共同研究報告書
整理番号第597号

鋼橋の疲労耐久性向上技術に関する共同研究報告書

－面外ガセット溶接継手における疲労強度の寸法効果と疲労き裂に対するき裂進展解析手法の適用性に関する検討－

令和7年4月

国立研究開発法人土木研究所
名古屋大学
東京都立大学
施工技術総合研究所

Copyright © (2025) by P.W.R.I.

All rights reserved. No part of this book may be reproduced by any means, nor transmitted, nor translated into a machine language without the written permission of the Chief Executive of P.W.R.I.

この報告書は、国立研究開発法人土木研究所理事長の承認を得て刊行したものである。したがって、本報告書の全部又は一部の転載、複製は、国立研究開発法人土木研究所理事長の文書による承認を得ずしてこれを行ってはならない。

共同研究報告書
第 597 号　2025 年 4 月

鋼橋の疲労耐久性向上技術に関する共同研究報告書

－面外ガセット溶接継手における疲労強度の寸法効果と疲労き裂に対するき裂進展解析手法の適用性に関する検討－

国立研究開発法人土木研究所
名古屋大学
東京都立大学
施工技術総合研究所

要旨

面外ガセット溶接継手の疲労強度に対する寸法効果については，解析的な検討は多く行われているものの，疲労試験による系統立てた検討例は少ない．本研究では，道路橋の溶接継手を対象として，ガセット長さを 200, 400, 800mm，主板厚を 9, 25, 40mm と変化させた大型の面外ガセット溶接継手試験体の疲労試験を軸引張荷重下で行い，継手の寸法諸元が疲労強度に及ぼす影響について検討を行った．また，疲労試験時のビーチマーク試験と溶接止端近傍のき裂発生・進展時のひずみ計測の結果を基に，き裂進展性状の分析を行うとともに，その結果を踏まえたき裂進展解析により，継手の寸法諸元が疲労強度に及ぼす影響の試算を行い，その寸法効果について検討を行った．さらに，同じ面外ガセット溶接継手試験体の疲労試験結果に対して，JSSC 解析手法によるき裂進展解析を実施し，試験結果と解析結果の比較分析を通じて，その推定精度について検討を行った．

キーワード：大型面外ガセット溶接継手，疲労試験，疲労強度，寸法効果，疲労き裂進展解析

共同研究担当者名簿

機　関	氏　名	所　属	担当期間
国立研究開発法人 土木研究所	上仙　靖	構造物メンテナンス研究センター　上席研究員※1	R3.5～4.3
	澤田　守	構造物メンテナンス研究センター　上席研究員	R3.5～
	高橋　実	構造物メンテナンス研究センター　主任研究員	R3.5～
	大西　孝典	構造物メンテナンス研究センター　研究員※2	R3.5～R3.9
	篠田　隆作	構造物メンテナンス研究センター　研究員※3	R3.5～R4.3
	大西　達也	構造物メンテナンス研究センター　研究員※2	R3.10～R5.6
	西原　知彦	構造物メンテナンス研究センター　研究員※3	R4.4～R6.3
	奥村　淳弘	構造物メンテナンス研究センター　研究員※4	R4.4～R6.3
	川口　真理沙	構造物メンテナンス研究センター　交流研究員※5	R4.4～R6.7
	小原　礼	構造物メンテナンス研究センター　交流研究員	R5.4～
	日高　誠	構造物メンテナンス研究センター　交流研究員	R5.4～
	盛岡　諒平	構造物メンテナンス研究センター　研究員	R5.7～
名古屋大学	舘石　和雄	工学研究科　土木工学専攻　教授	R3.5～
	判治　剛	工学研究科　土木工学専攻　准教授	R3.5～
東京都立大学	村越　潤	都市環境科学研究科　都市基盤環境学域　教授	R3.5～
施工技術総合研究所	小野　秀一	研究第二部　部長	R3.5～
	田中　俊介	研究第二部　副主幹	R3.5～
	井上　一磨	研究第二部　研究員	R3.5～
	深見　亮介	研究第二部　研究員	R4.4～

※1　現　国土技術政策総合研究所

※2　現　首都高速道路株式会社

※3　現　阪神高速道路株式会社

※4　現　本州四国連絡拘束道路株式会社

※5　現　株式会社復建エンジニヤリング

目　　次

第 1 章　　はじめに 1
1.1　研究の背景と目的.....1
1.2　検討内容 2

第 2 章　　検討対象とした面外ガセット溶接継手の試験体と疲労試験 3
2.1　試験体の形状寸法及び溶接条件.....3
2.2　疲労試験方法.....6
2.3　疲労試験結果.....9
2.3.1　疲労破面の状況.....10
2.3.2　試験終了時の繰返し回数 N_f 15

第 3 章　　疲労き裂進展解析手法と変位外挿法による K 値の算出方法 16
3.1　疲労き裂進展解析.....16
3.1.1　解析方法と解析モデル.....16
3.1.2　解析結果.....24
3.2　K 値算出のためのき裂を導入した場合の FEM 解析.....27
3.2.1　解析モデル.....27
3.2.2　変位外挿法による K 値算出.....30

第 4 章　　面外ガセット溶接継手の疲労き裂に対するき裂進展解析手法の適用性の検討 .33
4.1　概説 33
4.2　検討方法 34
4.3　ビーチマーク試験体の概要.....36
4.4　疲労破面の観察結果.....37
4.4.1　破面状況.....37
4.4.2　初期単一き裂の発生挙動.....37
4.4.3　き裂の進展挙動.....39
4.5　試験値と解析値の比較分析.....41
4.5.1　半楕円表面き裂の進展挙動.....41
4.5.2　板厚貫通き裂の進展挙動.....47
4.6　試験値と解析値の差異に関する考察.....56
4.6.1　JSSC 解析手法と変位外挿法による K 値の比較 56
4.6.2　き裂進展方向の仮定の影響.....60
4.6.3　簡易的な補正による JSSC 解析手法の推定精度 65

4.7　疲労寿命推定における初期き裂形状の影響 68
4.8　まとめ 71

第 5 章　面外ガセット溶接継手における疲労強度の寸法効果に関する検討 73
5.1　概説 73
5.2　疲労試験結果の分析 74
5.2.1　進展時のき裂の形状 76
5.2.2　き裂発生・進展に伴うひずみ範囲の変化 77
5.2.3　試験終了時の繰返し回数 N_f と 200 万回疲労強度 80
5.2.4　き裂発生時の繰返し回数 N_c と 20 万回疲労強度 82
5.3　疲労き裂進展解析による主板厚貫通時の繰返し回数 N_{te} の推定 84
5.3.1　主板貫通時から試験終了時までの繰返し回数の算出方法 84
5.3.2　主板貫通時繰返し回数 N_{te} と 200 万回疲労強度 85
5.4　疲労き裂進展解析による継手の寸法効果に関する考察 88
5.4.1　解析方法 88
5.4.2　溶接止端部近傍の応力分布 90
5.4.3　き裂進展解析結果と試験結果の比較 91
5.4.4　実構造を対象とした寸法効果の検討 94
5.5　まとめ 95

第 6 章　結論 98

付属資料 100

第1章 はじめに

1.1 研究の背景と目的

鋼道路橋の設計においては，2002年の「鋼道路橋の疲労設計指針」[1)]の発刊以降，応力範囲に基づく疲労照査による疲労設計法が導入されている．その後，2017年に改定された道路橋示方書[2)](以下，道示)では，疲労設計のための設計荷重が規定され，同指針に準じた具体的な疲労設計法の基準化に至っている．疲労照査において主桁ウェブに取り付く下横構ガセット，横桁下フランジガセット，水平補剛材等の面外ガセット溶接継手は，新設橋で使用される溶接継手としては，一般に疲労強度等級が最も低く，部材の断面設計に影響を与える可能性のある継手である．

鋼道路橋の面外ガセット溶接継手に関しては，道路橋示方書[2)]や鋼構造物の疲労設計指針[3)]において継手寸法の影響(寸法効果)を考慮した疲労強度が規定されている．具体的には，ガセット長さが 100mm 以下では F 等級，100mm を超える場合には G 等級の疲労強度等級を規定しているが，これは疲労き裂の起点となるガセット端のまわし溶接部止端の応力集中がガセット長さの影響を受けるため[4)]とされている．また，主板厚の影響に関しては，道示では，主板厚の違いによる疲労強度への応力集中の影響を考慮している一方で，「鋼道路構造物の疲労設計指針（日本鋼構造協会)」[5)](以下，JSSC 指針)では主板厚による疲労強度の補正は行わないこととしている．しかし，これらの規定の根拠となる疲労試験の多くが，実橋諸元とは異なる小型継手試験体を対象としており，面外ガセット継手の寸法効果については議論の余地がある．

一方，溶接継手からのき裂の進展挙動を再現し，疲労寿命を評価する比較的簡便な手法として，JSSC 指針[5)]に示されるき裂進展解析手法(JSSC 解析手法)があり，主桁のき裂に対する点検頻度の検討など，維持管理の最適化の検討ツールとして同手法の活用の可能性も考えられる．しかし，き裂の進展挙動が 3 次元的となる面外ガセット溶接継手に対する JSSC 解析手法の適用性に関する定量的な評価事例は少なく，特に試験データの少ない実橋諸元の継手に対する適用性については明確ではない．近年，疲労設計導入前に建設された鋼 I 桁橋では，主桁と横桁，横構取付け部の面外ガセット溶接継手に，主桁破断につながるおそれのある疲労き裂が報告されている[6),7)]．主桁のき裂は，ある程度進展すると脆性破壊に移行するおそれがあることから，このようなき裂進展解析手法により概略でも進展性状を評価できるのであれば，監視等の措置や対策時期を合理的に検討していく上で，参考に資するものと考えられる．

以上より，本研究では，過年度に土木研究所において木ノ本らが実施した実橋諸元の面外ガセット溶接継手に対する疲労試験データ 45 体[8)]の分析と，試験結果を踏まえた疲労き裂進展解析を実施し，継手の主な寸法諸元が疲労強度に及ぼす影響を試算し，継手の寸法効果について考察を行った．また，ビーチマーク試験を実施した試験体の疲労試験に対して，JSSC 解析によるき裂進展解析を行い，疲労試験結果との比較分析を通して，き裂の進展寿命や形状変化に対する JSSC 解析手法の推定精度について考察を行った．

1.2 検討内容

本研究では，ガセット長さ及び主板厚を実橋に近い寸法諸元まで変化させた面外ガセット溶接継手試験体の疲労試験結果に対して，継手寸法の疲労強度への影響（寸法効果）を分析するとともに，JSSC 解析手法によるき裂進展解析を実施し，疲労試験結果との比較分析を通じて，その推定精度を評価した．以下に，検討内容を示す．

(1) 面外ガセット溶接継手の疲労き裂に対するき裂進展解析手法の適用性の検討

疲労試験に対して，JSSC 解析手法によるき裂進展解析を実施し，試験結果（試験体 19 体，き裂数 29 個のビーチマーク試験データ）との比較を通じて，同手法による推定精度を分析した．また，試験値と解析値の差異に関する考察を通じて，推定精度の誤差要因を分析した．

(2) 面外ガセット溶接継手における疲労強度の寸法効果に関する検討

面外ガセット溶接継手試験体 45 体の疲労試験の分析と，試験結果を踏まえた疲労き裂進展解析を実施し，継手の主な寸法諸元が疲労強度に及ぼす影響を試算し，継手の寸法効果について考察を行った．

参考文献

1) 日本道路協会：鋼道路橋の疲労設計指針，2002.
2) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説，2017.
3) 日本鋼構造協会：鋼構造物の疲労設計指針・同解説（2012 年改定版），技報堂出版，2012.
4) 山田健太郎，三ツ木幸子，近藤明雄：ガセット溶接部材の疲れ強さと設計基準，構造工学論文集，Vol.32A，pp. 25-33，1986.
5) 日本鋼構造協会：鋼構造物の疲労設計指針・同解説，技報堂出版，1993.
6) 玉越隆史，三宅淳市，村越潤：鋼部材の疲労き裂について（その 1）－道路橋の主桁－，土木技術資料,51-10, pp. 39-40, 2009.
7) 中村充，増井隆，仲野孝洋，森猛：「主桁-横桁取合い部」損傷の補修検討，土木学会第 64 回年次学術講演会概要集，I-140, pp. 279-280, 2009.
8) 木ノ本剛，村越潤，平野秀一，佐藤歩，倉林拓矢，澤田守：寸法効果に着目した大型面外ガセット溶接継手の疲労強度に関する実験的検討，土木学会論文集，Vol.79，No.12，23-00088，2023.

第2章 検討対象とした面外ガセット溶接継手の試験体と疲労試験

2.1 試験体の寸法形状及び溶接条件

図-2.1.1 に疲労試験を実施した継手試験体の寸法形状を，**表-2.1.1** に試験体を構成する主板厚 t，ガセット板厚 t_g，ガセット長さ l の寸法の組合せを示す．試験体は道路橋の面外ガセット溶接継手を想定し，主板厚及びガセット板厚を 9mm に固定しガセット長さを 200mm, 400mm, 800mm とした試験体（T9L2, T9L4, T9L8）と，ガセット長さを 400mm，ガセット板厚を 25mm に固定し主板厚を 25mm，40mm とした試験体（T25L4, T40L4）であり，それぞれ 9 体，合計 45 体である．主板幅はガセット端のまわし溶接部における応力集中係数が極力大きくなるように，試験機に直接取り付けられる最大の寸法として 250mm とした．

表-2.1.2に試験体に使用した鋼材の機械的性質及び化学成分を示す．ガセットの主板への取り付けは鋼橋の製作で一般的なCO_2半自動溶接とした．溶接材料には，文献2)を参考に，同一径のフラックス入りワイヤと比較して，溶接止端形状による応力集中係数が相対的に大きいソリッドワイヤを用いた．**表-2.1.3**に溶接材料の機械的性質及び化学成分を，**表-2.1.4**に溶接条件を示す．試験体製作後には，試験体の種類毎に6体以上のまわし溶接部計136箇所で歯科用印象材による型取りを行い，ガセットの板厚方向に5等分（**図-2.1.2**参照）に切断後，デジタルカメラで撮影し，CAD上で15倍程度に拡大し溶接脚長，止端半径ρ，フランク角θを求めた．**表-2.1.5**に，各試験体で平均化した溶接形状の計測結果（平均値及び標準偏差）を示す．**図-2.1.3**に試験体種類別のまわし溶接部溶接形状の計測結果（平均値及び標準偏差）を示す．試験体のρ及びθの平均値は，**第5章**で述べる試験体の有限要素解析モデルに反映した．**図-2.1.4**に主板側と付加板側のそれぞれの溶接脚長の計測結果（溶接部位毎の平均値）を示す．**図-2.1.3**より，試験体の寸法諸元によらず，止端半径とフランク角は大きくばらついており，試験体の寸法諸元による有意な差はみられない．

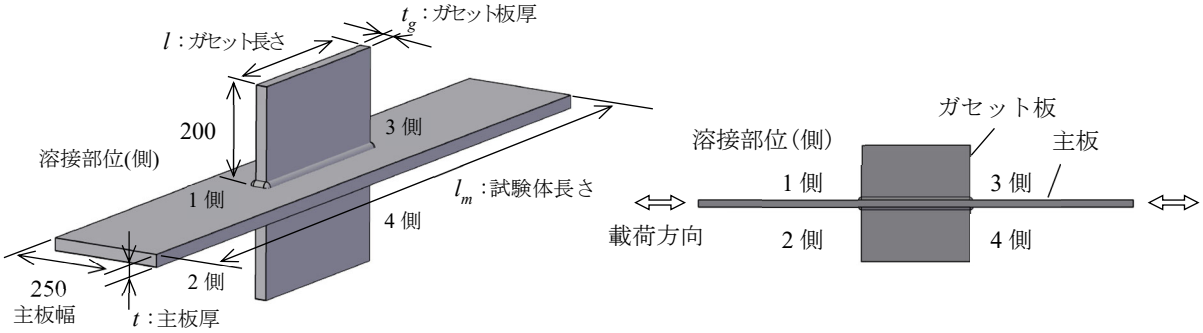


図-2.1.1　試験体寸法形状（単位：mm）と寸法パラメータ

表-2.1.1　試験体の種類と寸法

試験体種類	寸法値 (mm)			
	t	t_g	l	l_m
T9L2	9	9	200	1200
T9L4	9	9	400	1600
T9L8	9	9	800	2000
T25L4	25	25	400	1600
T40L4	40	25	400	1600

表-2.1.2　使用鋼材の機械的性質及び化学成分

材質	板厚 (mm)	機械的性質			化学成分(%)										炭素当量 *Ceq*	溶接割れ感受性組成 *Pcm*
		降伏点 (MPa)	引張強度 (MPa)	伸び (%)	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	Mo	V		
SM490YA	9	417	550	25	0.16	0.38	1.39	0.015	0.004	0.01	0.01	0.01	0	0.001	0.41	0.25
SM490YB	25	390	540	27	0.17	0.41	1.42	0.018	0.006	0.01	0.01	0.01	0	0.002	0.43	0.26
SM490YB	40	388	552	27	0.16	0.34	1.36	0.015	0.004	0.01	0.01	0.03	0	0.033	0.41	0.25

表-2.1.3　使用溶接材料の機械的性質及び化学成分

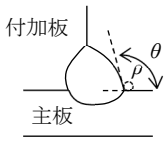
ワイヤの種類	機械的性質				化学成分(%)						
	降伏点 (MPa)	引張強度 (MPa)	伸び (%)	シャルピー吸収エネルギー(J)	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ti＋Zr
YGW11	450	533	30	142	0.07	0.75	1.58	0.01	0.012	0.26	0.22

表-2.1.4　溶接条件

試験体種類	目標脚長 (mm)	層数	溶接条件				
			電流 (A)	電圧 (V)	速度 (cm/min)	ガス流量 (L/min)	積層図
T9L2 T9L4 T9L8	6	1	240～280	28～32	30～40	25	
T25L4	8	3	240～280	28～32	40～60	25	
T40L4	9	3	240～280	28～32	40～60	25	

表-2.1.5　試験体まわし溶接部の溶接形状の計測結果

試験体種類		溶接脚長(mm) ガセット側	溶接脚長(mm) 主板側	止端半径 ρ(mm)	フランク角 θ(度)
T9L2	平均値	7.66	7.10	0.71	109.40
	標準偏差	0.78	0.68	0.31	10.38
T9L4	平均値	7.21	7.38	0.68	110.30
	標準偏差	0.56	0.61	0.29	7.44
T9L8	平均値	7.18	6.96	0.75	111.23
	標準偏差	0.58	0.65	0.34	8.77
T25L4	平均値	9.11	8.78	0.88	114.81
	標準偏差	0.70	0.85	0.35	11.38
T40L4	平均値	9.74	9.88	0.99	115.34
	標準偏差	0.72	0.93	0.32	7.38



ρ：止端半径
θ：フランク角

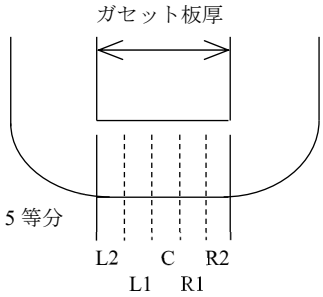


図-2.1.2　溶接形状の測定位置

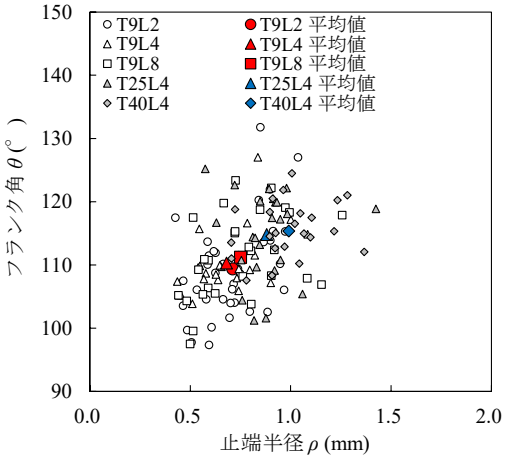


図-2.1.3　止端半径とフランク角の計測結果

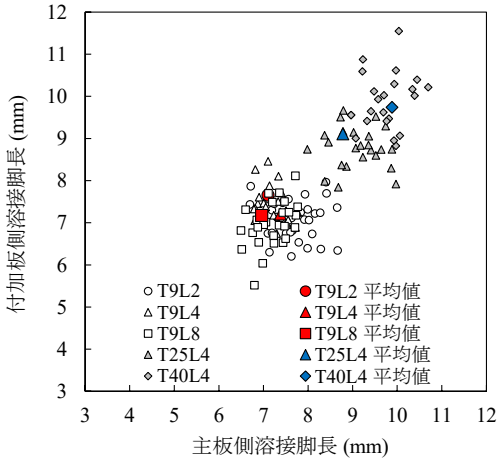


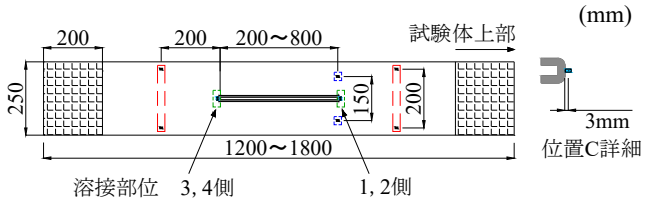
図-2.1.4　溶接脚長の計測結果

2.2 疲労試験方法

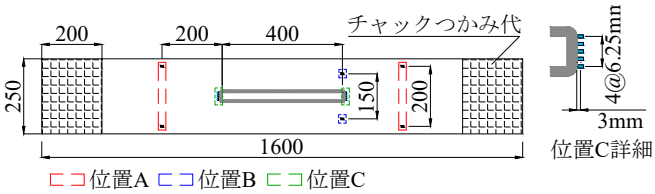
試験体の面外ガセット継手は実大サイズの寸法であり，溶接による引張残留応力が確実に導入されると考えられるが，一方で溶接ひずみによる初期不整の影響が懸念された．そこで，疲労載荷前に引張残留応力の導入と初期不整の影響確認を目的として静的載荷試験を実施した．

