労強度評価 5.23)

### a) 研究の概要

前章までの検討により、鋼素材、溶接金属部および溶接熱影響部（HAZ）の材料レベルでの低サイクル疲労強度を明らかにし、それぞれに対する疲労強度曲線を示した。これにより、き裂発生位置とそこでのひずみ履歴が特定できれば、低サイクル疲労寿命を精度よく推定できるようになった。

次に本手法を実構造部材に適用することを考える。その場合、き裂発生点である溶接継手部の局所的なひずみを求める必要があるが、それを実測することは容易ではなく、解析的な手法により推定せざる

を得ない。そのため、継手レベルあるいは部材レベルでの低サイクル疲労強度評価法を確立するためには、解析により求められる局部ひずみにより、どの程度の精度で疲労強度が推定可能かを明らかにしておく必要がある。

そこで、溶接継手の例として T 字溶接継手試験体を用いた低サイクル疲労試験を行い、その結果を弾塑性有限要素解析により推定した局部ひずみにより整理した。得られた結果を材料レベルの疲労強度曲線と比較することにより、局部ひずみに基づく疲労強度評価手法の妥当性を検証した。

#### b) 溶接継手の低サイクル疲労試験

図-5.18 に示すように、T 字溶接継手試験体の端部をボルトにより固定し、試験機によりリブを上下に変位させることにより試験体に繰返し変形を与えた。試験は変位制御で行い、磁粉探傷試験により一定サイクル毎にき裂の発生および進展を観察した。

き裂は溶接止端部から複数生じ、それらが結合しながら止端に沿って進展し、最終的に破断した。き裂発生点における断面マクロ写真を図-5.19 に示す。き裂は溶接金属部と HAZ の境界から少し溶接金属側に入った位置から発生している。このことから、T 字溶接継手の低サイクル疲労強度は溶接金属部の疲労強度に依存するものと考えられる。そこで、解析により求めた溶接止端部の局部ひずみを用いて試験結果を整理し、それと式(5.6)の溶接金属部の疲労強度曲線と比較した。

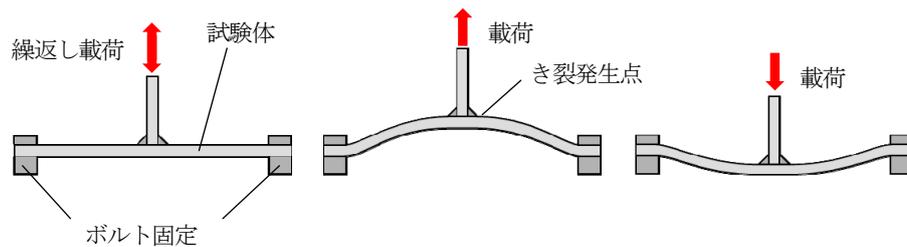


図-5.18 溶接継手の低サイクル疲労試験方法<sup>5.23)</sup>

#### b) 局部ひずみによる溶接継手の疲労強度評価

図-5.20 に示す解析モデルにより局部ひずみを求め、それにより試験結果を評価した。なおき裂発生点である溶接止端部の形状は、試験体の計測結果を用いて忠実に再現しており、非常に細かく要素分割してある。本モデルの最小要素サイズは0.05mmであり、できるだけ均一になるように注意している。

解析による局部ひずみと試験体の疲労寿命の関係を図-5.21 に示す。図中の線は、鋼素材、溶接金属部、HAZ に対して提案した疲労強度曲線である。全ての試験結果が溶接金属部の推定寿命を下限として分布している。よって、止端形状を適切にモデル化すれば、解析により求められる局部ひずみと溶接金属部の疲労強度曲線を照らし合わせることにより、精度よく低サイクル疲労寿命を推定できることが示された。ここで重要な点は、試験データのばらつきを考慮しても、全ての試験結果が鋼素材に対する強度曲線を明らかに下回っている点である。すなわち、溶接継手の低サイクル疲労強度評価を行う上で、鋼素材に対する疲労強度曲線を用いることは危険側の評価となる。

以上より、解析によりき裂発生点の局部的なひずみが推定できれば、すでに求められている強度曲線を基に疲労寿命を推定可能であるが、解析において対象となる継手の溶接止端形状を適切にモデル化すること、およびき裂発生位置に対応する疲労強度曲線を用いることが必要であり、設計実務レベルで適用可能とはいえない。

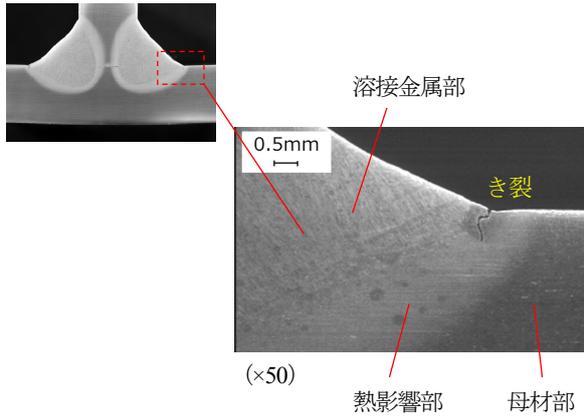


図-5.19 き裂発生状況<sup>5.23)</sup>

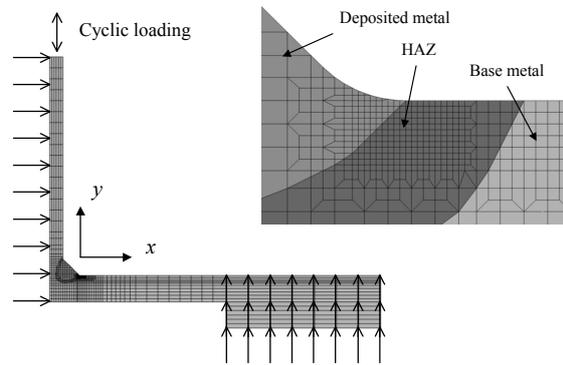


図-5.20 解析モデルの例<sup>5.23)</sup>

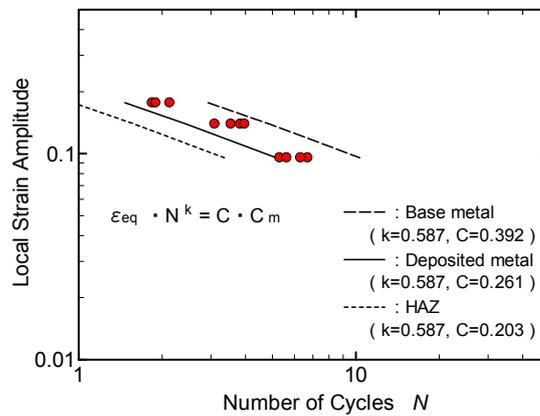


図-5.21 局部ひずみによる低サイクル疲労強度評価<sup>5.23)</sup>

### (3) 鋼製橋脚基部からの損傷を対象とした低サイクル疲労照査法<sup>5.24)</sup>

#### a) 研究の概要

局部ひずみを基準とした材料レベルの疲労強度曲線は溶接継手部にも適用でき、解析から求めた局部ひずみと強度曲線を照らし合わせることで疲労寿命を推定できることが示された。ただしこの場合、き裂発生点である溶接止端部の形状を忠実に表現した  $10^2\text{mm}$  オーダーの細かい要素分割を有する解析モデルが必要となる。設計実務レベルを考えると、数 m から数十 m オーダーの実構造物に本手法を適用することを考えると、溶接部をこのように詳細にモデル化することは実用的ではない。そこで、鋼製橋脚を対象として、簡易な解析により算出される公称ひずみに基づく低サイクル疲労照査法を構築し、その妥当性を検証した。

#### b) 公称ひずみに基づく低サイクル疲労照査の流れ

ここでは単柱式橋脚を対象とし、その柱とベースプレートの取り付け部における柱側溶接止端部から生じるき裂に着目する。そのき裂に対して求めた公称ひずみ基準の疲労強度曲線は次式のとおりである。公称ひずみとは、梁要素による解析から求めた有効破壊長領域での平均ひずみである。式(5.7)は、解析により求めた局部ひずみと公称ひずみの関係と式(5.6)を基に、簡易な形に修正して導出したものである。

$$\varepsilon_n \cdot N^{0.684} = C \quad (5.7a)$$

$$C = \alpha \cdot \bar{\lambda}^{0.569} \quad (5.7b)$$

ここで、 $\varepsilon_n$  は公称ひずみ振幅、 $\bar{\lambda}$  は細長比パラメータ、 $\alpha$  は溶接止端形状から定まる係数であり、溶接したままの橋脚基部に対しては  $\alpha = 0.0498$  である。疲労寿命はき裂長が0.5mmに達したときの繰返し数である。