図-2.2.1にひずみゲージの貼付位置を示す．ガセット端から200mm離れた位置A（ゲージ長5mm）では，試験体に軸引張応力が均等に導入されていることを確認し，ガセット端位置でガセット板厚中心から幅方向75mmの位置B（ゲージ長5mm）では，疲労載荷時のガセット端における主板表裏のひずみ範囲の差を確認した．また，溶接止端から3mm位置の位置C（ゲージ長1mm）では，疲労試験中のき裂発生・進展に伴うひずみ範囲の変化を計測した．なお，3mmはゲージ貼付け時の鋼材研磨作業において，溶接止端部に接触しない必要な離隔として設定した．

静的載荷試験は0kNから200kNまで引張荷重を50kNずつ増加，減少させる載荷を2回，0kNから400kNまで50kNずつ増加し，100kNずつ減少させる載荷を2回行う載荷方法とした．**図-2.2.2**に位置Cのひずみ変動の一例（試験体T9L8-80-3，溶接部位1, 2側）を示すが，初載荷の載荷初期段階，2回目の載荷で初載荷の上限荷重200kNを超えた段階で降伏を示す挙動を示しており，溶接止端部付近に降伏応力に近い引張残留応力が導入されていることが確認できる．なお，この挙動は全ての試験体で確認している．**図-2.2.3**に位置Bでの0kNから400kNまでの2回目載荷時の荷重-ひずみ関係，および単位荷重あたりのひずみ変化量の一例を示すが，載荷初期段階では表裏の単位荷重あたりのひずみ変化量の差が大きく，溶接による初期不正の影響が確認できる．この表裏差は載荷荷重の増加に伴い小さくなることが確認できたため，文献3)を参考に表裏面の板曲げ応力が平均引張応力の10%以下となるように疲労載荷における上限荷重を決定した．



(a)　試験体 T9L2, T9L4, T9L8



(b)　試験体 T25L4, T40L4

図-2.2.1　ひずみゲージ貼付位置

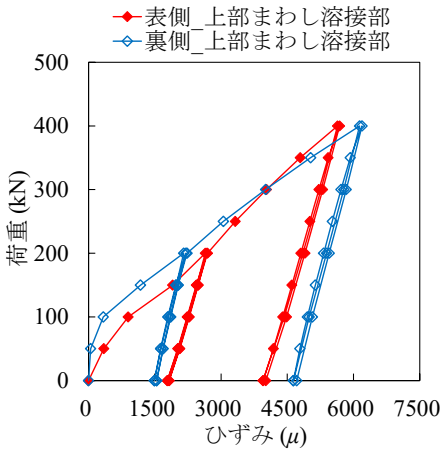


図-2.2.2　初期載荷時のひずみ変動

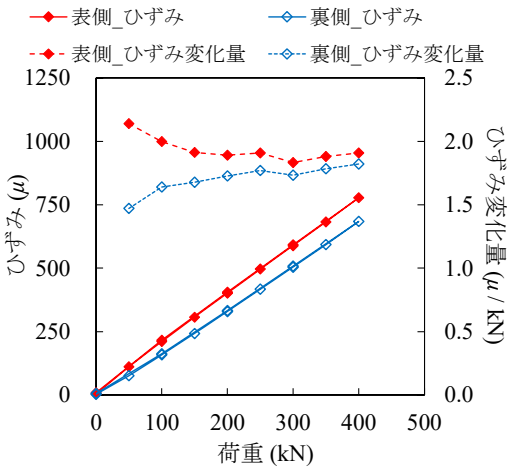


図-2.2.3　載荷荷重とひずみ変化量の関係

疲労試験は土木研究所所有の動的載荷能力1000kNの油圧サーボ制御式の疲労試験機を用いて実施した．応力波形は正弦波形で，繰返し速度は5～10Hzである．疲労試験における公称応力範囲は80MPa，65MPa，50MPaの3段階とし，各応力範囲で3体の試験を実施した．3体のうち1体以上でビーチマーク試験を実施しており，一定繰返し回数毎に下限荷重を上昇させて荷重範囲を半減した載荷を行い，ビーチマークを導入した．

表-2.2.1に試験体毎の試験条件を示す．試験に先立ち実施した静的載荷試験において，位置Bのひずみゲージにおいて主板表裏面で荷重－ひずみ関係の違いがみられており，ガセット板の溶接に伴う主板の面外変形が生じていることを確認している．この表裏面の差は載荷荷重の増加に伴い小さくなることが確認できたため，文献3)を参考に表裏面の板曲げ応力が平均引張応力の10%以下となるように，疲労試験での上限荷重を主板厚9mmでは500kN，主板厚25mm及び40mmでは1000kNとした．結果として本試験での応力比は0.20～0.77の範囲としている．なお，本試験体のガセット寸法は実橋と同程度であり，着目するまわし溶接部には降伏応力に近い引張残留応力が生じていると考えられ，今回の載荷条件下において応力比が疲労強度に及ぼす影響は小さい[4)]と考えている．

疲労試験中，試験体に貼付したひずみゲージを動ひずみ計に接続し，1000回の繰返し載荷毎に5回載荷分のひずみ波形を取得し，5波形のひずみ範囲の平均値を算出し，その経時変化を計測した．疲労試験はき裂の進展により残存断面積が減少し，載荷荷重に対して残存断面での塑性変形が顕著になった段階で試験終了とした．具体的には，疲労載荷の上限荷重載荷時の試験体変位が，き裂が無い状態では4mm未満であるのに対して，き裂の進展により試験体変位の増加が顕著となる10mmを超えた時点で試験機を停止し試験を終了した．その後，破面の観察のために変位を単調増加させて試験体を破断した．**写真-2.2.1**に疲労載荷後の試験機停止時における試験体の状況を示す．

表-2.2.1　疲労試験条件

試験体種類	応力範囲 (MPa)	上限荷重 (kN)	下限荷重 (kN)	荷重範囲 (kN)	最大応力 (MPa)	最小応力 (MPa)	応力比 R
T9L2 T9L4 T9L8	80	500.0	320.0	180.0	222	142	0.64
	65	500.0	353.3	146.8	222	157	0.71
	50	500.0	387.0	113.0	222	172	0.77
T25L4	80	1000.0	500.0	500.0	160	80	0.50
	65	1000.0	593.8	406.3	160	95	0.59
	50	1000.0	687.5	312.5	160	110	0.69
T40L4	80	1000.0	200.0	800.0	100	20	0.20
	65	1000.0	350.0	650.0	100	35	0.35
	50	1000.0	500.0	500.0	100	50	0.50

写真-2.2.1　疲労試験状況

2.3 疲労試験結果

表-2.3.1 に，全試験体 45 体の疲労試験結果を示す．試験体の名称 T○L○-○-○の○部は，順に主板厚 t(mm)，ガセット長さ l(×100mm)，応力範囲(MPa)，試験体番号を指す．なお，表中の N_f は試験終了時の繰返し回数（貫通き裂が進展し試験体変位が顕著となる 10mm を超えた時点），

表-2.3.1 疲労試験結果（N_{te} については 5 章に詳述）

試験体番号	応力範囲(MPa)	繰返し回数 試験終了時 N_f	繰返し回数 主板貫通時 N_t	繰返し回数 主板貫通時 (N_{te})	N_t/N_f	表面き裂長さ(mm) 主板貫通時	表面き裂長さ(mm) 試験終了時	表面き裂長さ(mm) 貫通後進展長さ
T9L2-80-1	80	1,162,239	894,600	(841,620)	0.77	26	163	137
T9L2-80-2		1,147,672		(827,053)	－	－	未計測	－
T9L2-80-3		996,942	795,200	(676,323)	0.80	26	155	130
T9L2-65-1	65	2,461,087		(1,892,976)	－	－	150	－
T9L2-65-2		2,043,627	1,796,400	(1,475,516)	0.88	46	155	109
T9L2-65-3		2,755,645		(2,187,534)	－	－	148	－
T9L2-50-1	50	4,640,700	4,041,900	(3,468,784)	0.87	42	147	105
T9L2-50-2		4,992,873		(3,820,957)	－	－	149	－
T9L2-50-3		4,734,890		(3,562,974)	－	－	154	－
T9L4-80-1	80	697,900	598,200	(428,640)	0.86	51	143	92
T9L4-80-2		975,271		(706,011)	－	－	141	－
T9L4-80-3		968,093	797,600	(698,833)	0.82	30	154	124
T9L4-65-1	65	1,497,000	1,197,600	(1,019,991)	0.80	28	未計測	－
T9L4-65-2		1,761,602		(1,284,593)	－	－	133	－
T9L4-65-3		1,761,729		(1,284,720)	－	－	158	－
T9L4-50-1	50	2,885,622	2,395,200	(1,902,134)	0.83	37	143	106
T9L4-50-2		5,320,132		(4,336,644)	－	－	152	－
T9L4-50-3		4,241,858		(3,258,370)	－	－	142	－
T9L8-80-1	80	697,900	598,200	(450,430)	0.86	47	181	134
T9L8-80-2		914,484		(667,014)	－	－	154	－
T9L8-80-3		797,600	697,900	(550,130)	0.88	45	150	105
T9L8-65-1	65	1,347,300	1,197,600	(908,932)	0.89	48	151	103
T9L8-65-2		1,483,956		(1,045,588)	－	－	144	－
T9L8-65-3		1,400,678		(962,310)	－	－	145	－
T9L8-50-1	50	2,994,000	2,544,900	(2,090,370)	0.85	35	149	114
T9L8-50-2		3,707,540		(2,803,910)	－	－	146	－
T9L8-50-3		3,343,169		(2,439,539)	－	－	149	－
T25L4-80-1	80	749,250		(580,924)	－	－	177	－
T25L4-80-2		883,404	798,800	(715,078)	0.90	69	182	113
T25L4-80-3		1,012,154		(843,828)	－	－	186	－
T25L4-65-1	65	1,791,759		(1,493,662)	－	－	176	－
T25L4-65-2		1,631,599		(1,333,502)	－	－	175	－
T25L4-65-3		1,498,500	1,348,650	(1,200,403)	0.90	67	176	109
T25L4-50-1	50	3,107,338	2,895,650	(2,493,241)	0.93	87	172	86
T25L4-50-2		3,650,682		(3,036,585)	－	－	178	－
T25L4-50-3		3,525,169		(2,911,072)	－	－	183	－
T40L4-80-1	80	1,046,531	998,500	(889,979)	0.95	80	222	142
T40L4-80-2		1,239,675		(1,083,123)	－	－	226	－
T40L4-80-3		1,126,947		(970,395)	－	－	239	－
T40L4-65-1	65	1,830,008	1,697,450	(1,552,784)	0.93	81	217	136
T40L4-65-2		2,094,654		(1,817,430)	－	－	226	－
T40L4-65-3		2,217,045		(1,939,821)	－	－	232	－
T40L4-50-1	50	4,584,690		(4,013,695)	－	－	226	－
T40L4-50-2		3,824,899	3,494,750	(3,253,904)	0.91	82	226	144
T40L4-50-3		4,160,200		(3,589,205)	－	－	222	－

N_tは板厚貫通時の繰返し回数(ビーチマークにより，き裂の主板の貫通を確認した時点)である．ビーチマーク試験を実施した試験体は，N_tの値が記載されている 18 体と，N_tの値が確認できなかった T25L4-80-1 を含めた計 19 体である．なお，全断面降伏時の表面き裂長さは計算値である．全断面降伏時から試験終了時までの繰返し回数はビーチマーク試験の結果から，主板厚 9mm では試験終了時の繰返し回数 N_fの 1.6%程度，主板厚 25mm，40mm では N_f の 0.8%程度であり，結果に大きな影響を及ぼさないことを確認している．

2.3.1　疲労破面の状況

試験終了時に磁粉探傷試験を実施し，ビーチマークを導入した試験体 19 体(4 箇所の溶接部位/1 試験体)のうち，ほぼ全ての溶接部位でき裂の発生を確認したが，貫通に至ったき裂の進展が顕著な溶接部位を破面出ししている．**写真**-2.3.1 に，疲労破面を示す．全てのき裂はガセット端部のまわし溶接部の主板側溶接止端から発生・進展したが(**図**-2.3.1 参照)，主板厚が 9mm の試験体では主板表裏の片側からのみき裂が発生する場合と，両側からき裂が発生し主板厚中央付近で合体し貫通き裂に至る場合(以下，それぞれ片側き裂，両側き裂)が確認された．一方，主板厚が 25mm，40mm の試験体では全ての試験体で主板表裏の両側のまわし溶接部からき裂発生・進展が確認された．

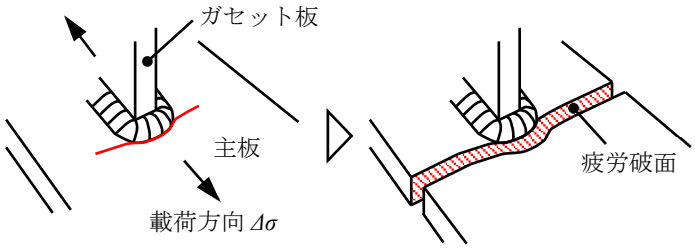
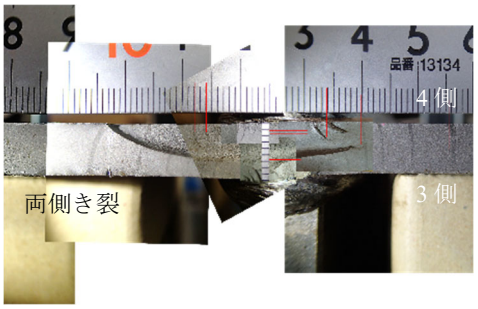
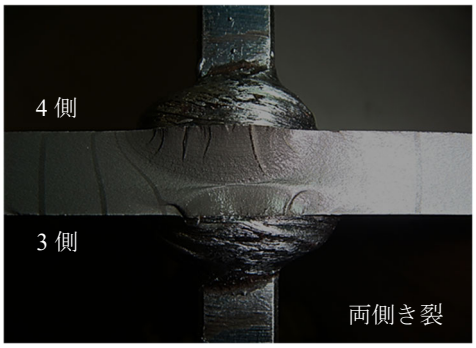


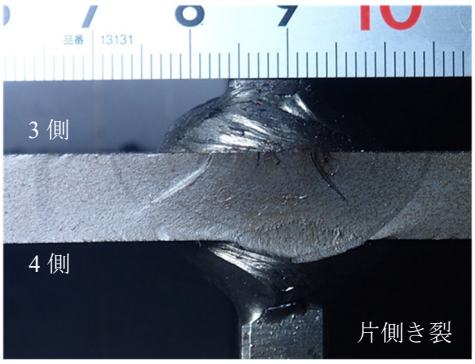
図-2.3.1　き裂の発生・進展挙動と疲労破面



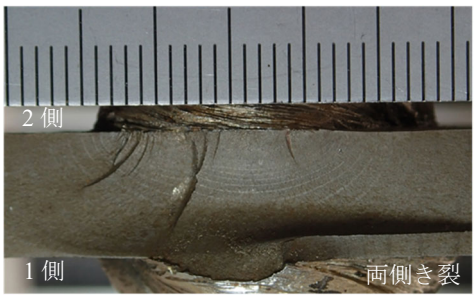
(a)　試験体 T9L2-80-1



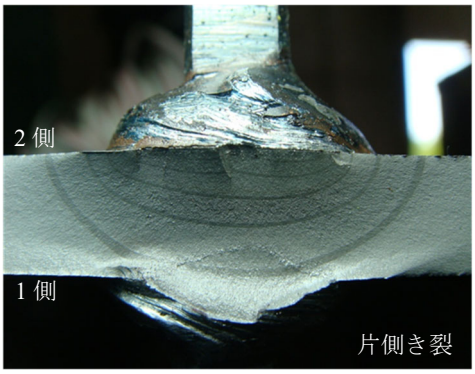
(b)　試験体 T9L2-80-3

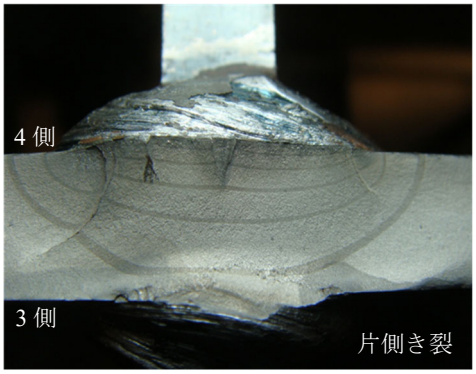


(c)　試験体 T9L2-65-2

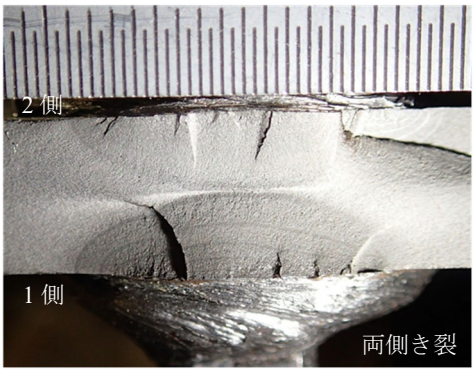


(d)　試験体 T9L2-50-1



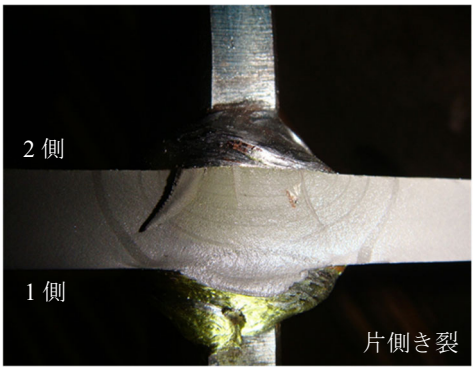


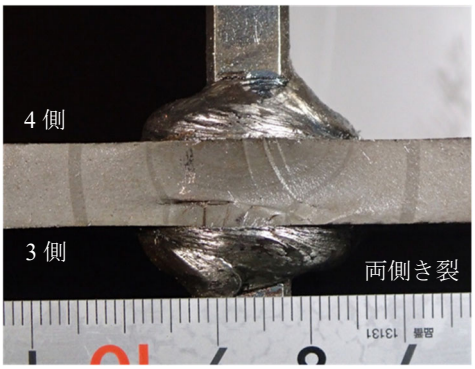
(e)　試験体 T9L4-80-1



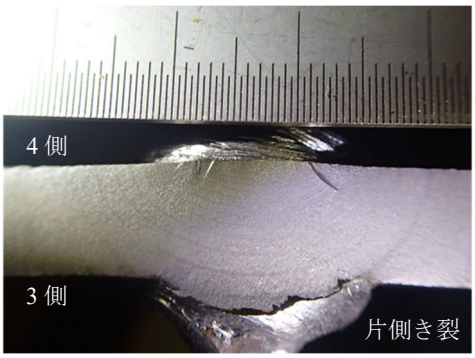
(f)　試験体 T9L4-80-3

写真-2.3.1　疲労破面(1/4)