図-5.22に照査の流れを示す。まず、単柱式鋼製橋脚を梁要素によりモデル化し、地震応答解析を実施する (Step 1)。解析結果より公称ひずみの時刻歴応答波形を求め (Step 2)、得られたひずみ履歴からレインフロー法により公称ひずみ振幅のヒストグラムを求める (Step 3)。ある公称ひずみ振幅  $\varepsilon_{ni}$  によって生じる疲労損傷度  $D_i$  を式(5.8a)によって算出し、式(5.8b)に示す線形被害則によって累積疲労損傷度  $D$  を求める。

$$D_i = C^{-1.462} (n_i \cdot \varepsilon_{ni}^{1.462}) \quad (5.8a)$$

$$D = \sum_i D_i \quad (5.8b)$$

ここで、 $N_i$  はひずみ振幅  $\varepsilon_{ni}$  に対する疲労寿命、 $n_i$  はその载荷回数である。累積疲労損傷度が1.0に達したとき、低サイクル疲労損傷が生じるものとする (Step 4)。本照査法で用いる有効破壊長領域内の平均ひずみは、橋脚の局部座屈の照査<sup>5.25)</sup>にも適用できるものであり、本照査のStep 2で局部座屈に対する照査も行うことが可能という利点がある。

過去に行われたいくつかの実験結果<sup>5.26)-5.29)</sup>を用いて本手法の検証を行った。その結果を図-5.23に示す。縦軸は梁要素による簡易な解析から求めた公称ひずみである。図中の曲線は式(5.7)に示す公称ひずみに基づく疲労強度曲線である。細長比パラメータ $\bar{\lambda}$ によって強度は異なるが、強度曲線により実験結果をおおむね表現できている。よって、提案した手法により鋼製橋脚基部の低サイクル疲労強度を評価できることが示された。

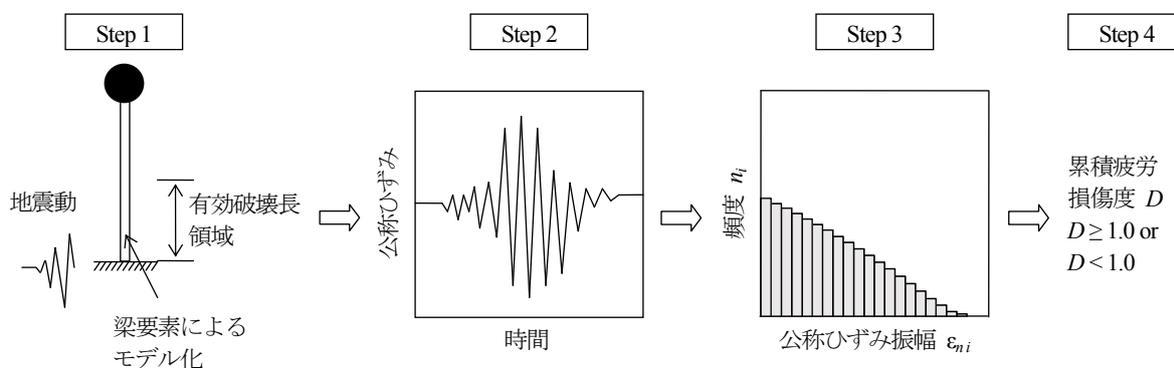


図-5.22 鋼製橋脚基部に対する低サイクル疲労照査法<sup>5.24)</sup>

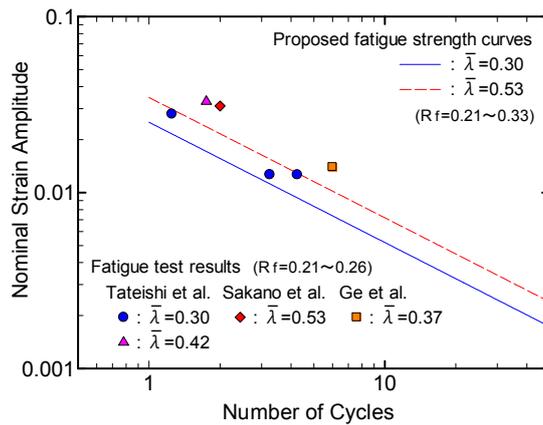


図-5.23 疲労試験による妥当性の検証<sup>5.24)</sup>

c) 長時間継続地震動下での低サイクル疲労破壊の可能性の検討<sup>5.30)</sup>

地震動が長時間にわたって継続すると、ひずみの繰返し回数が増えるため低サイクル疲労き裂が発生する可能性は高くなる。そこで、長時間継続地震動下での低サイクル疲労破壊の可能性について、上述の手法を用いて試算した。

対象橋脚は正方形の箱形断面を有する単柱式鋼製橋脚である。補剛材はフランジ、ウェブともに等間隔で配置されている。幅厚比パラメータ  $R_f$  と細長比パラメータ  $\bar{\lambda}$  に着目し、幅厚比パラメータは 0.2 から 0.5 まで、細長比パラメータは既設橋脚の寸法データを基に 0.2 から 0.8 までとし、ともに 0.1 刻みで変化させた。板厚を 25mm で一定として、幅厚比パラメータと細長比パラメータを変化させて橋脚断面と高さを決定した。得られた橋脚に対してレベル 1 地震動下で許容される上部工重量を求め、それを上限とする範囲で軸力比を 0.025 刻みで設定した。その結果、橋脚の固有周期  $T_s$  は約 0.2 秒から 2.6 秒の間に分布した。

東北地方太平洋沖地震で観測されたレベル 2 タイプ I 地震動の加速度波形<sup>5.31)</sup>を用いて地震応答解析を行い、累積疲労損傷度を求めた結果を図-5.24 に示す。縦軸は式(5.8b)により求めた損傷度であり、それが 1.0 に達したらき裂が発生すると判定できる。横軸は橋脚の固有周期である。いくつかの橋脚で損傷度が 1.0 を超えるものがあり、低サイクル疲労き裂の発生が危惧される結果となった。

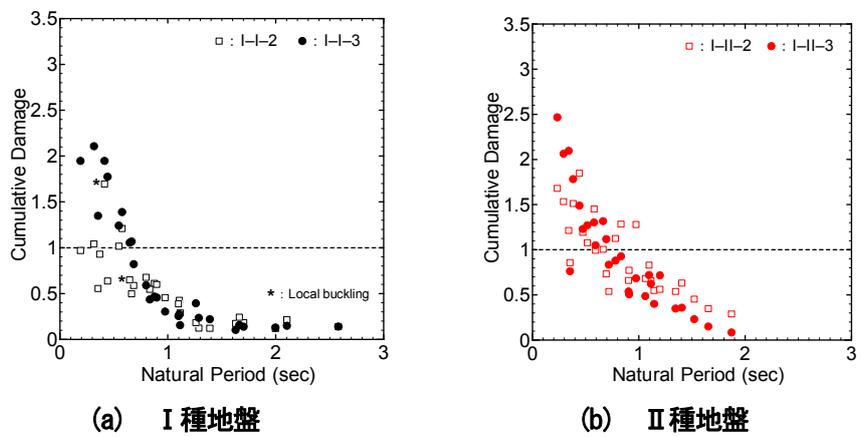


図-5.24 累積疲労損傷度<sup>5.30)</sup>

#### (4) 低サイクル疲労強度向上法とそれによる破壊の防止

##### a) 研究の概要

溶接止端部からき裂が発生する場合、局部ひずみは止端形状に大きく依存し、形状が鋭くなるほどひずみは増加する。そのため、止端形状を滑らかに改良し、止端部のひずみ集中を低減させることにより、疲労強度を向上させることが可能である。そこで、止端処理法としてグラインダー処理に着目し、その有効性を明らかにした。

##### b) 止端処理によるき裂発生抑制効果

図-5.23 に示した橋脚試験体の溶接止端部を滑らかに処理し、溶接ままのものと同条件で試験を実施した<sup>5.32)</sup>。その結果を図-5.25 に示す。き裂発生点である柱側溶接止端部を処理することにより疲労強度は大幅に向上することがわかる。そこで、前述の照査式に止端処理の効果を取り入れ、それにより図-5.24 に示した長時間継続地震動下の損傷度を再評価した。その結果の例を図-5.26 に示す。これはI種地盤に対する結果である。止端処理を施すことによって累積疲労損傷度は大幅に減少し、ほとんどの橋脚で1.0を下回る結果となった。処理半径は4mm程度で十分な場合が多いが、もし処理後も損傷度が1.0を超えている場合は処理半径を大きくすればよく、止端処理を施すことにより低サイクル疲労き裂を抑制できる可能性が示された。