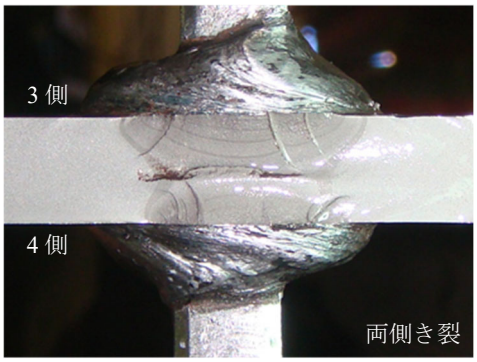




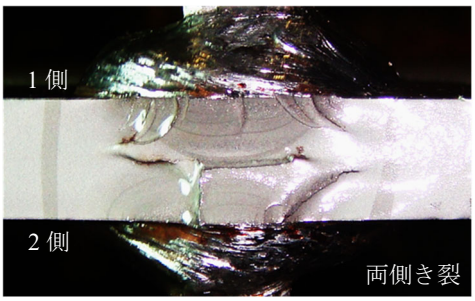
(g)　試験体 T9L4-65-1



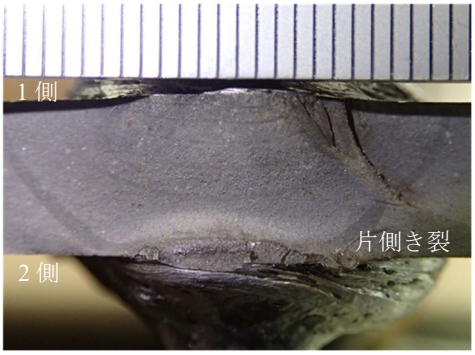
(h)　試験体 T9L4-50-1

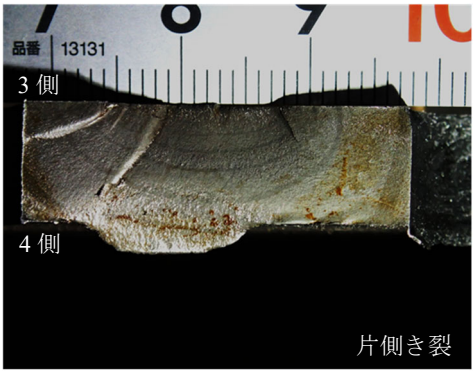


(i)　試験体 T9L8-80-1



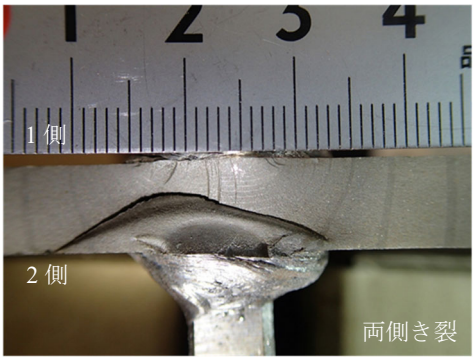
(j)　試験体 T9L8-80-3

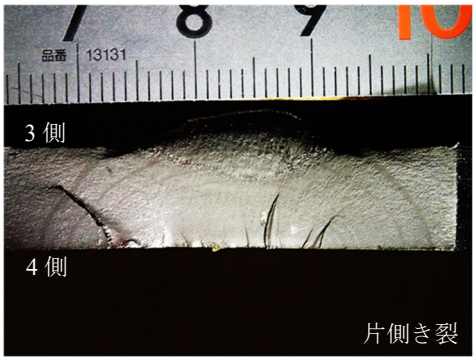




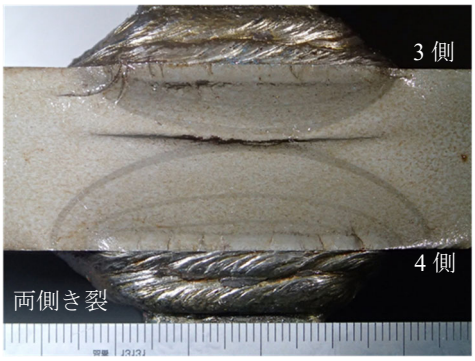
(k)　試験体 T9L8-65-1

写真-2.3.1　疲労破面(2/4)

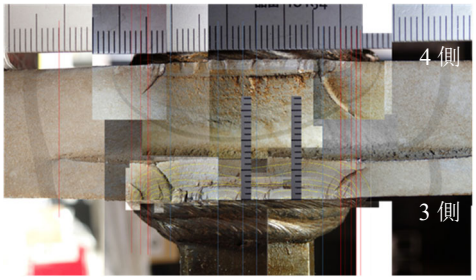




(l)　試験体 T9L8-50-1

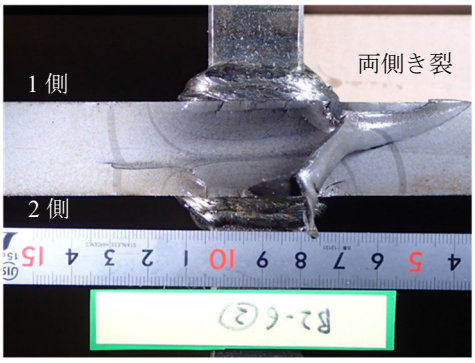


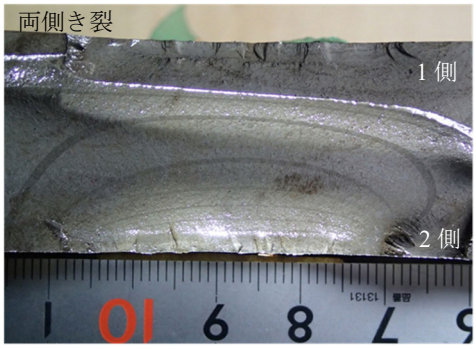
(m)　試験体 T25L4-80-1



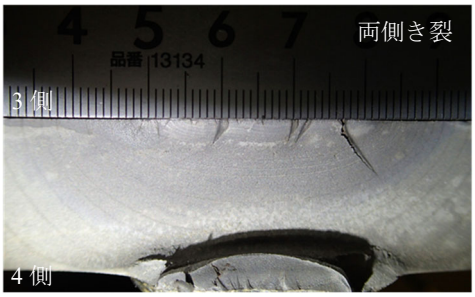
両側き裂

(n)　試験体 T25L4-80-2



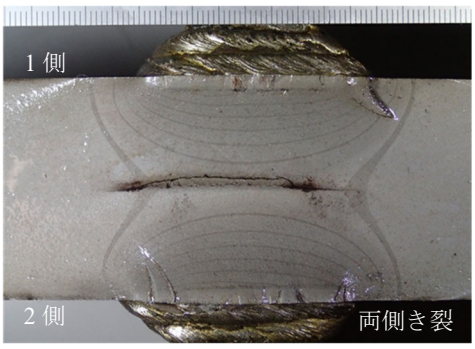


(o)　試験体 T25L4-65-3

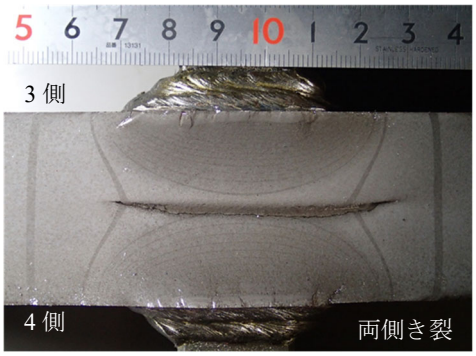


(p)　試験体 T25L4-50-1

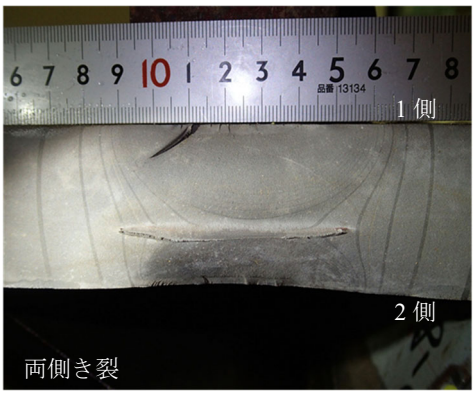
写真-2.3.1　疲労破面(3/4)



(q)　試験体 T40L4-80-1



(r)　試験体 T40L4-65-1



(s)　試験体 T40L4-50-2

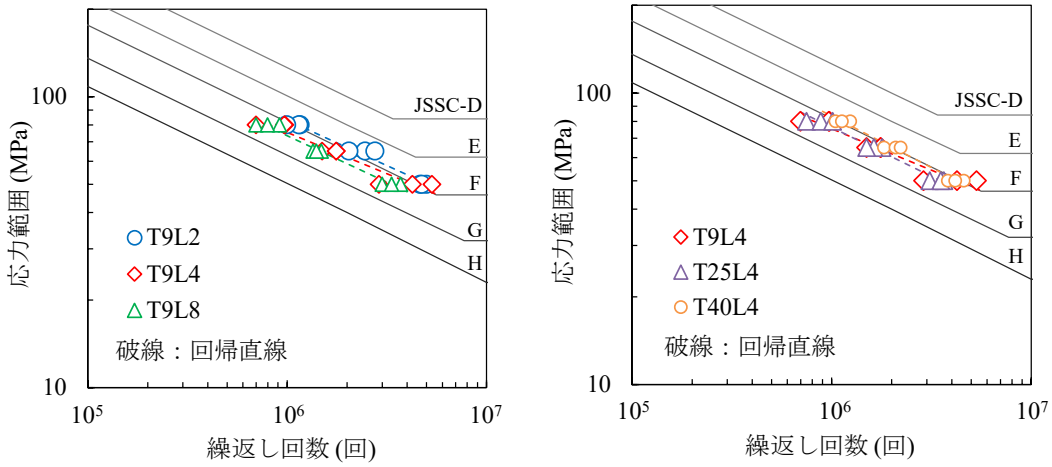
写真-2.3.1　疲労破面(4/4)

2.3.2　試験終了時の繰返し回数 N_f

図-2.3.2 に，全試験体 45 体について，試験終了時の繰返し回数で整理した S-N_f 線図を示す．**図-2.3.2(a)**に主板厚が一定（t=9mm）でガセット長さを変化させた試験体，**図-2.3.2(b)**にガセット長さが一定（l=400mm）で主板厚とガセット板厚を変化させた試験体に対する試験結果をそれぞれ示す．図中には，従属変数を $\log\Delta\sigma$（$\Delta\sigma$：応力範囲），独立変数を N_f とした場合の各試験体の回帰曲線（式(2.1)）を示す．

$$\log \Delta\sigma = -\frac{1}{m} \cdot \log N_f + C \tag{2.1}$$

図-2.3.2(a)より，ガセット長さを変化させた試験体では，ガセット長さが長くなるにつれて疲労強度が低下する傾向が確認できる．一方，**図-2.3.2(b)**より，主板厚とガセット板厚を変化させた試験体では，主板厚による傾向は明確ではない．また，主板厚の増加により指数mが減少する傾向であった．



(a)　ガセット長さの影響　　(b)　主板厚・ガセット板厚の影響

図-2.3.2　疲労試験結果の S-N_f 関係

参考文献

1) 穴見健吾，合田雄亮，内田大介，平山繁幸，判治剛：面外ガセット溶接継手の疲労強度の寸法効果に関する一考察，構造工学論文集，Vol.60A, pp. 651-660, 2014.
2) 舘石和雄，慶甲秀，町田文孝，三木千寿：高張力鋼すみ肉溶接継手部の疲労強度の溶接材料依存性，土木学会論文集，No.543/I-36，pp. 133-140，1996.
3) JIS Z 3103，アーク溶接継手の片振り引張疲れ試験方法，1987.
4) 日本鋼構造協会：鋼構造物の疲労設計指針・同解説(2012 年改訂版)，技報堂出版, 2012.

第3章 疲労き裂進展解析手法と変位外挿法による*K*値の算出方法

き裂進展解析はJSSC指針に示される手法(JSSC解析手法)[1),2)]に従って実施しており，3.1ではその手法の概要について述べる．また，4.6では，JSSC解析手法の推定精度を考察する上で，半楕円き裂を導入した溶接継手を用いてFEM解析を実施し，変位外挿法により応力拡大係数(*K*値)を算出しており，その手法について3.2で述べる．

3.1 疲労き裂進展解析

3.1.1 解析方法と解析モデル

(1) き裂のモデル化

JSSC指針[2)]では，割れ，融合不良，溶込み不良などをき裂とみなし，検出されたき裂は，内部貫通き裂，片側貫通き裂，楕円形埋没き裂，半楕円表面き裂，1/4楕円形表面き裂のいずれかに置き換え，初期き裂とし，**図-3.1.1**に示すようなきずのき裂への置き換え方法が示されている．面外ガセット溶接継手は，自由表面は平面であり，溶接止端部から発生するき裂は，一般的には半楕円表面き裂と板厚貫通き裂の2つに分類することができる．本研究では，JSSC指針を参考に，疲労破面の観察結果を踏まえて，同様な半楕円き裂と板厚貫通き裂を想定した．

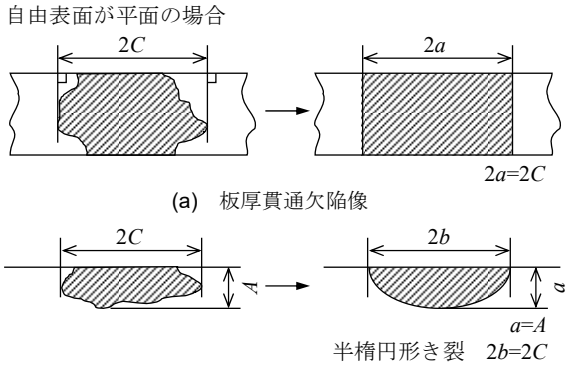


図-3.1.1 きずのき裂への置き換え

(2) 疲労き裂進展速度式

き裂進展速度$\frac{da}{dN}$と応力拡大係数 K の関係は，次式の修正 Paris 則 [2)]を用いた．

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K^n - \Delta K_{th}^n) \tag{3.1}$$

ここで，

C：材料定数 (= 1.5×10^{-11})

n：材料定数 (= 2.75)

ΔK_{th}：下限界応力拡大係数範囲 (= 2.4 MPa$\sqrt{\mathrm{m}}$)

材料定数 C, n, 下限界応力拡大係数範囲 ΔK_{th} には平均設計曲線 [2)]の値を用いた．

(3) 半楕円表面き裂の応力拡大係数

応力拡大係数は，疲労き裂先端付近の応力状態を表す係数である．無限平板に長さ $2a$ の貫通き裂が存在し，それが**図-3.1.2** に示すような遠方で一様な応力 σ_n を受ける場合の応力拡大係数 K は次式で与えられる．

$$K = \sigma_n\sqrt{\pi a} \tag{3.2}$$

しかし，実際の部材中の応力拡大係数は，部材の形状とき裂の位置，外力の影響を受ける．本研究では面外ガセット溶接継手の溶接止端部に生じる疲労き裂に着目しているが，その疲労き裂は半楕円状の表面き裂であり，疲労き裂の近傍は複雑な応力状態となる．これらを考慮して，JSSC 指針 [1)]では，溶接継手部に生じた疲労き裂の応力拡大係数範囲 ΔK を次式で与えている．

$$\Delta K = F_e \cdot F_s \cdot F_t \cdot F_h \cdot F_g \cdot \Delta\sigma\sqrt{\pi a} \tag{3.3}$$

ここで，

F_e：き裂形状に対する補正係数

F_s：表面き裂に対する補正係数

F_t：継手の板厚・板幅が有限であることに対する補正係数

F_h：き裂が偏心していることに対する補正係数

F_g：継手に生じる応力集中に対する補正係数

$\Delta\sigma$：公称応力範囲 (MPa)

a：き裂寸法 (m)

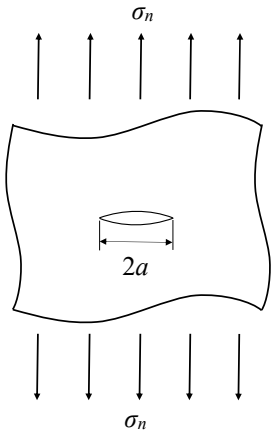


図-3.1.2　無限平板中の貫通き裂

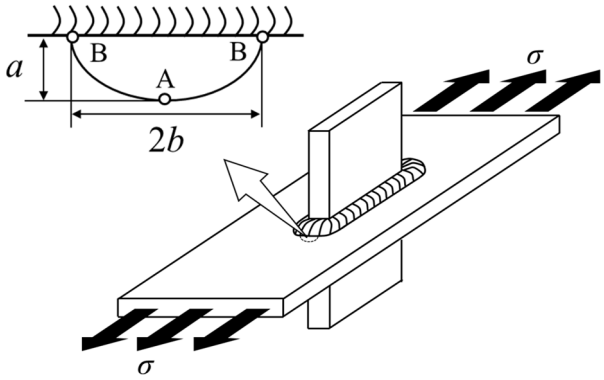


図-3.1.3　面外ガセット溶接継手に疲労き裂が生じる場合

また，**図-3.1.3** に示すように，特に面外ガセット溶接継手の溶接止端部に疲労き裂が生じる場合，短軸方向のき裂前縁(A 点)，長軸方向のき裂前縁(B 点)，それぞれにおいて補正係数を考慮すると，次の式が与えられる．

$$\Delta K_A = F_{eA} \cdot F_{sA} \cdot F_{tA} \cdot F_{gA} \cdot \Delta\sigma\sqrt{\pi a} \tag{3.4}$$

$$\Delta K_B = F_{eB} \cdot F_{tB} \cdot F_{gB} \cdot \Delta\sigma\sqrt{\pi a} \tag{3.5}$$

なお，補正係数 F_{gA}, F_{gB}, F_t は，き裂が片側溶接止端から発生する場合を想定した．**第 4 章**及び**第 5 章**での試験値と解析値の比較分析に際して，両側き裂の試験値に対しても，片側き裂を想定した JSSC 解析手法による解析値を用いた．

継手に生じる応力集中に対する補正係数F_gは，FEM 解析で溶接継手試験体のモデルを作成し，重ね合わせの原理に基づき，き裂が無い場合のき裂面に作用する分布力から算出した [1),5),6)]．なお，FEM 解析モデルについては後述の 3. 1. 1 (6) で説明する．以下に計算方法を示す．

(4)　板厚貫通き裂の応力拡大係数

図-3.1.4 に示すような板厚貫通き裂の場合には，式(3.5)から補正係数 F_{eB} を除き，平方根の a を b に置き換えた次式により応力拡大係数を求めた．

$$K_B = F_{gB} \cdot F_{tB} \cdot \sigma_n \sqrt{\pi b} \tag{3.6}$$

補正係数 F_{gB} の算出には，FEM 解析により求めた溶接止端位置の板幅方向の応力分布（板厚方向に応力勾配があるため，板厚方向に平均化した応力分布）を用いた．

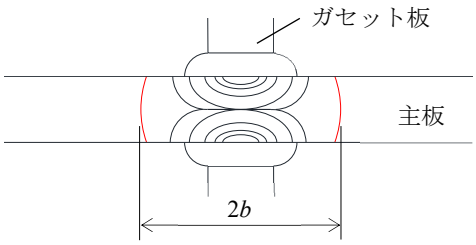


図-3.1.4　板厚貫通き裂

(5)　き裂進展寿命の計算

初期き裂寸法 a_i から限界き裂寸法 a_f までのき裂進展寿命 N_p は，次式の数値積分を行うことにより求められる．

$$\frac{da}{dN} = f(\Delta K) \tag{3.7}$$

$$N_p = \int_{a_i}^{a_f} \frac{da}{f(\Delta K)} \tag{3.8}$$

荷重繰返し数として ΔN を与え，その間のき裂進展量 Δa を求める方法を用いることとした．これは，初期き裂寸法 a_i から微小量 Δa ずつ増大させることにより荷重繰返し数を求める方法の場合，き裂寸法の増分量を過大にとると，寿命推定結果に大きな誤差が生じることを考慮したものである．**図-3.1.5** に，計算手順を示す．なお，本検討では荷重繰返し数増分 ΔN は 1 として計算した．