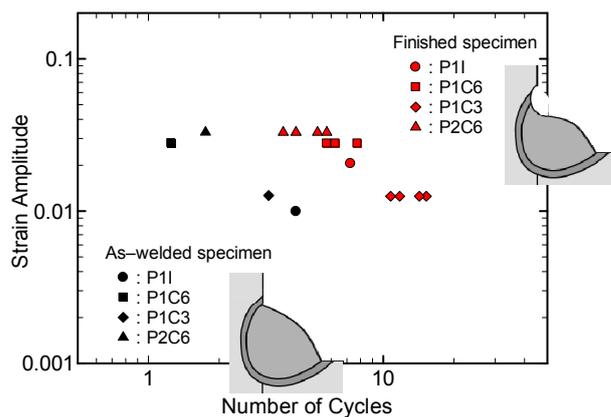


図-5.25 溶接止端処理の効果<sup>5.32)</sup>

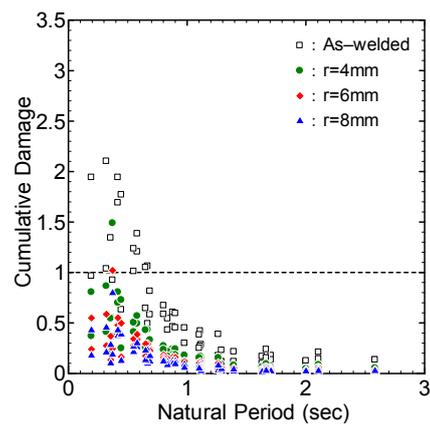


図-5.26 累積疲労損傷度の再評価<sup>5.30)</sup>

#### 5. 4. 座屈拘束ブレースに対する低サイクル疲労照査法

土木、建築分野において、近年、構造物の地震時エネルギー吸収デバイスとして、座屈拘束ブレースなどの制振デバイスが多く導入されるようになってきている。座屈拘束ブレースとは、地震時にダンパーに生じる変形を座屈拘束することにより、安定的に塑性変形を生じさせ、地震エネルギーを吸収し、構造物の地震による損傷を制御するためのデバイスである。

地震により生じるひずみは、繰返し回数が少ないが、そのひずみ量は最大約3~4%に達するため、低サイクル疲労き裂の発生が懸念される。座屈拘束ブレースには多くのタイプが存在するが、例えば、地震時のひずみ振幅を想定した繰返し载荷実験等により、その安全性を確認した上で、製品化を行っている<sup>5.33)</sup>。また、土木学会「鋼・合成構造標準示方書 耐震設計編<sup>5.25)</sup>」では、履歴型制振ダンパーの低サイクル疲労に対して、累積塑性変形(CID)を用いて照査することとしている。

$$CID = \sum_{i=1}^n \delta_{pi} \leq 1.0 / C = CID)_{lim} \quad (5.9)$$

ここで、 $\delta_{pi}$  は塑性変形成分、 $CID)_{lim}$  は制振ダンパーの性能実験から得られる限界累積塑性変形量である。

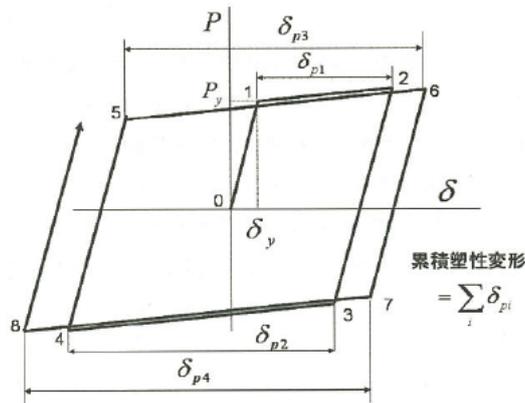


図-5.27 累積塑性変形の定義

宇佐美ら<sup>5.34), 5.35)</sup>は、座屈拘束ブレースにおける低サイクル疲労に対して、Manson-Coffin 則の考え方による低サイクル疲労の照査の適用性を検討している。座屈拘束ブレースについては、局所的な塑性ひずみではなく、ブレース全体の全ひずみ  $\Delta\varepsilon$  を用いて、疲労寿命  $N_f$  との関係を示すことを提案している。

$$\Delta\varepsilon = 0.223N_f^{-0.513} \quad (5.10)$$

また、式(5.9)を全ひずみの 2 乗和を用いて照査を行う修正を提案している。

$$CID^{(2)} = \gamma \cdot \sum_{i=1}^n (\varepsilon_i)^2 \leq 1.0 / C = CID^{(2)})_{lim} \quad (5.11)$$

ここで、 $CID^{(2)})_{lim}$  は全ひずみの 2 乗和を用いて評価した  $CID^{(2)}$  の限界値である。

実用的には、地震応答解析によって得られた、座屈拘束ブレースに発生する応答ひずみの 2 乗和の最大値を設計における目標性能とし、それ以上の性能を保有する座屈拘束ブレースを設置することとなる。

## 参考文献

- 5.1) 岡下勝彦，大南亮一，道場康二，山本晃久，富松実，丹治康行，三木千壽：兵庫県南部地震による神戸港湾幹線道路 P75 橋脚隅角部におけるき裂損傷の原因調査・検討，土木学会論文集，No.591/I-43，pp.243-261，1998.

- 5.2) 葛漢彬, 大橋正稔, 田島僚: 鋼製厚肉断面橋脚における延性き裂の発生とその進展に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.53A, pp.493-502, 2007.
- 5.3) 三木千壽, 平林泰明: 施工の不具合を原因とする疲労損傷, 土木学会論文集 A, Vol.63, No.3, pp.518-532, 2007.
- 5.4) 首都高速道路株式会社ホームページ: 鋼製橋脚隅角部の疲労損傷対策,  
<http://www.shutoko.jp/ss/tech-shutoko/save/guukaku.html>
- 5.5) 坂野昌弘, 三上市藏, 鷹羽新二: 鋼製橋脚隅角部の低サイクル疲労挙動, 土木学会論文集, No.563/I-39, pp.49-60, 1997.
- 5.6) 三木千壽, 四十沢利康, 穴見健吾: 鋼製橋脚ラーメン隅角部の地震時脆性破壊, 土木学会論文集, No.591/I-43, pp.273-281, 1998.
- 5.7) 陵城成樹, 足立幸郎, 猪瀬幸太郎, 杉浦邦征, 渡邊英一: 鋼製橋脚基部の地震時低サイクル疲労挙動に関する実験的研究, 構造工学論文集, Vol.48A, pp.649-655, 2002.
- 5.8) 佐々木栄一, 高橋和也, 市川篤司, 三木千壽, 名取暢: 鋼製ラーメン橋脚隅角部の補剛構造がその弾塑性挙動に及ぼす影響, 土木学会論文集, No.689/I-57, pp.201-214, 2001.
- 5.9) 鈴木俊光, 葛漢彬, 藤江渉: 繰り返し荷重を受ける鋼製橋脚隅角部の延性き裂発生評価に関する実験データによる検証, 第 13 回地震時保有水平耐力法に基づく橋梁等構造の耐震設計に関するシンポジウム講演論文集, pp.229-234, 2010.
- 5.10) 西村俊夫, 三木千壽: 構造用鋼材のひずみ制御低サイクル疲れ特性, 土木学会論文報告集, No.279, pp.29-44, 1978.
- 5.11) 鈴木威, 若槻晃右, 上平悟, 加藤久人, 坂野昌弘, 堀川浩甫: 大阪西宮線大 P88 鋼製橋脚隅角部に生じた亀裂の発生原因と補強対策に関する検討, 構造工学論文集, Vol.50A, pp.737-748, 2004.
- 5.12) 日本溶接協会: 動的繰返し大変形を受ける溶接鋼構造物の脆性破壊性能評価方法 (WES2808), 2003.
- 5.13) 日本溶接協会: 溶接継手のぜい性破壊発生及び疲労亀裂進展に対する欠陥の評価方法 (WES2805), 2011.
- 5.14) 田村洋, 佐々木栄一: 修正ワイブル応力に基づく鋼部材の地震時脆性破壊発生限界の評価, 土木学会論文集 A1 (構造・地震工学), Vol.71, No.2, pp.173-185, 2015.
- 5.15) 田村洋, 佐々木栄一, 山田均, 勝地弘: 溶接部の止端形状が地震時脆性破壊の発生限界状態に及ぼす影響, 鋼構造論文集, Vol.20, No.77, pp.1-14, 2013.
- 5.16) S.R. Bordet, A.D. Karstensen, D.M. Knowles, C.S. Wiesner: A new statistical local criterion for cleavage fracture in steel. Part I: model presentation, Engineering Fracture Mechanics, Vol.72, pp.435-452, 2005.
- 5.17) S.R. Bordet, A.D. Karstensen, D.M. Knowles, C.S. Wiesner: A new statistical local criterion for cleavage fracture in steel. Part II: application to an offshore structural steel, Engineering Fracture Mechanics, Vol.72, pp.453-474, 2005.
- 5.18) 館石和雄, 判治剛: 画像計測を用いた試験システムによる突合わせ溶接継手の低サイクル疲労強度の検討, 土木学会論文集, No.752/I-66, pp.277-287, 2004.
- 5.19) 館石和雄, 判治剛, 南邦明: 極低サイクル疲労領域における変動振幅ひずみ下の低サイクル疲労寿命予測モデル, 土木学会論文集, No.773/I-69, pp.149-158, 2004.
- 5.20) 館石和雄, 判治剛, 鬼頭和也, 南邦明: 溶接部を対象とした極低サイクル疲労強度予測モデル, 構造工学論文集, Vol.51A, pp.1275-1282, 2005.
- 5.21) Iida, K. and Fujii, E.: Low cycle fatigue strength of steels and welds in relation to static tensile properties, 4th