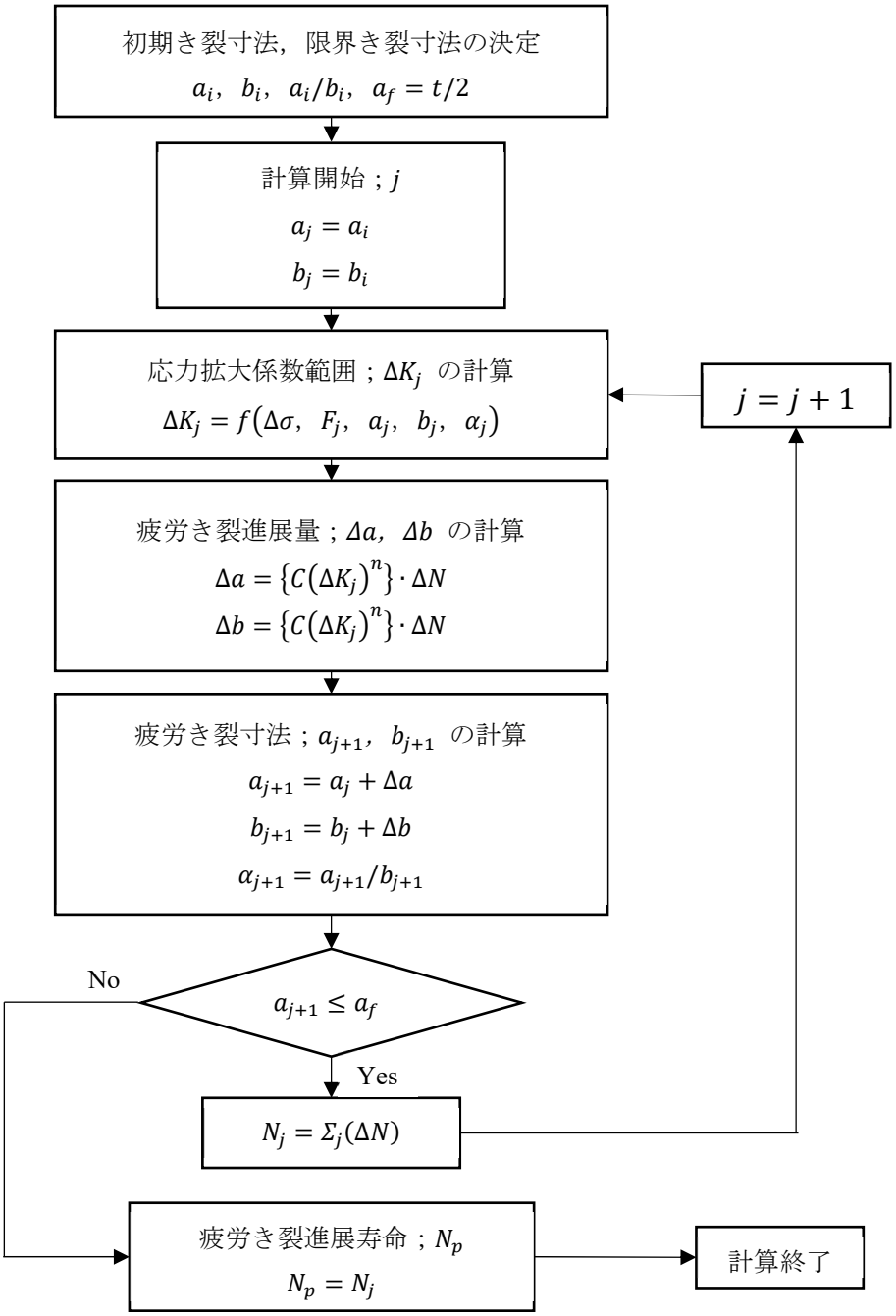


図-3.1.5　き裂進展寿命 N_p の計算手順

(6) 解析モデル

継手に生じる応力集中に対する補正係数 F_g は，FEM 解析で面外ガセット溶接継手の試験体のモデルを作成し，重ね合わせの原理に基づき，き裂が無い場合のき裂面に作用する分布力から算出した．以下に，解析モデルや，FEM 解析により得られた応力分布などを示す．

1) 解析モデル・使用要素・要素寸法・境界条件

図-3.1.6 に，試験体 T25L4 を例として解析モデルを示す．進展解析には，汎用有限要素解析ソフト MSC.Marc.2018.1.0[7)]を使用した．使用要素は 8 節点ソリッド要素で，溶接止端近傍の最小要素寸法は 0.025mm×0.025mm×0.025mm である．着目部は可能な限り要素が正八面体に近くなるようにモデル化した．ルートギャップは 0 とし，ガセットと主板の未溶着接触面は二重節点で作成している．き裂は主板の応力方向に対して垂直な面内に進展するものと仮定し，図中の矢印で示す方向の応力分布を算出した．

2) 材料特性・境界条件・荷重条件

モデルは対称性を考慮して 1/8 モデルとするため，**図-3.1.7** に示すように境界条件を設定した．弾性係数は 2.0×10^5 N/mm^2，ポアソン比は 0.3 とし，主板の y 軸方向端部に単位引張荷重を与えて解析を実施した．

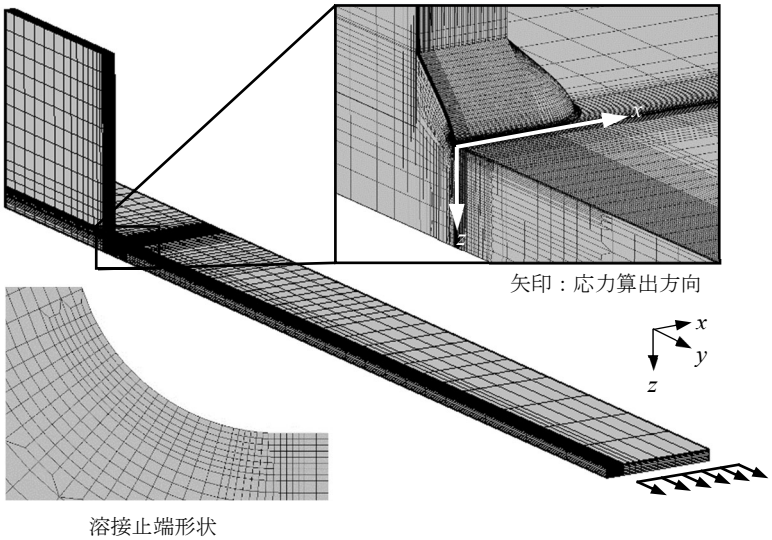
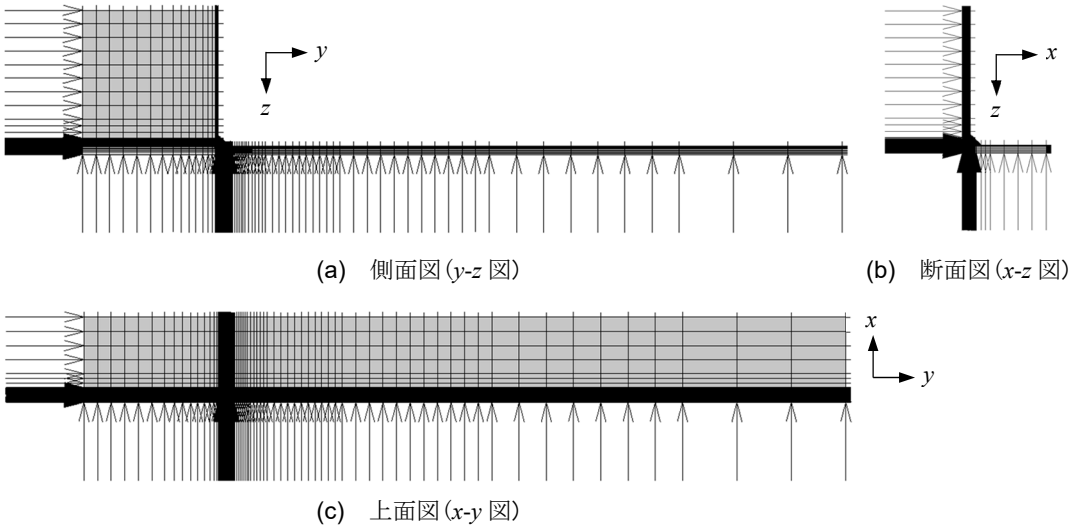


図-3.1.6　解析モデル（試験体 T25L4，1/8 モデル）



(a)　側面図（*y-z* 図）　(b)　断面図（*x-z* 図）

(c)　上面図（*x-y* 図）

図-3.1.7　解析モデル（試験体 T25L4，1/8 モデル）の境界条件

3)　溶接形状のモデル化

図-3.1.8に試験体T25L4を例として溶接形状の詳細図を，**図-3.1.9**に溶接部のモデル化の方法を示す．**表-3.1.1**に解析モデルの溶接形状を示す．なお，解析モデルの溶接形状は，**表-2.1.5**に示す溶接形状の計測結果（平均値）を用いて，主板厚9mm, 25mm, 40mmの試験体毎の平均値とした．

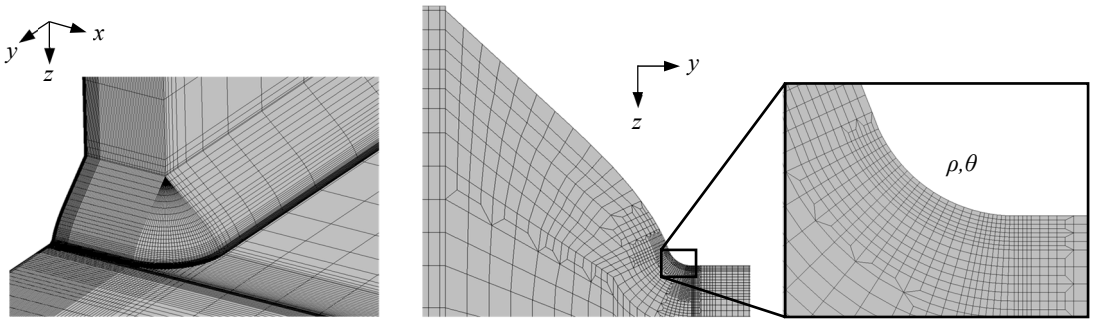
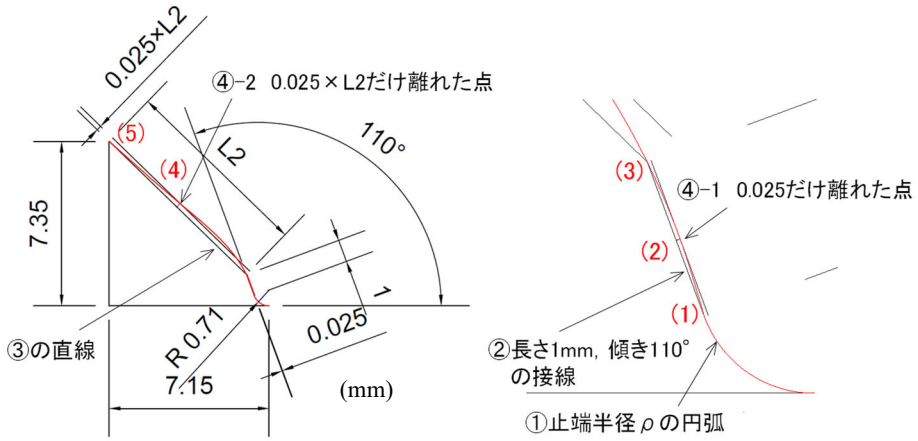


図-3.1.8　まわし溶接部の詳細図



① 主板側止端部に半径ρ（この場合は 0.71）の円弧を作成
② フランク角（この場合は 110°）を反映させるために，半径ρの円弧に 110°の傾きで長さ 1mm の接線を作成
③ ②の上端とガセット板側の止端を結ぶ直線長だけ離れた点を作成
④ ②と③の直線に対して，中点から 0.025×直線長だけ離れた点を作成
⑤ (1)～(5)のポイントを結ぶスプラインを作成

図-3.1.9　溶接部のモデル化の方法

表-3.1.1　解析モデルの溶接形状

試験体	溶接脚長(mm)		止端半径 ρ(mm)	フランク角 θ(度)
	ガセット板側	主板側		
T9L2 T9L4 T9L8	7.4	7.1	0.7	110.3
T25L4	9.1	8.8	0.9	114.8
T40L4	9.7	9.9	1.0	115.3

3.1.2　解析結果

(1)　応力分布

図-3.1.10～図-3.1.12 に，FEM 解析より得られたき裂が無い場合の溶接止端部近傍の応力分布を示す．なお，継手寸法形状による溶接止端部の応力集中への影響を評価するため，応力分布は，**図-3.1.13** の概念図で示すように，応力集中の程度を表す応力集中係数（公称応力に対する局部的な応力集中の割合）としている．主板厚内の応力分布に関して，主板厚が厚くなるにつれて止端部表面付近の応力集中係数は大きくなるが，板厚方向 3mm 程度を超えると，主板厚によらず応力集中係数は 1 に近づく傾向が見られた．溶接止端部の応力集中係数は，ガセット長さ及び主板厚の増加に伴い，高くなる傾向がある．板幅方向に着目した主板表面の応力分布に関しては，溶接部から十分に離れると，応力集中係数はほぼ 1 に近い値となり，ガセット長さ及び主板厚の影響も小さい．なお，軸方向に着目した主板表面の応力分布については，ガセットと主板の接触面を二重節点で作成していることから，ガセット側と主板側の 2 点の応力値を得られるため，両方示している．接触面を二重節点で作成している等のモデル化の都合上，ルート部付近において若干の応力の乱れがみられるが，本検討の着目位置である溶接止端（x=0）から正方向の応力にはほとんど影響しないものと考えられる．

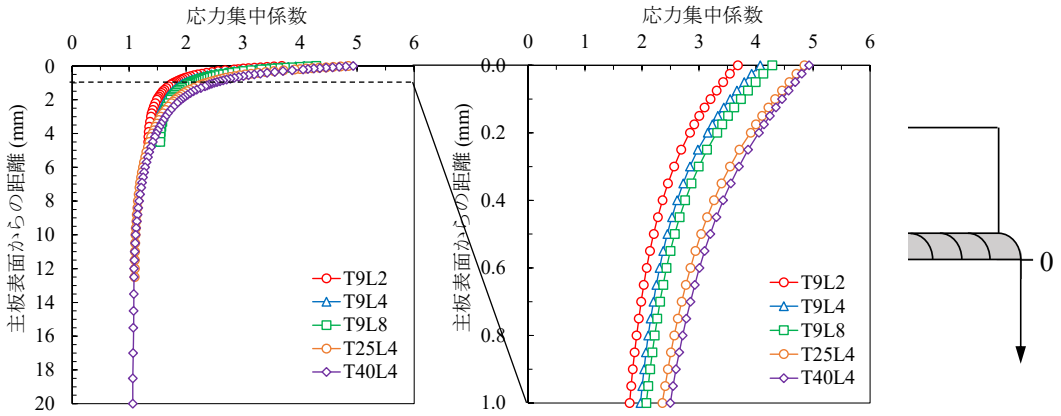


図-3.1.10　主板厚内の応力分布

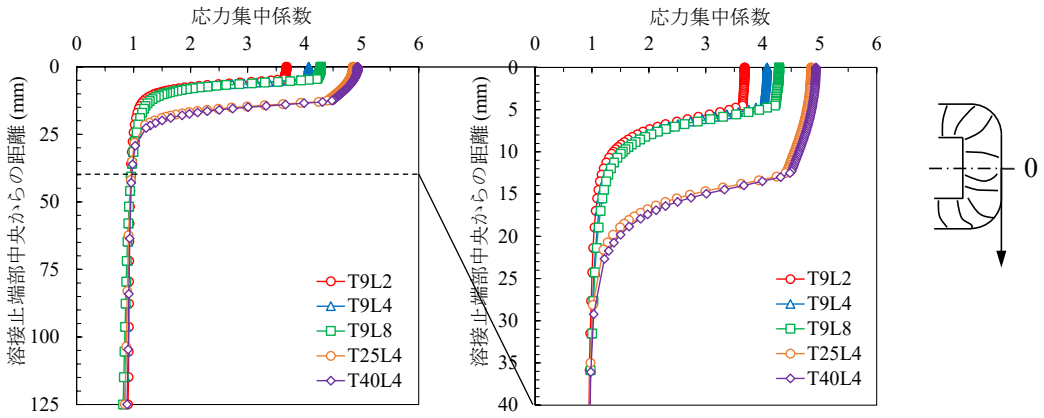
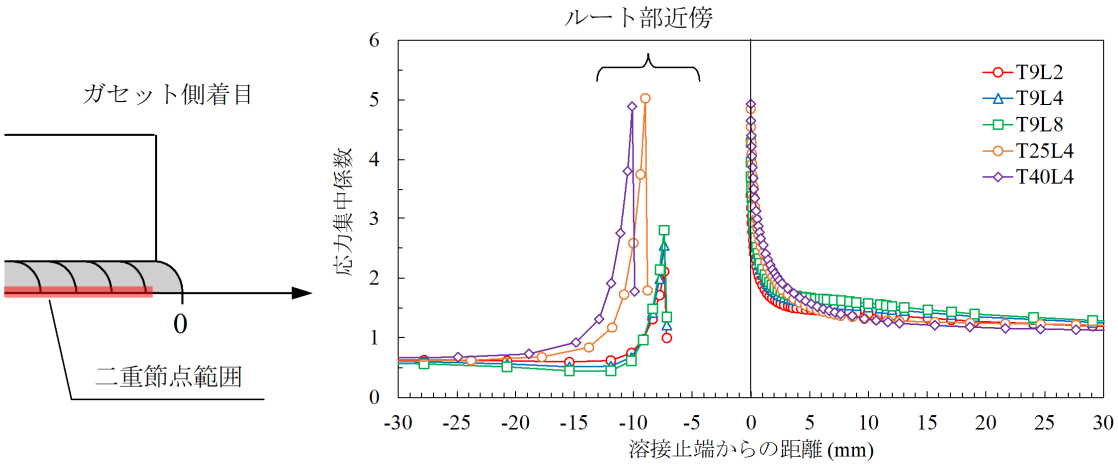
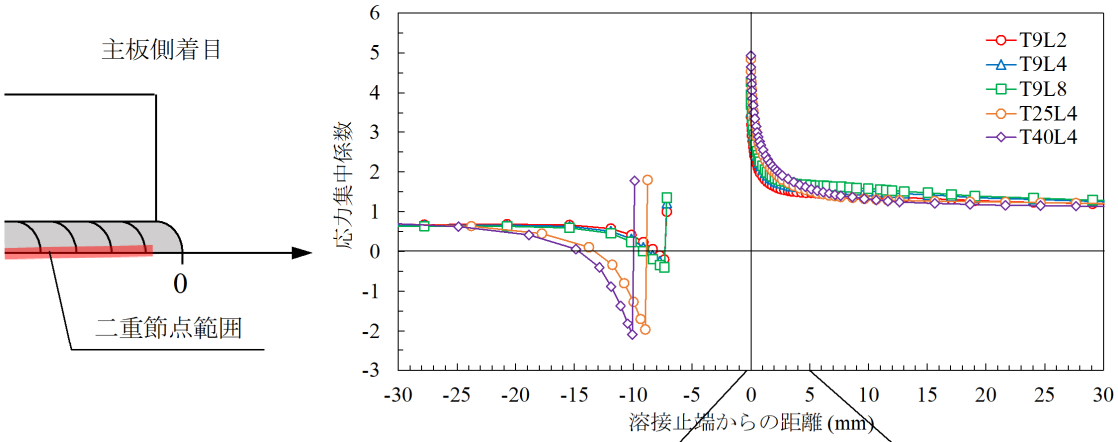


図-3.1.11　板幅方向に着目した主板表面の応力分布

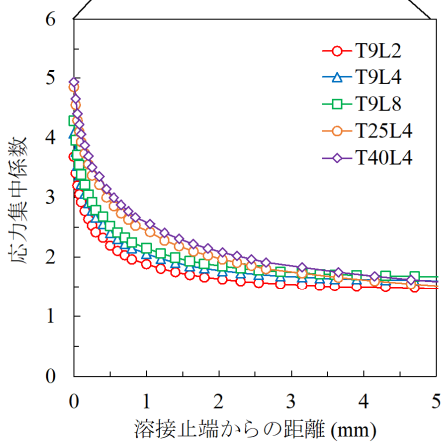


(a)　ガセット側



(b)　主板側

試験体	溶接止端 応力集中係数
T9L2	3.68
T9L4	4.07
T9L8	4.28
T25L4	4.85
T40L4	4.93



(c)　溶接止端近傍

図-3.1.12　軸方向に着目した主板表面の応力分布

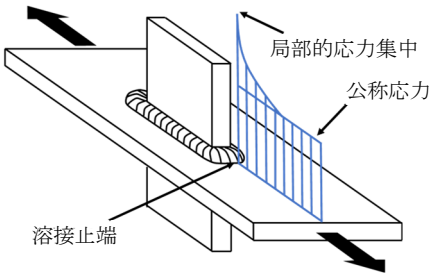


図-3.1.13　公称応力と局部的応力集中の概念図

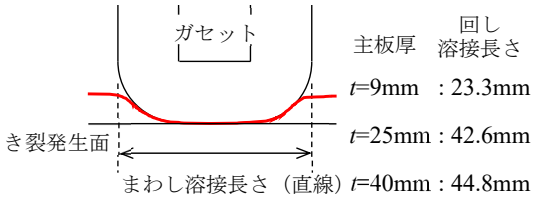
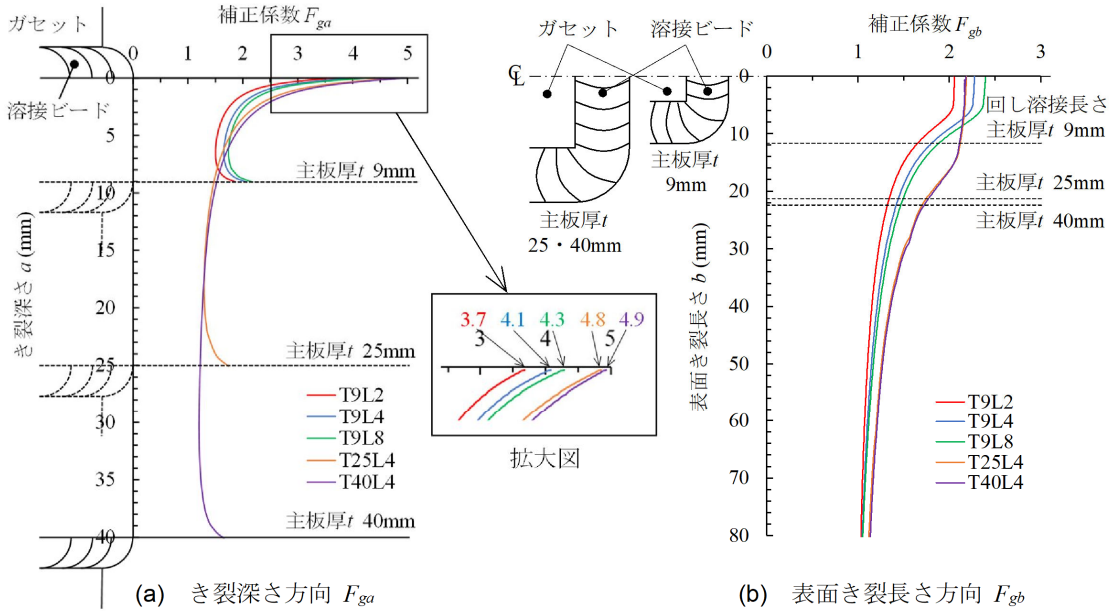


図-3.1.14　まわし溶接長さの定義

(2)　補正係数F_g分布

図-3.1.15 に, FEM 解析により求めた応力集中に対する補正係数 F_g の分布を示す. 図-3.1.15(b) 中のまわし溶接長さとは，図-3.1.14 に示す平面投影長さであり，主板厚が異なる試験体毎の溶接脚長の平均値より算出している．図-3.1.15(a)より，き裂深さ方向には，ガセット長さ及び主板厚の増加に伴い，溶接止端部(主板表面付近)の F_{ga} が増加する傾向がみられる．また，き裂深さが 6～7mm 程度を超えると，主板厚による F_{ga} への影響はほとんどみられない．図-3.1.15(b) より, 表面き裂長さ方向には, ガセット長さの増加により F_{gb} が増加する傾向がみられる. また, いずれの試験体もまわし溶接を外れて，溶接部から十分離れると F_{gb} は 1 に近づいていく.