- International Conference on Fracture, Vol.2, pp.19-24, 1977.
- 5.22) 中込忠男, 李建: 繰返し力を受ける SM490 鋼の疲労性に関する研究, 日本建築学会構造系論文集, No.469, pp.127-136, 1995.
- 5.23) 判治剛, 舘石和雄, 南邦明, 鬼頭和也: 局所的なひずみを基準とした溶接継手の極低サイクル疲労強度評価, 土木学会論文集, No.808/I-74, pp.137-145, 2006.
- 5.24) 判治剛, 舘石和雄: 鋼製橋脚基部を対象とした低サイクル疲労強度曲線の提案, 鋼構造論文集, Vol.16, No.64, pp.21-30, 2009.
- 5.25) 土木学会: 鋼・合成構造標準示方書 [耐震設計編], 2008.
- 5.26) 坂野昌弘, 三上市藏, 村山弘, 三住泰久: 鋼製橋脚基部の超低サイクル疲労破壊挙動, 鋼構造論文集, Vol.2, No.8, pp.73-82, 1995.
- 5.27) 松井延行, 葛漢彬: 延性破壊時における鋼製橋脚基部のひずみ集中度に関する 3 次元解析, 土木学会第 61 回年次学術講演会講演概要集, 部門 I, pp.29-30, 2006.
- 5.28) 津村康裕, 葛漢彬, 松井延行: 延性き裂の発生を伴う鋼製厚肉断面橋脚の終局状態に関する実験的研究, 土木学会第 61 回年次学術講演会講演概要集, 部門 I, pp.31-32, 2006.
- 5.29) Tateishi K., Chen T. and Hanji T.: Extremely low cycle fatigue assessment method for un-stiffened cantilever steel columns, Doboku Gakkai Ronbunshuu A, Vol.64, No.2, pp.288-296, 2008.
- 5.30) 判治剛, 舘石和雄, 鵜飼隼: 長時間継続地震動下での鋼製橋脚の低サイクル疲労性能, 第 68 回土木学会年次学術講演会講演概要集, 部門 I, pp.115-116, 2013.
- 5.31) 日本道路協会: 道路橋示方書・同解説 V 耐震設計編, 2012.
- 5.32) 判治剛, 永松直樹, 舘石和雄: 溶接止端処理による鋼製橋脚基部の極低サイクル疲労強度向上法, 鋼構造年次論文報告集, Vol.19, pp.355-360, 2011.
- 5.33) 石井元悦, 尾木靖夫, 森下邦宏: 軸降伏座屈拘束型制振ブレース「MCB ダンパー」の復元力特性, 一般財団法人日本建築総合研究所 機関紙 GBRC 122, Vol.30, No.4, pp.54-61, 2005.
- 5.34) 宇佐美勉, 佐藤崇: 座屈拘束ブレースの低サイクル疲労実験と照査法, 構造工学論文集, Vol.56A, pp.486-498, 2010.
- 5.35) 船山淳起, 王春林, 宇佐美勉: 溶接部の仕上げによる鋼製 BRB の低サイクル疲労性能向上効果, 構造工学論文集, Vol.57A, pp.565-578, 2010.