(a)　き裂深さ方向 F_{ga}　　(b)　表面き裂長さ方向 F_{gb}

図-3.1.15　補正係数 F_g 分布

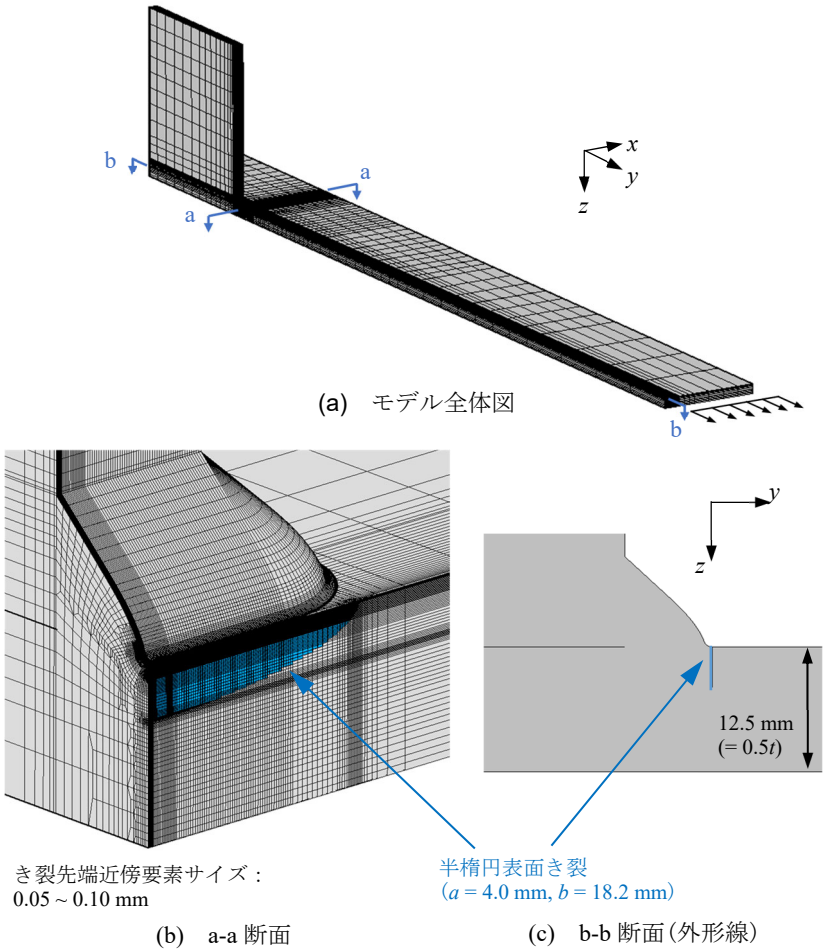
3.2　*K*値算出のためのき裂を導入した場合の FEM 解析

後述の 4.6 で JSSC 解析手法の推定精度を考察する上で，半楕円き裂を導入した溶接継手の FEM 解析により応力拡大係数（*K* 値）を算出し，JSSC 解析手法による *K* 値との比較分析を行った．以下に，き裂を導入したモデルを用いた変位外挿法による *K* 値の算出方法と結果（溶接継手モデルの結果や考察などの詳細については 4.6.1 で述べる）について述べる．

3.2.1　解析モデル

(1)　解析モデルの概要

図-3.2.1 に，半楕円き裂を導入した溶接継手モデルの概要を，試験体 T25L4 を例として示す．**図-3.1.6** と同じ溶接継手モデルの溶接止端部に，主板の応力方向に対して垂直な面内に進展すると仮定して半楕円き裂を導入した．解析条件は，前述した補正係数 F_g 算出用の溶接継手モデルと同様である．対称性を考慮して片側き裂は 1/4 モデル，両側き裂は 1/8 モデル（表裏面のき裂が同一寸法・速度で進展する仮定）で作成した（**図-3.2.2** 参照）．

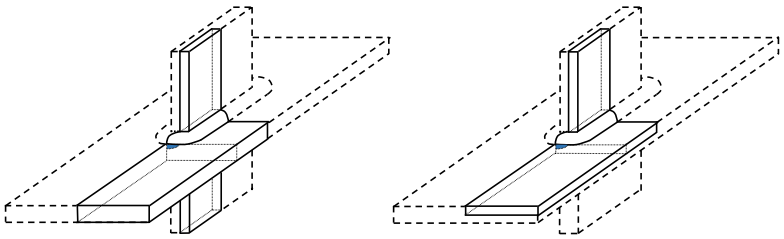


(a)　モデル全体図

(b)　a-a 断面

(c)　b-b 断面（外形線）

図-3.2.1　半楕円き裂を導入した溶接継手モデル（試験体 T25L4，1/8 モデル）



(a)　片側き裂モデル　　(b)　両側き裂モデル

図-3.2.2　対称性を考慮したき裂モデル

(2)　き裂のモデル化

き裂部の作成方法は，き裂を二重節点で導入する方法を適用した．**図-3.2.3** に解析モデルにおけるき裂の外形線を，**図-3.2.4** にき裂のモデル化方法を示す．具体的には，要素形状が立方体または長方形六面体であるため，半楕円き裂を描いた際にき裂のエッジが要素面積の半分以上を占める場合をき裂面と模擬して階段状にモデル化した．き裂先端近傍の最小要素サイズについて，服部ら[8]は 0.1mm×0.1mm×0.1mm，松本らは文献 9)では 0.3mm×0.3mm×0.5mm，文献 10)では 0.05mm×0.05mm×0.5mm として検討を行っている．これらの検討も参考にし，き裂先端近傍の要素サイズは，深さ方向は 0.025mm×0.025mm×0.05mm で統一し，幅方向はき裂進展方向の要素サイズが 0.1mm 以下となるように要素を細分化した．

図-3.2.5 に，ビーチマークの読み取りから得られた，き裂深さとき裂形状比の関係を示す．**図-3.2.5(a)**より，主板厚が一定の場合にはガセット長さやき裂発生位置（片側き裂，両側き裂）によるき裂の形状変化の違いはみられない．また，**図-3.2.5(b)**より，比較的主板厚が厚い試験体 T25L4 と試験体 T40L4 の間にき裂の形状変化にほとんど違いがないことがわかる．したがって，き裂形状変化に関して全体的に概略把握できるように，き裂深さが主板厚の半分に至るまでの範囲で，き裂深さを 3~4 つのケースに区切り，き裂をモデル化することとした．き裂形状比に関しては，試験体 T9L4 は試験体 T9L2, T9L4, T9L8 の平均値，試験体 T25L4, T40L4 は両方の平均値を用いた．**表-3.2.1** に，モデル化したき裂の寸法形状を示す．

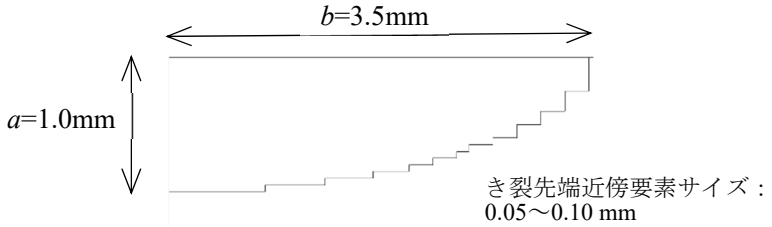


図-3.2.3　き裂の外形線

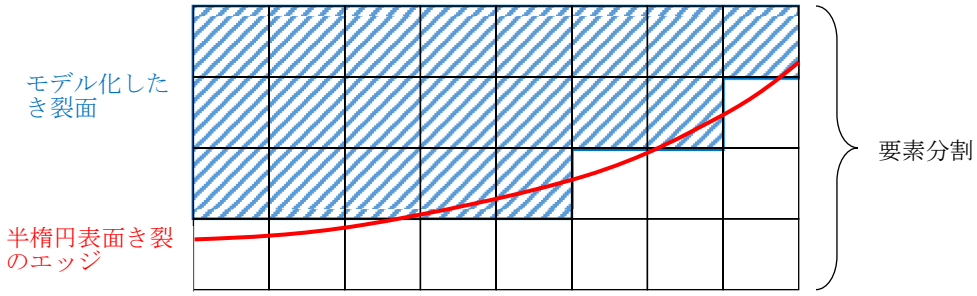
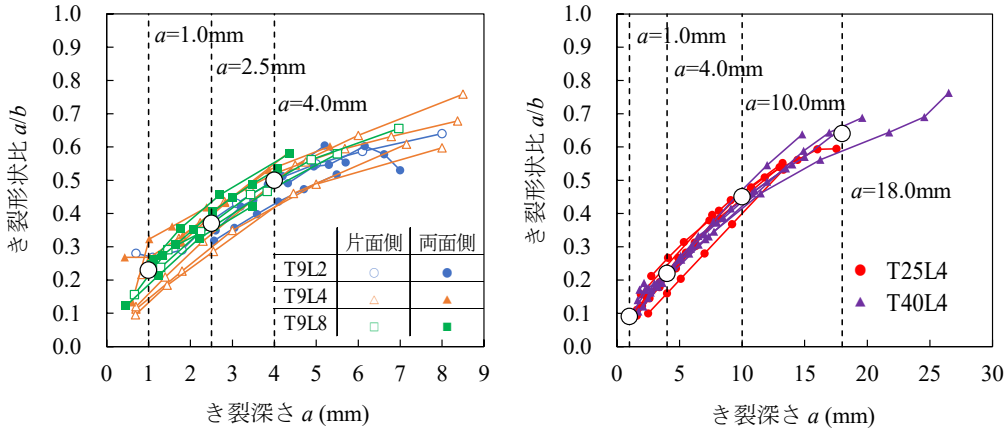


図-3.2.4　き裂のモデル化方法



(a)　T9L2, T9L4, T9L8　　(b)　T25L4, T40L4

図-3.2.5　き裂深さとき裂形状比の関係（○はモデル化したき裂の寸法形状を示す）

表-3.2.1　モデル化したき裂の寸法形状

試験体	き裂深さ a (mm)	表面き裂長さ b (mm)	き裂形状比 a/b
T9L4	1.0	4.35	0.23
	2.5	6.75	0.37
	4.0	8.00	0.50
T25L4	1.0	11.10	0.09
	4.0	18.20	0.22
	10.0	22.20	0.45
T40L4	1.0	11.10	0.09
	4.0	18.20	0.22
	10.0	22.20	0.45
	18.0	28.10	0.64

3.2.2　変位外挿法による K 値算出

FEM 解析により，K 値を求める手法の例として，応力外挿法と変位外挿法が挙げられる．変位外挿法とは，き裂先端近傍の変位場からき裂先端の応力拡大係数を外挿して求める手法 [11),12)] であり，応力外挿法より変位外挿法の方が精度が高い [13),14)] とされている．したがって，本検討では変位外挿法を適用した．変位外挿法による K 値の算出方法を次に示す．

図 3.2.6 に，き裂先端に仮定した局所座標系を示す．ここで，本文ではき裂先端近傍の局所座標系に関する，x，y，z，き裂先端からの距離 r を以下のようにそれぞれ定義する．

x：き裂が進展する方向を正とする．

y：モード I でき裂が開口する方向を正とする．ここでは，載荷方向及び主板応力方向と一致する．

z：上記の xy 平面に直交する方向とする．

r：極座標系でき裂先端からの距離を示す．$\theta = 0$ のときは板厚内部の方向を正，$\theta = \pi$ のときはき裂開口部の方向を正とする．

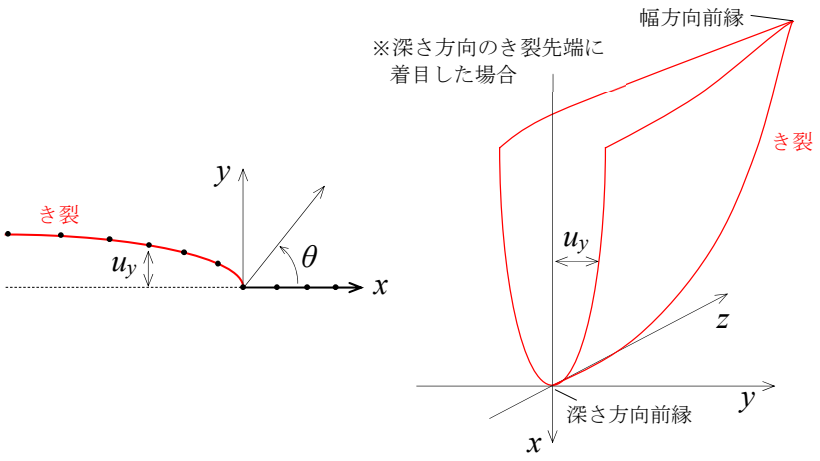


図-3.2.6　FEM におけるき裂先端の応力及び変位の局所座標系

き裂先端の変形様式がモードⅠの場合のき裂先端の開口変位 u_y は次式で与えられる[例えば 5)].

$$u_y = \frac{K_{\mathrm{I}}}{2G}\sqrt{\frac{r}{2\pi}}\left\{\sin\frac{\theta}{2}\left(\kappa + 1 - 2\cos^2\frac{\theta}{2}\right)\right\} \tag{3.9}$$

$$\kappa = \begin{cases} 3-4\nu & \text{（平面ひずみ）} \\ (3-\nu)/(1+\nu) & \text{（平面応力）} \end{cases} \tag{3.10}$$

$$E = 2(1+\nu)G \tag{3.11}$$

ここで，

E：縦弾性係数（$= 2.0\times10^5$ N/mm^2）

ν：ポアソン比（=0.3）

G：せん断弾性係数（剛性率）

r：き裂先端からの距離（mm）

また，き裂上下面の変位は，

$$u_y = \pm\frac{4K_{\mathrm{I}}}{E'}\sqrt{\frac{r}{2\pi}} \qquad (\theta = \pm\pi) \tag{3.12}$$

となり，き裂先端付近では放物線状に変形する．ただし，

$$E' = \begin{cases} E/(1-\nu^2) & \text{（平面ひずみ）} \\ E & \text{（平面応力）} \end{cases} \tag{3.13}$$

とする．ここで，深さ方向前縁は平面ひずみ状態，幅方向前縁は平面応力状態と仮定できる[15)]ため，変位外挿法による K 値の算出式は次式で与えられる．lim[ ]は[ ]内の量を r に対してプロットし，r=0 に外挿することで求める．

$$K_{\mathrm{I}} = \lim_{r\to0}\left[\frac{Eu_y}{4(1-\nu^2)}\sqrt{\frac{2\pi}{r}}\right] \quad \text{(深さ方向)} \tag{3.14}$$

$$K_{\mathrm{I}} = \lim_{r\to0}\left[\frac{Eu_y}{4}\sqrt{\frac{2\pi}{r}}\right] \quad \text{(幅方向)} \tag{3.15}$$

参考文献

1) 日本鋼構造協会：鋼構造物の疲労設計指針・同解説，技報堂出版，1993.
2) 日本鋼構造協会：鋼構造物の疲労設計指針・同解説（2012 年改定版），技報堂出版，2012.
3) Newman, J. C. Jr.: A Review and Assessment of the Stress-Intensity Factors for Surface Cracks, ASTM STP 687, pp. 16-42, 1979.
4) Paris, P. C. and Sih, G. C.: Stress Analysis of Cracks， ASTM STP 381， pp. 30-83, 1965.
5) 岡村弘之：線形破壊力学入門，培風館，1976.
6) Albrecht, P. and Yamada, K. : Rapid Calculation of Stress Intensity Factors, *Journal of the Structural Division*, Vol.103, No.ST2, pp. 377-389, 1977.
7) MSC. Software Corporations: Marc User's Guide, 2020.
8) 服部雅史，舘石和雄，判治剛，清水優：鋼床版の U リブ溶接部からデッキプレートに進展した疲労き裂に対するUHPFRC敷設による対策効果, 土木学会論文集A1（構造･地震工学），Vol.76，No.3，pp. 542-559，2020.
9) 松本理佐，河本隆史，石川敏之，服部篤史，河野広隆：板曲げを受ける面外ガセット溶接継手のき裂への当て板接着による疲労寿命延命効果の評価，土木学会論文集 A1（構造・地震工学），Vol.74, No.3, pp. 330-348, 2018.
10) 松本理佐，石川敏之，服部篤史，河野広隆：当て板接着補修されたき裂を有する鋼板の応力拡大係数，構造工学論文集，Vol.59A, pp. 798-807, 2013.
11) Chan, S.K. , Tuba, I.S. and Wilson, W.K.: On the finite element method in linear fracture mechanics. *Engineering Fracture Mechanics*, Vol.2, pp. 1-17, 1970.
12) Shin, C.F. , Lorenzi, H.G.D. and German, M.D.: Crack extension modeling with singular quadratic isoparametric elements, *International Journal of Fracture*, Vol.12, pp. 647-651, 1976.
13) Anderson, T.L.（粟飯原周二，金田重裕，吉成仁志訳）：破壊力学（第 3 版）－基礎と応用－，森北出版，2011.
14) 白鳥正樹，三好俊郎，松下久雄：数値破壊力学，実教出版，1980.
15) 大川鉄平, 島貫広志, 野瀬哲郎, 鈴木環輝：き裂進展解析による溶接構造物の疲労寿命予測，新日鉄技報，第 392 号，pp. 52-57, 2012.

第4章 面外ガセット溶接継手の疲労き裂に対するき裂進展解析手法の適用性の検討

4.1 概説

近年，疲労設計導入前に建設された鋼 I 桁橋では，主桁と横桁の交差部や横構取付け部等の面外ガセット溶接継手に，桁破断につながるおそれのある疲労き裂が報告されており[1),2)]，重交通路線では供用年数とともに同継手のき裂発生が増加する可能性も考えられる．これらの主桁のき裂は，ある程度進展すると脆性破壊に移行するおそれがあることから，定期点検時に発見次第早急に対策を講ずるべき損傷と捉えるのが適切と考えられるが，脆性破壊に移行するまでの時間を概略でも把握しておくことができれば，監視等の措置や対策時期を合理的に検討していく上で，参考となるものと考えられる．

溶接継手の疲労強度やき裂の進展寿命の評価に関しては，比較的簡便なき裂進展解析を用いた手法が古くより提案されており[3)]，これまでも疲労挙動の検討ツールとして研究等で活用されている．以下，JSSC 指針[4),5)]においても，き裂の形状や進展方向を仮定し，応力拡大係数の計算に重ね合わせの原理を用いた比較的簡便な方法が示されている．

き裂進展解析に関して，面外ガセット溶接継手を対象とした，疲労試験結果との比較分析による進展挙動の推定精度の検討は幾つか行われている．例えば，山田ら[6)]は，引張を受ける場合について，浸透探傷試験によりマーキングしたき裂形状の実測値のばらつきを包括するようなき裂形状の幅を解析に反映させ，実測されたき裂の進展寿命の推定精度がばらつきから計算される計算値内に含まれるとしている．また，木下ら[7)]は，面外曲げを受ける場合の表面き裂長さに着目し，ビーチマーク試験結果との比較を通して進展解析の推定精度を評価するとともに，表面き裂長さがまわし溶接部長さ程度以上となると推定精度が低下することに対して，試験より得られたき裂形状比を適用することで進展解析の精度低下の改善がみられたとしている．

これらの研究のように，進展解析の精度の評価や改善の検討は行われているが，き裂の進展挙動が 3 次元的となる面外ガセット溶接継手に対して，JSSC 指針に示されるき裂進展解析手法[4)]（JSSC 解析手法）の適用性に関する定量的な評価事例はそれほど多くはない．また，既往の疲労試験は小型試験体を基本的に対象としているため，特に試験データの少ない実橋に近い寸法諸元の継手に対するき裂進展解析の適用性については必ずしも明確ではない．一方，近年では，き裂進展方向の 3 次元性を考慮した進展解析が可能な解析ソフトも開発されているものの，現状では解析が煩雑になると指摘されている[8)]うえに，適用性についての検討事例[例えば 9)]も多いわけではない．き裂進展解析手法については，き裂の点検頻度の検討など，実務的な観点から，維持管理における検討ツールとしての活用の可能性が考えられ，比較的簡便である JSSC 解析手法による推定精度を評価することは有用と考えられる．

そこで，本章では，実橋に近い寸法諸元の面外ガセット溶接継手の疲労試験結果に対して，JSSC 解析手法によるき裂進展解析を実施し，疲労試験結果との比較分析を通じてその推定精度を評価した．また，推定精度の誤差要因を明らかにするとともに，それらを考慮した簡易的な補

正を行い，JSSC 解析手法の推定精度について考察した．

4.2　検討方法

本検討では，JSSC 解析手法と比較するためのき裂データとして，**第 2 章**に示した面外ガセット溶接継手の疲労試験データを使用した．ここで，既往の疲労試験データの継手試験体では，ガセット長さ 100～200mm 程度，主板厚 9～20mm 程度の場合がほとんどである[例えば 10)]．本検討では，実橋での寸法諸元に近い継手を含む比較的大型の試験体を対象としている．疲労き裂の進展挙動を把握するために，ビーチマーク試験を実施した試験体 19 体(き裂数 29 個)を分析対象とした．

図-4.2.1 に試験後の破面観察から得られたビーチマークと検討対象としたき裂の概要を示す．母材をはさんでまわし溶接部の主に片側または両側からき裂が発生・進展する場合が確認されている(以下，それぞれ片側き裂，両側き裂)．初期段階では溶接止端部に沿って複数の微小なき裂が発生し，その後それらが合体し，扁平な単一の半楕円状の表面き裂を形成する．そのき裂は半楕円状に幅･深さ方向に進展し，板厚を貫通すると板幅方向に進展する様子が観察されている．

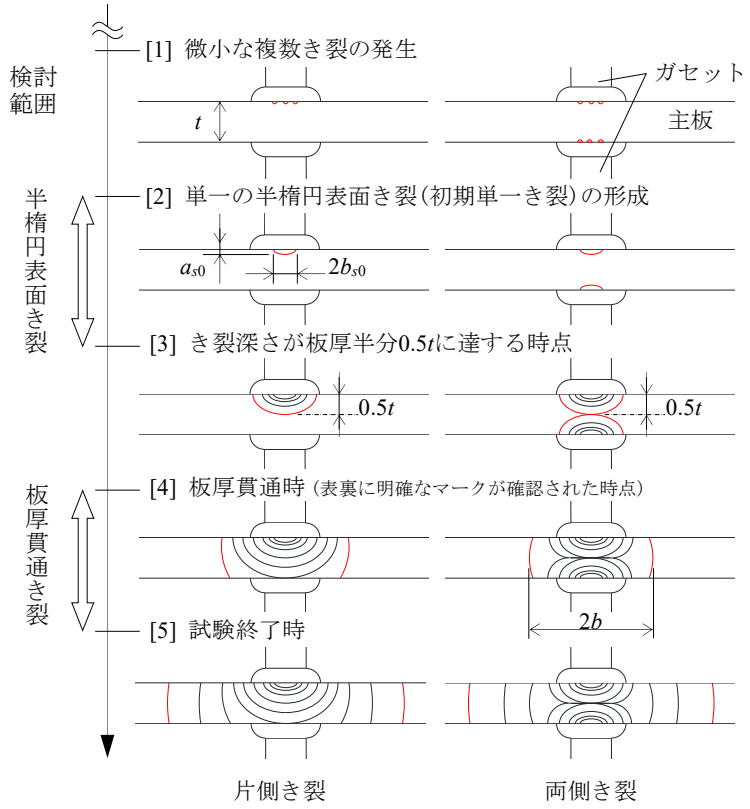


図-4.2.1　ビーチマークと検討対象としたき裂の概要

本検討では，板厚を貫通する前の半楕円状のき裂（以下，半楕円表面き裂）と板厚貫通後のき裂（以下，板厚貫通き裂）に着目した．半楕円表面き裂に関しては，複数き裂が合体した後の視認可能な単一かつ最小寸法のき裂（初期単一き裂）から，き裂深さが板厚半分に達するまでの範囲をJSSC 解析手法による解析値と比較した．板厚半分の深さまでのき裂を対象としたのは，両側き裂の場合に止端部から発生した各き裂が板厚半分付近で合体し貫通に至る場合がみられたことを考慮したものである．板厚貫通き裂に関しては，貫通き裂のビーチマークが明確に確認されてから試験終了時までの視認可能な範囲を解析値と比較した．

検討手順としては，まず，視認可能なビーチマークより，マーク導入時の載荷回数に対応するき裂の深さ及び表面長さ（平面投影）を計測し，ビーチマーク間のき裂の進展速度や形状変化を求め，解析値と比較し推定精度を評価した．また，推定精度の誤差要因を明らかにするとともに，それらを考慮した簡易的な補正を行い，JSSC 解析手法の推定精度について考察した．さらに，JSSC 解析手法を用いた実務的な寿命推定において，初期単一き裂の設定値を概略把握することを意図して，初期単一き裂形状深さ（a_{s0}, b_{s0}，形状比 a_{s0}/b_{s0}）に着目したパラメトリック解析を実施し，試験結果との比較分析を行った．

4.3 ビーチマーク試験体の概要

表-4.3.1 に検討対象としたビーチマーク試験体 19 体の概要を，**図-4.3.1** に寸法形状と寸法パラメータを示す．疲労試験では，一定繰返し回数(5～15 万回)ごとに下限荷重を増加させて荷重範囲を半減して載荷を行い，ビーチマークを導入している．なお，**表-4.3.1** では，**表-2.3.1** に示す疲労試験を実施した試験体 45 体のうち，ビーチマーク試験体のみを検討対象として示しているため，末尾の試験体番号は不統一となっている．試験終了後に磁粉探傷試験を実施し，4 箇所の溶接部位のうち，ほぼ全ての部位にき裂の発生を確認したが，貫通に至ったき裂の進展が顕著な部位を破面出ししている．破面観察では，計 38 個のき裂のマークが確認でき，その中でもビーチマークが明瞭で読み取り可能な 29 個のき裂を本検討の対象とした．

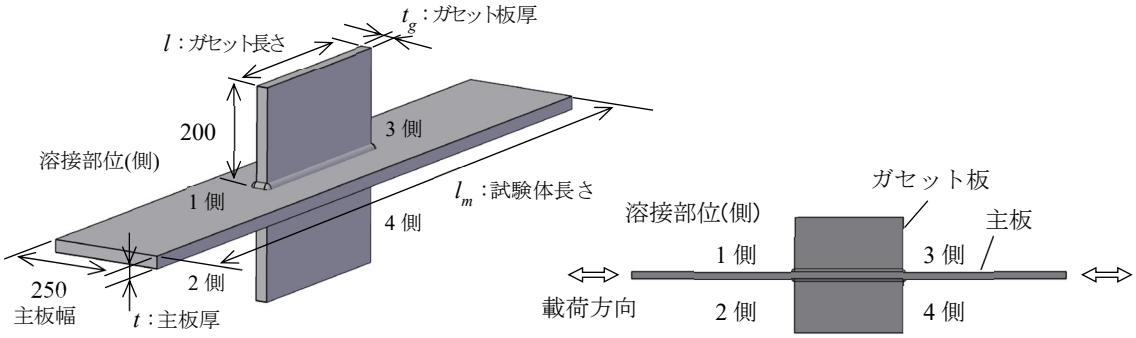


図-4.3.1　試験体寸法形状(単位：mm)と寸法パラメータ(**図-2.1.1** 再掲)

表-4.3.1　検討対象としたビーチマーク試験体と試験結果の概要

試験体		寸法パラメータ(mm)				応力範囲 (MPa)	応力比 R	破面出しした溶接部位	破面観察により き裂のマークが 確認された溶接部位		試験終了時 進展回数 N_f	全断面降伏時 き裂長** $2b$ (mm)
		t_g	t	l	l_m							
T9L2	T9L2-80-1	9	9	200	1200	80	0.64	3,4側	3*,4側	両側	1,162,239	117
	T9L2-80-3							3,4側	3*,4側	両側	996,942	
	T9L2-65-2					65	0.71	3,4側	3側	片側	2,043,627	
	T9L2-50-1					50	0.77	1,2側	1*,2側	両側	4,640,700	
T9L4	T9L4-80-1	9	9	400	1600	80	0.64	1,2側・3,4側	2,4側	片側	697,900	117
	T9L4-80-3							1,2側	1,2側	両側	968,093	
	T9L4-65-1					65	0.71	1,2側・3,4側	2,3*,4側	片側,両側	1,497,000	
	T9L4-50-1					50	0.77	3,4側	4側	片側	2,885,622	
T9L8	T9L8-80-1	9	9	800	2000	80	0.64	3,4側	3,4*側	両側	697,900	117
	T9L8-80-3							1,2側・3,4側	1,2*側	両側	797,600	
	T9L8-65-1					65	0.71	1,2側・3,4側	1,3側	片側	1,347,300	
	T9L8-50-1					50	0.77	1,2側・3,4側	1,2*,4*側	片側,両側	2,994,000	
T25L4	T25L4-80-1	25	25	400	1600	80	0.50	3,4側	3,4側	両側	749,250	147
	T25L4-80-2							3,4側	3,4側	両側	883,404	
	T25L4-65-3					65	0.59	1,2側	1,2側	両側	1,498,500	
	T25L4-50-1					50	0.69	3,4側	3,4*側	両側	3,107,338	
T40L4	T40L4-80-1	25	40	400	1600	80	0.20	1,2側	1,2側	両側	1,046,531	186
	T40L4-65-1					65	0.35	3,4側	3,4側	両側	1,830,008	
	T40L4-50-2					50	0.50	1,2側	1,2側	両側	3,824,899	

*　：ビーチマークが読み取れなかったため，データには含めていない．
**：最大荷重時に残存断面に一様応力が作用するとした場合の，降伏強度に達するき裂長さの計算値

4.4　疲労破面の観察結果

4.4.1　破面状況

図-4.4.1 に疲労破面の例とビーチマーク平面読み取り値を，**表-4.3.1** にき裂の発生位置（片側，両側）を示す．主板厚 9mm の試験体では片側・両側き裂の場合，主板厚 25mm・40mm の試験体では両側き裂の場合のみが確認されており，検出した最小のき裂深さは 0.3mm である．いずれの破面においてもラチェットマーク（**図-4.4.1** 右図の灰色部分）が確認され，長手方向に，異なる複数の位置を起点としてき裂が発生し，進展に伴いそれらが合体したと推察される．**図-4.4.1**（右図）の赤線で示すように，複数き裂の合体がほぼ終了し，ある程度の大きさの単一き裂を形成した段階を，本検討では初期単一き裂と定義した．

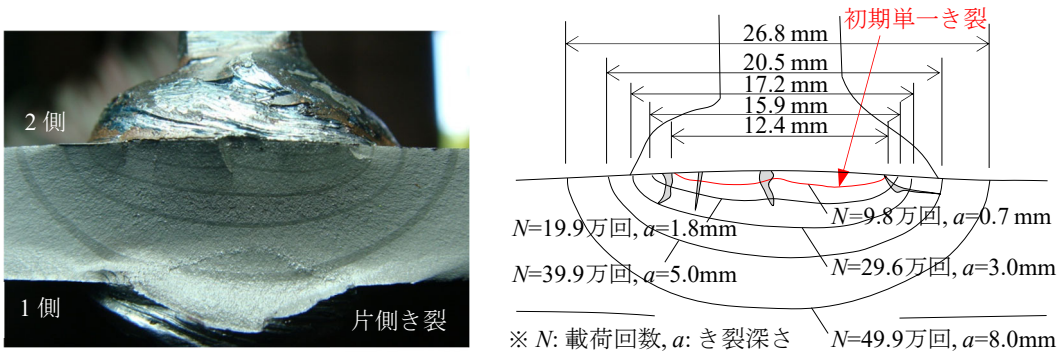
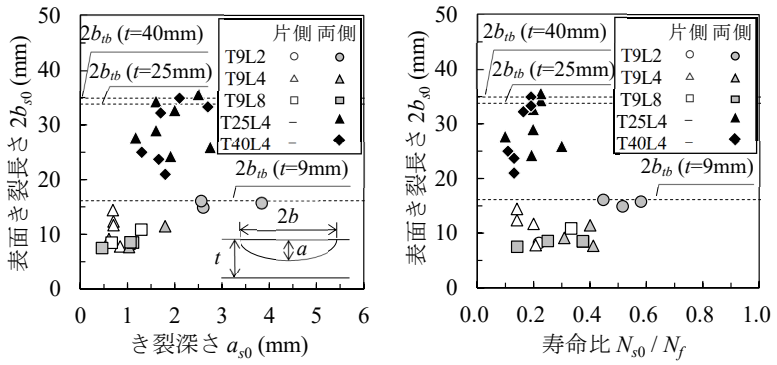


図-4.4.1　疲労破面の例（試験体 T9L4-80-1，右図：ビーチマーク平面投影長さの読み取り値）

4.4.2　初期単一き裂の発生挙動

図-4.4.2(a)に初期単一き裂の深さ a_{s0} と表面長さ $2b_{s0}$ の関係を，**図-4.4.2 (b)**に表面き裂長さ $2b_{s0}$ と寿命比 N_{s0}/N_f の関係を示す．ここで，寿命比とは初期単一き裂 a_{s0}, b_{s0} が確認されたときの載荷回数 N_{s0} を，試験終了時の寿命 N_f で除して無次元化したものである．また，図中の $2b_{tb}$ は，表面き裂が溶接止端部に沿って進展（**図-4.4.3** の[I]溶接止端部進展）した後，溶接部を離れて主板に進展（同図の[II]主板進展）する時点の表面長さ（計測値）を指す．表面長さ $2b_{tb}$ の計測値（平均値）は，ガセット板厚 t_g と溶接脚長 S（**表-2.1.5** に示す主板厚の異なる試験体毎の平均値）の半分の和（t_g+2×0.5S）と同程度であった．これより，$2b_{tb}$ は主板厚 9mm で 16.2mm，主板厚 25mm で 33.8mm，主板厚 40mm で 34.9mm とした．なお，ビーチマークが不明瞭のため，複数き裂が合体した直後のき裂を検出できず，ある程度の寸法まで進展した後に検出されたき裂データも含まれる．



(a)　寸法形状　　(b)　表面長さと寿命比

図-4.4.2　初期単一き裂 a_{s0}, b_{s0} の寸法形状と寿命比

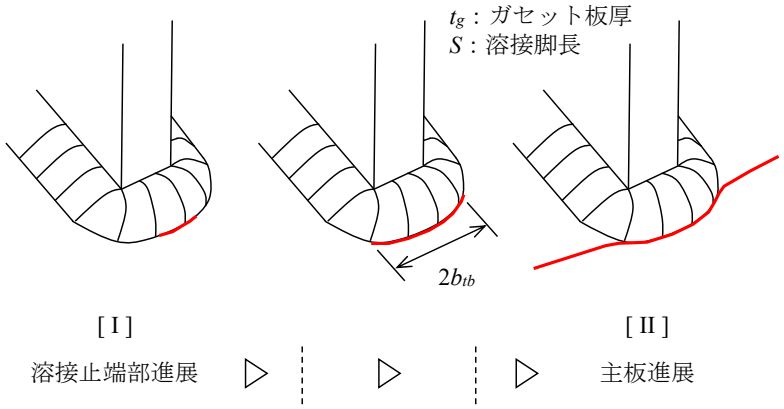


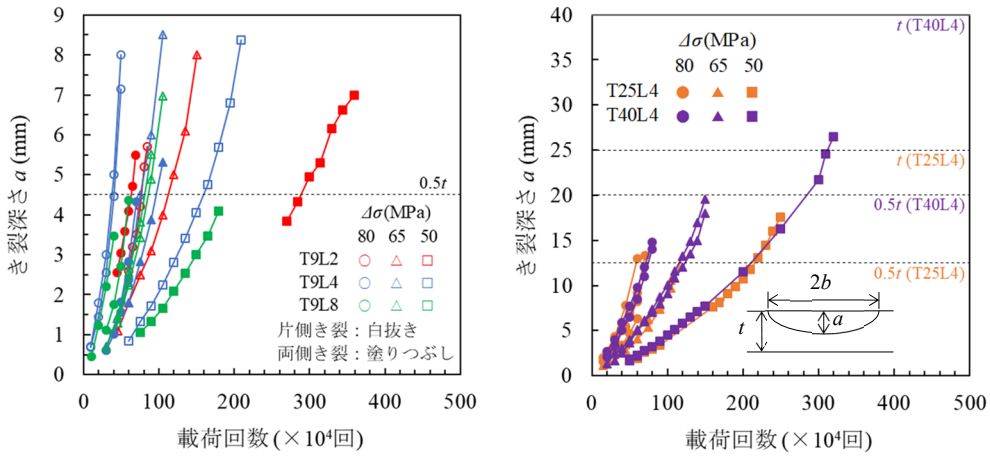
図-4.4.3　表面き裂の進展段階

図-4.4.2(a)より，複数き裂が合体しているため，き裂形状比 a_{s0}/b_{s0} は 0.08～0.49 の範囲にばらついている．また，表面き裂長さ $2b_{s0}$ は一部データを除いて $2b_{tb}$ 以下であり，溶接止端部に沿って進展している段階であることがわかる．**図-4.4.2(b)**より，主板厚 9mm の場合には寿命比 N_{s0}/N_f が 0.1～0.6 程度でばらついている．一方，主板厚 25mm・40mm の場合には寿命比 N_{s0}/N_f が 0.1～0.3 程度と小さい．また，主板厚 9mm の場合と比べて，表面き裂長さ $2b_{s0}$ が 2～4 倍程度大きくなっている．面外ガセット溶接継手ではガセット板厚付近の範囲で応力集中が生じるが，主板厚 9mm と主板厚 25mm・40mm の試験体ではガセット板厚 t_g が異なり，板厚の増加に伴い，その範囲が主板幅方向へ広がる．そのため，まわし溶接前面の止端において複数の独立したき裂が発生する可能性が相対的に高く，ある程度の大きさになるまで独立して進展してから互いのき裂が合体するものと考えられる．その結果，主板厚 25・40mm の試験体で確認された表面き裂長さ $2b_{s0}$ が大きくなるものと推測される．

ここで，文献 11)では，塗膜上からの目視によるき裂検出限界寸法は 4mm としており，本検討で扱う初期単一き裂は目視で検出可能の寸法といえる．すなわち，本検討での初期単一き裂からの進展挙動への適用性を検討することは，実務的な観点から意義があると考えられる．

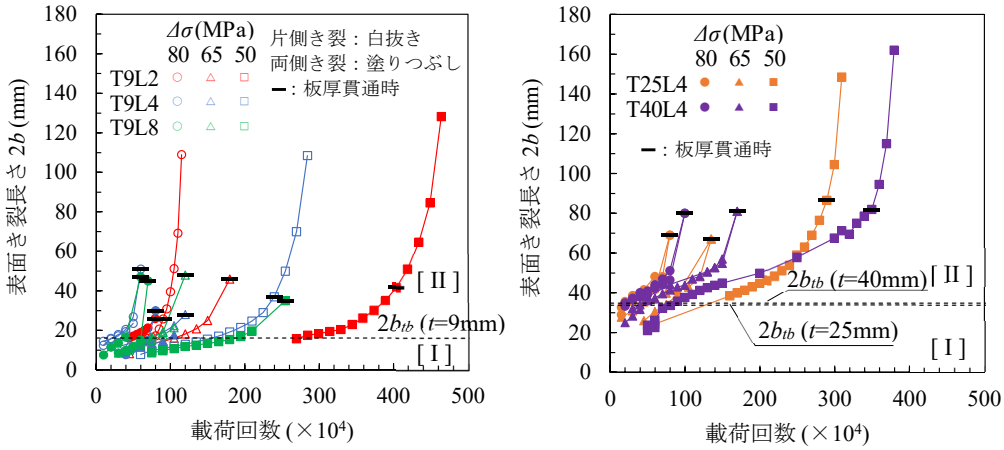
4.4.3　き裂の進展挙動

初期単一き裂の形成後の進展挙動について，**図-4.4.4**，**図-4.4.5** に，それぞれき裂深さ a と，表面き裂長さ b と載荷回数の関係を示す(板厚半分 $0.5t$ 以降のデータも含む)．**図-4.4.5** 中には，ま



(a)　試験体 T9L2, T9L4, T9L8　　(b)　試験体 T25L4, T40L4

図-4.4.4　き裂深さと載荷回数の関係

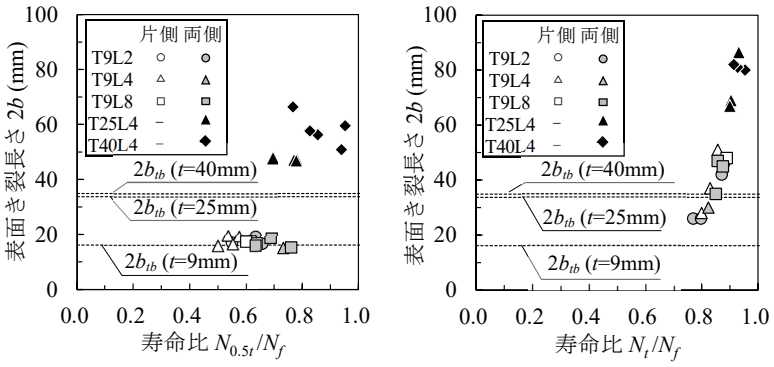


(a)　試験体 T9L2, T9L4, T9L8　　(b)　試験体 T25L4, T40L4

図-4.4.5　表面き裂長さと載荷回数の関係

わし溶接長さと板厚貫通時の載荷回数も示す．また，**図-4.4.6** にき裂深さが板厚半分に達したときの載荷回数 $N_{0.5t}$ と板厚貫通時の載荷回数 N_t での，それぞれの表面き裂長さ $2b$ と寿命比（試験終了時の寿命 N_f で除して無次元化した値）の関係を示す．なお，$N_{0.5t}$ でのき裂寸法は，ビーチマークでは直接得られていないため，載荷回数－き裂寸法曲線を線形補間して推定した．

図-4.4.5 より，き裂は溶接止端部を離れた後に板厚を貫通し，その後は加速して主板幅方向へと進展している．**図-4.4.6(a)**より，主板厚 9mm の試験体では，寿命比 $N_{0.5t}/N_f$ は 0.5～0.8 の範囲でばらつき，表面き裂長さは $2b_{tb}$ と同程度である．一方，主板厚 25mm・40mm の試験体では，$N_{0.5t}/N_f$ は 0.7～0.95 であり，$N_{0.5t}$ は N_f 中の比較的高い割合を占める．また，表面き裂長さは $2b_{tb}$ 以上であり，溶接止端部を離れて主板に進展している段階であることがわかる．**図-4.4.6(b)**より，板厚貫通時の場合には寿命比 N_t/N_f は 0.75 以上であり，板厚を貫通してから試験終了までの載荷回数は相対的に短い．また，全ての表面き裂長さは $2b_{tb}$ を超えて，溶接止端部を離れている段階であり，板厚貫通後はき裂進展速度が速くなることを踏まえると，表面き裂長さが $2b_{tb}$ に達する前に何らかの措置を施すことが望ましいと考えられる．



(a)　板厚半分時 $N_{0.5t}$　　(b)　板厚貫通時 N_t

図-4.4.6　各段階の表面き裂長さ $2b$ と寿命比の関係

4.5　試験値と解析値の比較分析

本節では，面外ガセット溶接継手の疲労試験結果に対して，JSSC 解析手法によるき裂進展解析（手法の詳細は**第 3 章**を参照）を実施し，疲労試験結果との比較分析を通じて同手法の推定精度について検討した．

4.5.1　半楕円表面き裂の進展挙動

初期単一き裂（深さ a_{s0}，表面長さ b_{s0}）が形成されてから，板厚方向深さ $0.5t$ までの進展挙動を対象に，き裂の進展速度と形状変化について試験値と解析値を比較した．**図-4.5.1** に，全データに対する試験値と解析値の比較方法を示す．き裂進展速度に関しては，初期単一き裂（a_{s0}, b_{s0}）から深さ a 及び表面長さ $2b$ までの進展回数 N_{pi} の試験値と解析値を比較した．き裂形状変化に関しては，各ビーチマークでのき裂深さ a に対する表面き裂長さ $2b$ について試験値と解析値を比較した．

以下，**図-4.5.2**，**図-4.5.5**，**図-4.5.7** に，**図(a)**では例として主板厚が比較的大きく，ビーチマークデータを多数得られている試験体 T25L4-65-3 の結果（全き裂データの比較結果は本節の末に記載する（**図-4.5.10**，**図-4.5.11** 参照））を，**図(b),(c)**では全データの結果をそれぞれ示す．全データ（試験体 19 体，き裂 29 個）の比較に際して，縦軸は試験値と解析値の比率（解析値/試験値）とした．なお，図中では同一き裂の進展挙動を折れ線で結び示している．

また，ビーチマークから計測した寸法とマーク導入時の載荷回数との関係より，深さ及び表面長さ方向の進展速度を求め，ビーチマークから確認されたき裂寸法形状の K 値を JSSC 解析手法により計算した．進展速度を求めた 2 つのき裂の K 値を用いて，それらの 2.75 乗平均の 2.75 乗根を進展速度に対応する K 値とした [12]．**図-4.5.3**，**図-4.5.6** に，このようにして求めた試験結果に基づく疲労き裂進展速度と，JSSC 解析手法により計算した応力拡大係数（K_{JSSC}）の関係を，式(3.1)と比較して示す．

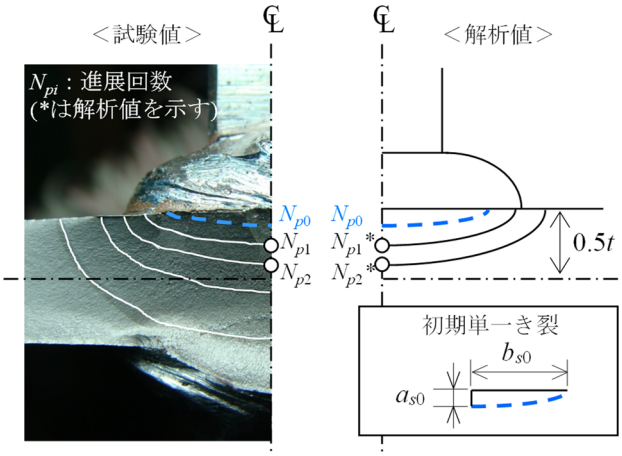


図-4.5.1　試験値と解析値の比較方法

表-4.5.1 に，全データのき裂の進展回数と形状変化について，試験値と解析値の比率（解析値/試験値）の統計値をまとめる（板厚貫通き裂の結果は，**4.5.2** で述べる）．

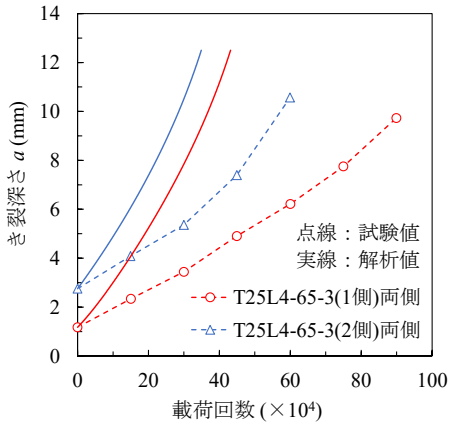
表-4.5.1　き裂の進展回数等についての比率（解析値/試験値）の統計値

		半楕円表面き裂				板厚貫通き裂
		形状変化 (図-4.5.7)	進展回数 N_{pi} 深さ a (図-4.5.2)	進展回数 N_{pi} 表面長さ b (図-4.5.5)	進展回数 a_{s0}~$0.5t$ (図-4.5.4)	進展回数 N_{pi} (図-4.5.8)
比率 (解析値/試験値)	最小値	0.70	0.25	0.22	0.35	0.83
	最大値	1.34	1.06	2.18	0.77	1.31
	平均値	0.97	0.50	0.67	0.54	1.02
	標準偏差	0.12	0.14	0.36	0.11	0.14
データ数		119	132	119	25	16

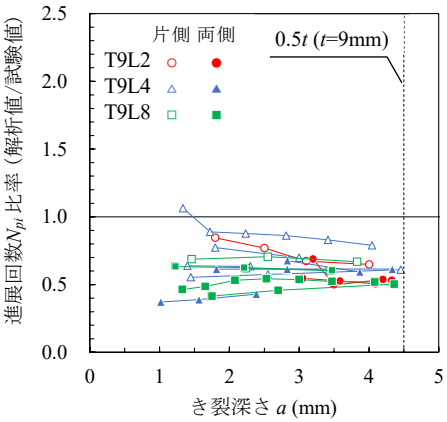
(1)　き裂の進展速度

1)　き裂深さ方向

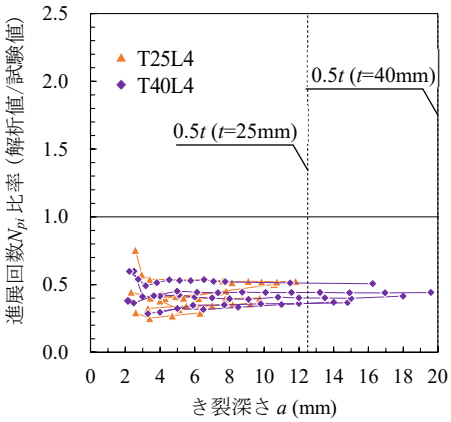
図-4.5.2 に，き裂深さ方向の進展挙動について試験値と解析値を比較して示す．き裂深さ方向では，全体的に解析値の方が進展速度は速く（進展回数は短く），その比率（解析値/試験値）は 0.2~1.1 の範囲にばらついている．き裂毎にみると，初期の時点と一部データを除き，比率は概ね一定である．全体として，比率の平均値，標準偏差はそれぞれ 0.50, 0.14 である（**表-4.5.1** 参照）．また，ばらつきについては，試験体の寸法諸元よりもき裂の発生部位による差異の影響が大きく，片側・両側き裂の進展回数の比率（平均値）はそれぞれ 0.73, 0.45 である．**図-4.5.3** の図中にはき裂進展速度の平均設計曲線を示すが，全体的にプロットは曲線の右側に位置する．また，プロットの傾きは平均設計曲線と概ね近く，K 値の試験値と解析値には一定のずれがみられる．これは，**図-4.5.2(b),(c)**においてき裂毎の比率（解析値/試験値）が概ね一定となることに対応している．



(a)　試験体 T25L4-65-3

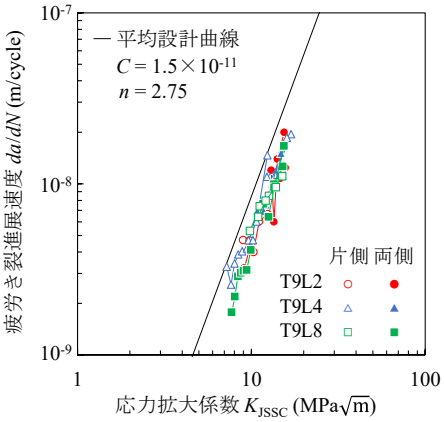


(b)　全データ（主板厚 9mm）

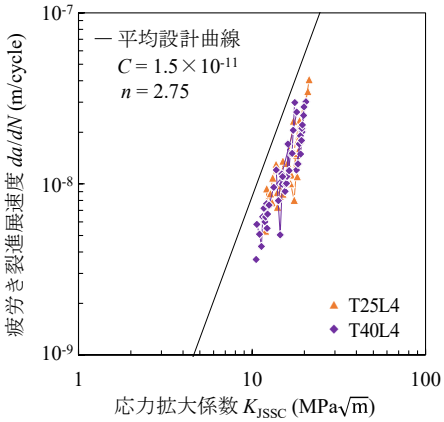


(c)　全データ（主板厚 25mm・40mm）

図-4.5.2　き裂深さ方向の進展挙動についての試験値と解析値の比較



(b)　主板厚 9mm



(c)　主板厚 25mm・40mm

図-4.5.3　疲労き裂進展速度と応力拡大係数の関係（き裂深さ方向）

図-4.5.4 に，初期単一き裂の深さ a_{s0} から板厚半分 $0.5t$ に達するまでの進展回数について，両対数上で試験値と解析値(3. 1 と同様の手法を適用)を比較した結果を示す．試験値と解析値の比率(解析値/試験値)は0.35～0.77の範囲でばらつき，その比率の平均値と標準偏差はそれぞれ0.54, 0.11 である．ここで，疲労設計曲線[5)]において，応力範囲が等しい場合の強度等級間の寿命比は，1 等級間で 0.46～0.54，2 等級間で 0.23～0.28 である．以上より，JSSC 解析手法は，き裂深さによらず進展回数を試験値より短く推定し，S-N 線で評価する場合には 1～2 等級以内の範囲で概ね一定の比率で安全側に評価していることを確認した．

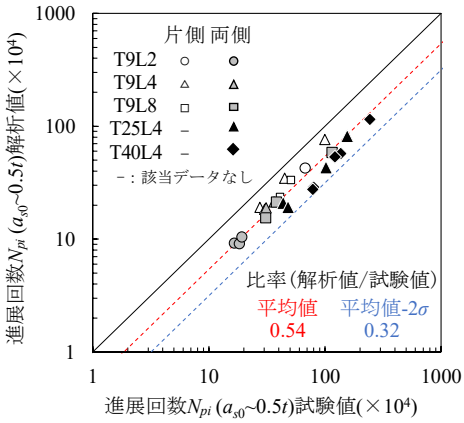
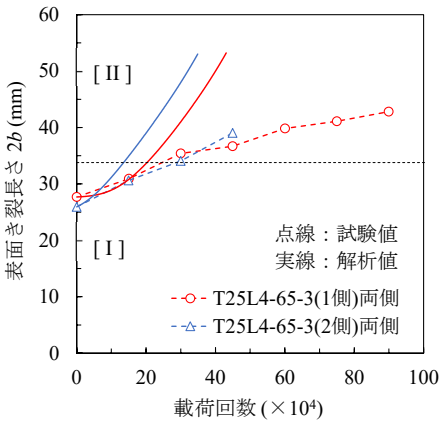


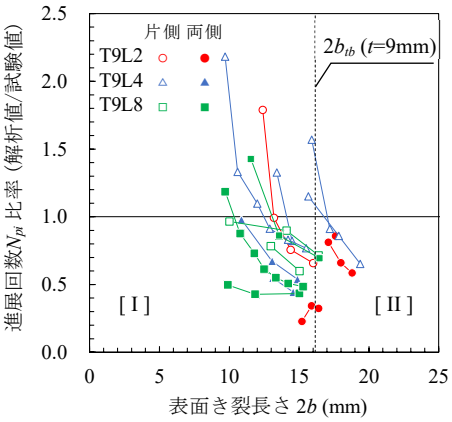
図-4.5.4 進展回数(深さ a_{s0} ～ $0.5t$)の試験値と解析値の比較

2) 表面き裂長さ方向

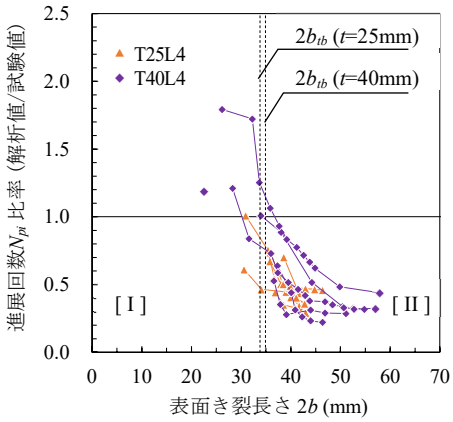
図-4.5.5 に，表面き裂長さ方向の進展挙動について試験値と解析値を比較して示す．表面長さ方向では，初期の溶接止端部に沿って進展している段階では解析値の方が試験値より 2 倍程度長くなる場合がある．本検討では初期単一き裂 a_{s0}, b_{s0} を，複数き裂が合体後の単一き裂と定義したが，破面観察によりその後もラチェットマークが確認され，実際には主板表面付近ではき裂の合体が繰り返されていると推察される．したがって，き裂の浅いうちは，き裂の合体によって表面長さ方向の進展速度が速くなり，進展回数としては短くなるため，解析値は試験値より進展回数を長く推定したと考えられる．一方，表面き裂長さが $2b_{tb}$ 以上となり，主板を進展する段階となると，解析値は試験値より進展回数を短く推定する．比率(解析値/試験値)の平均値，標準偏差はそれぞれ 0.67, 0.36(**表-4.5.1** 参照)であり，全体としては解析値の方が進展速度を速く(進展回数を短く)評価し，深さ方向と比較して推定精度にばらつきがみられる．解析値と試験値の相違には，溶接形状やき裂形状のばらつきや，まわし溶接部を回り込むようなき裂の進展挙動を解析では主板応力に垂直な平面内での挙動と仮定していることなど，様々な要因が考えられる．



(a)　試験体 T25L4-65-3

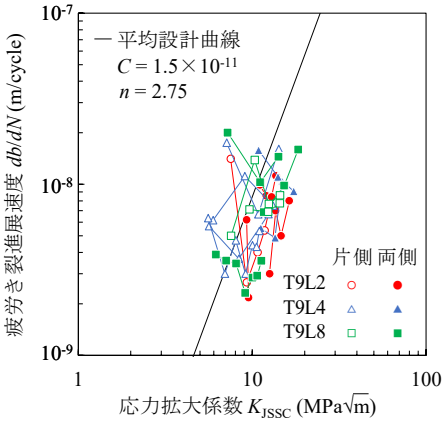


(b)　全データ（主板厚 9mm）

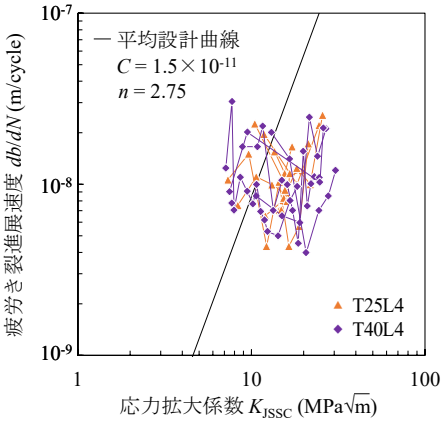


(c)　全データ（主板厚 25mm・40mm）

図-4.5.5　表面き裂長さ方向の進展挙動についての試験値と解析値の比較



(b)　主板厚 9mm

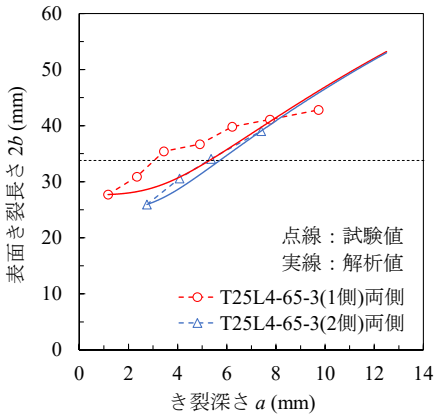


(c)　主板厚 25mm・40mm

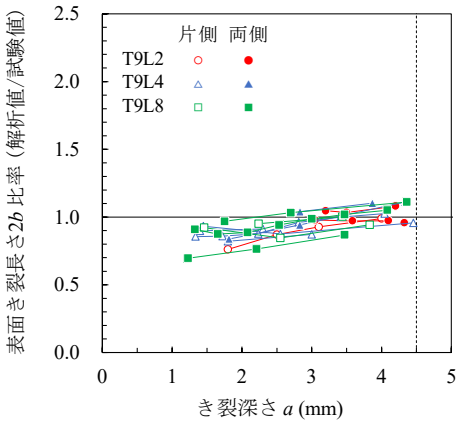
図-4.5.6　疲労き裂進展速度と応力拡大係数の関係（表面き裂長さ方向）

(2) き裂の形状変化

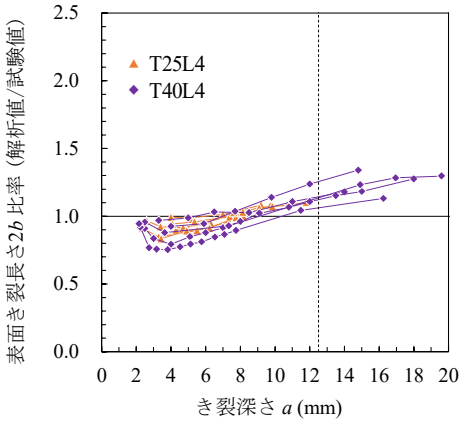
図-4.5.7 に計測深さ a 時点での表面長さ $2b$ の試験値と解析値の比較結果を示す．**図-4.5.7(a)** より，き裂深さ a の増加に伴い，表面長さ $2b$ もほぼ線形的に増加していき，解析値と試験値は概ね近い．また，**図-4.5.7(b),(c)**より，多少ばらつきはみられるものの，表面長さ $2b$ の試験値と解析値の比率（解析値/試験値）は 1.0 に近い位置にプロットされており，その比率の平均値，標準偏差はそれぞれ 0.97, 0.12 である（**表-4.5.1** 参照）．すなわち，JSSC 解析手法ではき裂の形状変化を概ね評価できるものといえる．ただし，解析値は試験値に対して，き裂深さが浅いときには小さく，き裂深さが増加するに伴い大きくなる傾向がみられる．き裂深さが浅いときの表面部は溶接止端に沿って進展している段階であり，前述した溶接止端部の局所的な応力集中やき裂の合



(a) 試験体 T25L4-65-3



(b) 全データ（主板厚 9mm）



(c) 全データ（主板厚 25mm・40mm）

図-4.5.7 き裂形状変化についての試験値と解析値の比較

体挙動の影響により，試験における表面き裂長さが増加するためと考えられる．一方，き裂深さが増加し，表面き裂が溶接止端部を離れる段階になると，解析でのき裂進展方向の仮定との相違等が影響し，解析値は試験値より表面長さ $2b$ を大きく推定すると考えられる．

4.5.2　板厚貫通き裂の進展挙動

貫通き裂としてのビーチマークが確認されてから試験終了時までの視認可能な範囲の進展挙動について，試験値と解析値の比較を行った．**図-4.5.8** に，ビーチマークの得られている全試験体について，表面き裂長さ $2b$ に対する進展回数 N_{pi} の試験値と解析値を比較した結果を示す．図より，試験値と解析値は概ね一致し，比率（解析値/試験値）の平均値と標準偏差はそれぞれ 1.02, 0.14（**表-4.5.1** 参照）である．試験値と解析値の差やばらつきは比較的小さく，半楕円表面き裂の場合と比較して，板厚貫通き裂の進展挙動をより適切に評価していることがわかる．

図-4.5.9 に，応力拡大係数とき裂進展速度の関係を示す．全てのプロットは概ね平均設計曲線上に位置する．また，材料定数 n を固定（n=2.75）して回帰した結果，材料定数 C の値は 1.6×10^{-11} となり，平均設計曲線における材料定数 C の値（$=1.5\times10^{-11}$）との差は小さい．既往の系統的なき裂進展データの分析結果において母材と溶接継手では材料定数 C，n は比較的良く一致している [4]ことを踏まえると，本検討において，材料定数 C，n に平均設計曲線の値を用いることによる，JSSC 解析手法の推定精度への影響は小さいものと推測される．

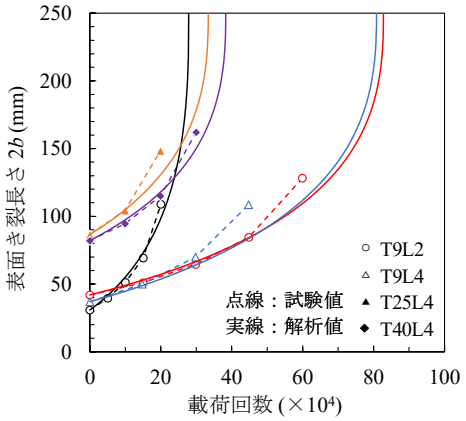


図-4.5.8　表面き裂長さと載荷回数の関係（板厚貫通き裂）

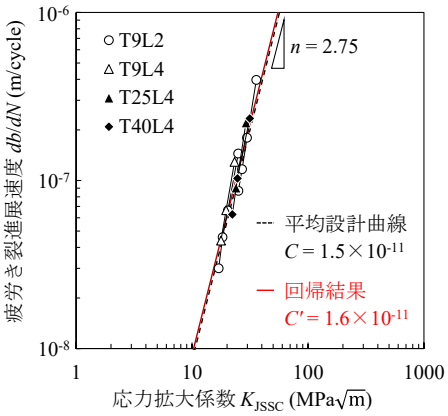
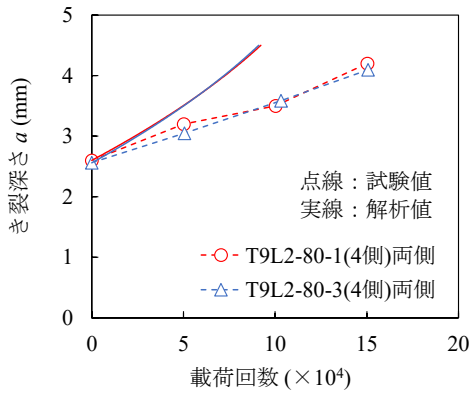
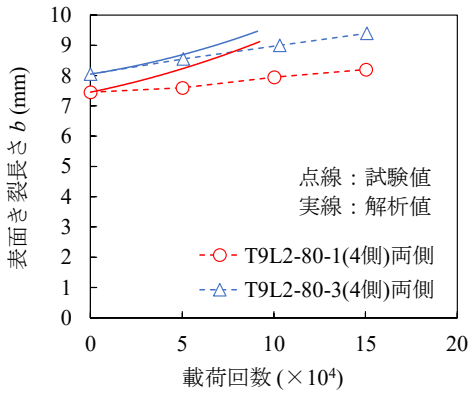


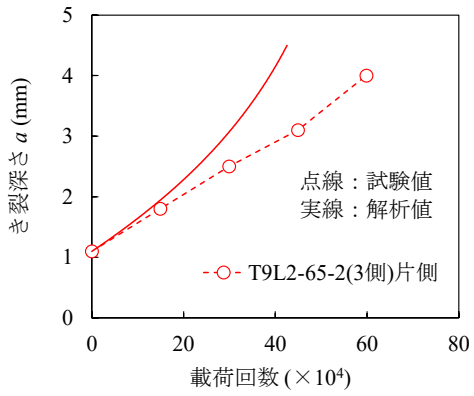
図-4.5.9　疲労き裂進展速度と応力拡大係数の関係（板厚貫通き裂）



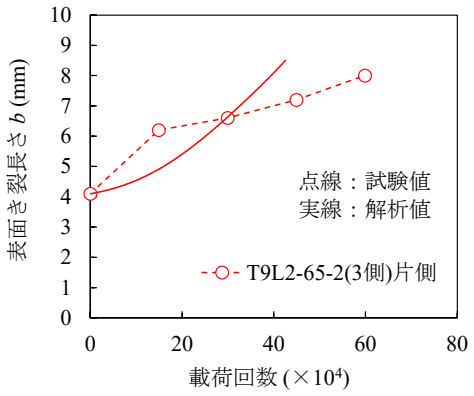
(A-a)　試験体 T9L2-80，き裂深さ方



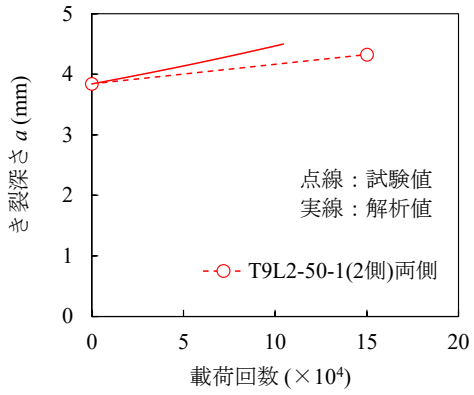
(A-b)　試験体 T9L2-80，表面き裂長さ方向



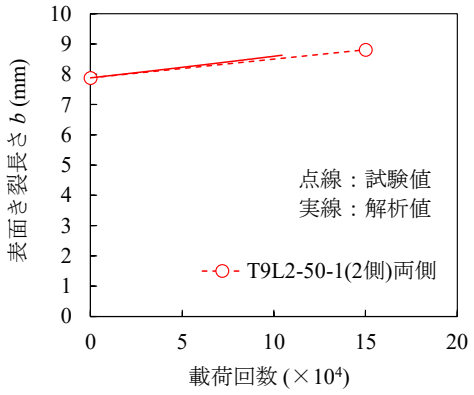
(B-a)　試験体 T9L2-65，き裂深さ方向



(B-b)　試験体 T9L2-65，表面き裂長さ方向

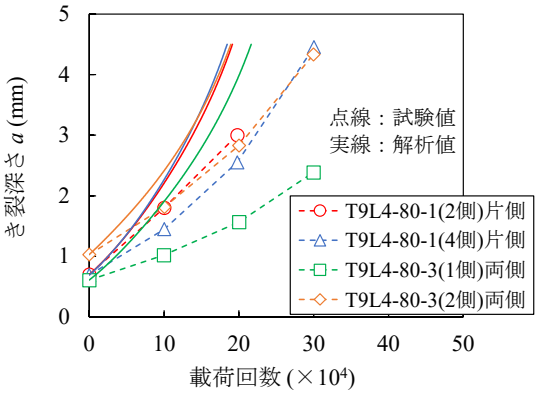


(C-a)　試験体 T9L2-50，き裂深さ方向

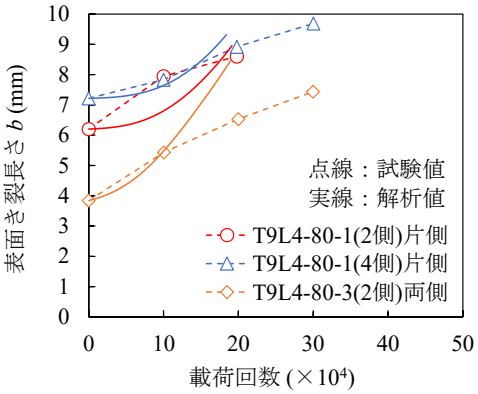


(C-b)　試験体 T9L2-50，表面き裂長さ方向

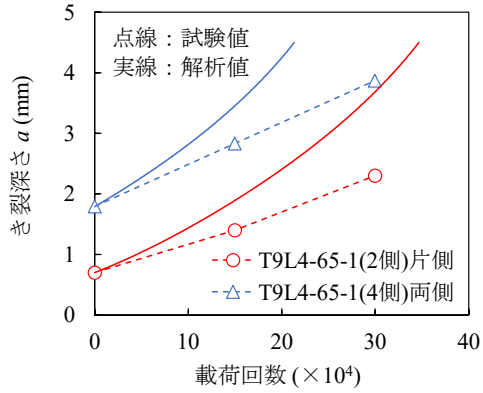
図-4.5.10　き裂進展速度についての試験値と解析値の比較(1/5)



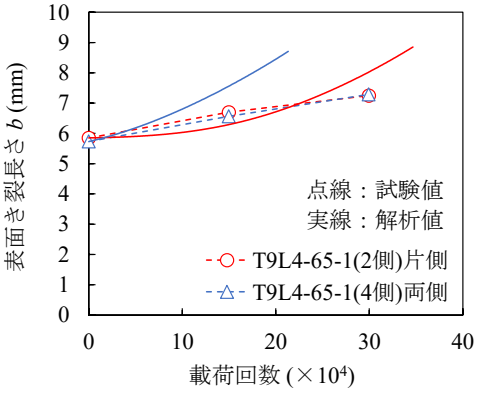
(D-a)　試験体 T9L4-80，き裂深さ方向



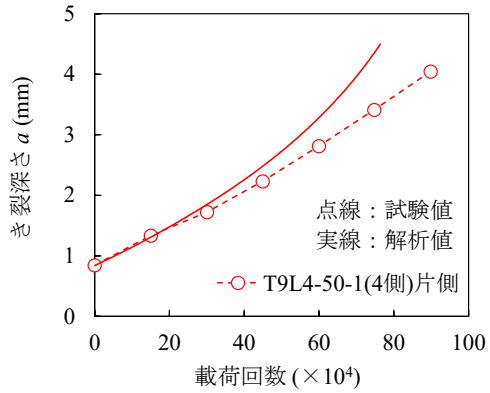
(D-b)　試験体 T9L4-80，表面き裂長さ方向



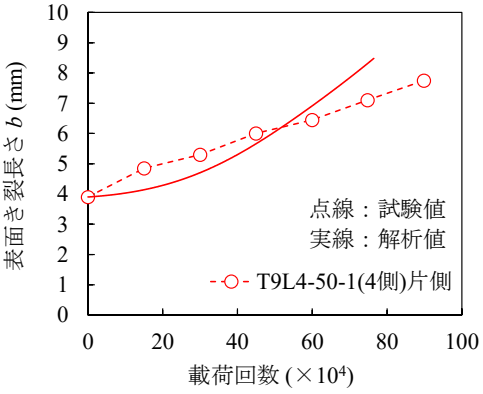
(E-a)　試験体 T9L4-65，き裂深さ方向



(E-b)　試験体 T9L4-65，表面き裂長さ方向

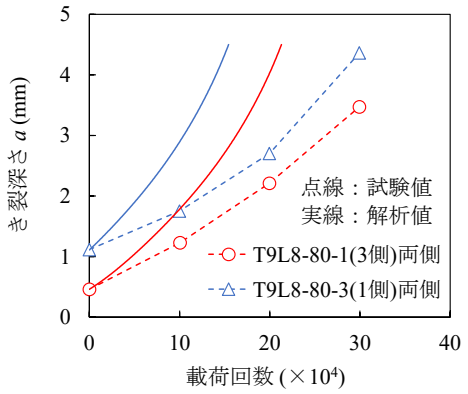


(F-a)　試験体 T9L4-50，き裂深さ方向

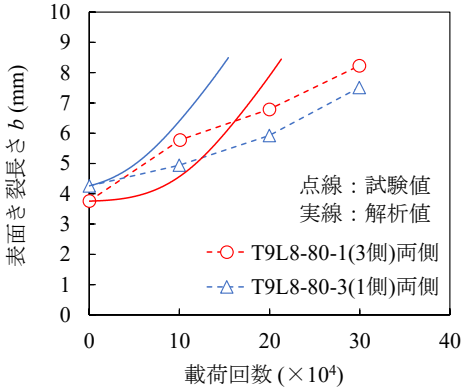


(F-b)　試験体 T9L4-50，表面き裂長さ方向

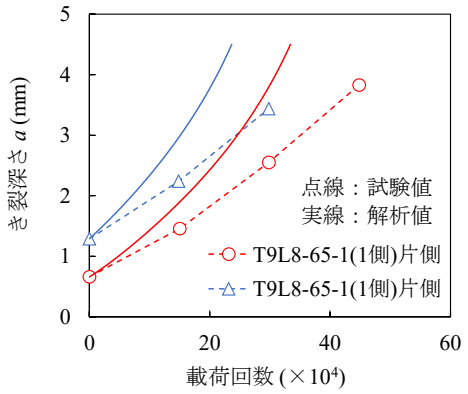
図-4.5.10　き裂進展速度についての試験値と解析値の比較(2/5)



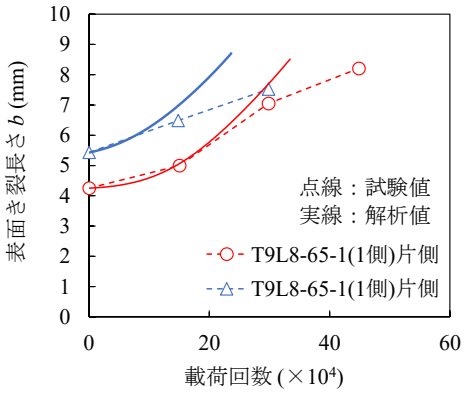
(G-a)　試験体 T9L8-80，き裂深さ方向



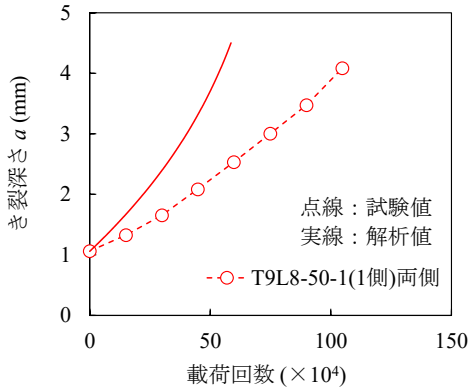
(G-b)　試験体 T9L8-80，表面き裂長さ方向



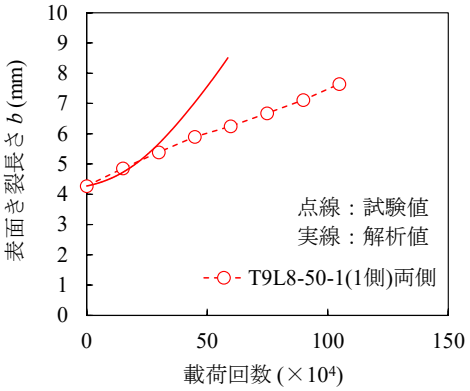
(H-a)　試験体 T9L8-65，き裂深さ方向



(H-b)　試験体 T9L8-65，表面き裂長さ方向

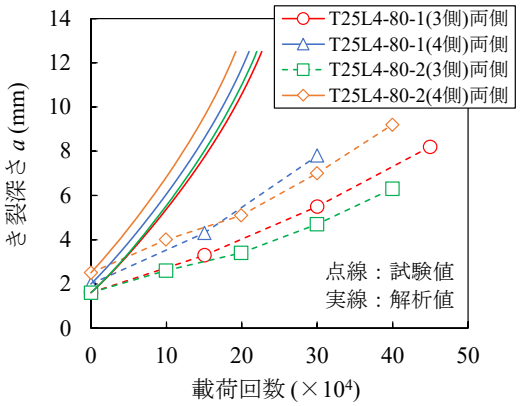


(I-a)　試験体 T9L8-50，き裂深さ方向

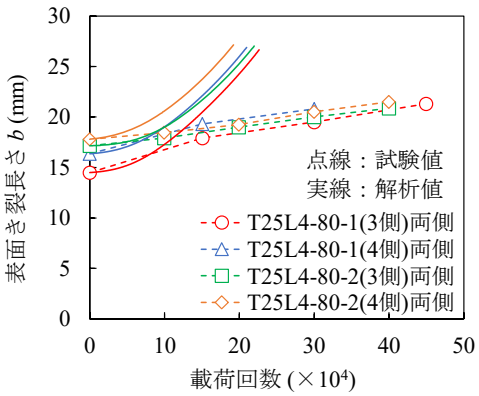


(I-b)　試験体 T9L8-50，表面き裂長さ方向

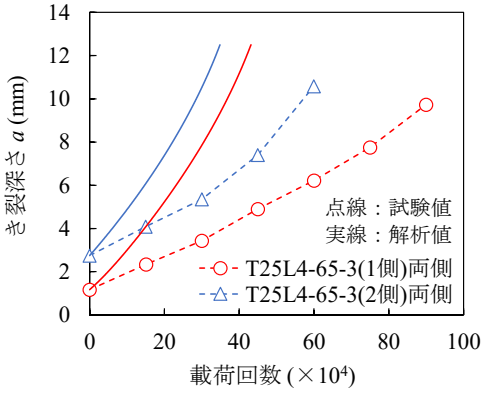
図-4.5.10　き裂進展速度についての試験値と解析値の比較(3/5)



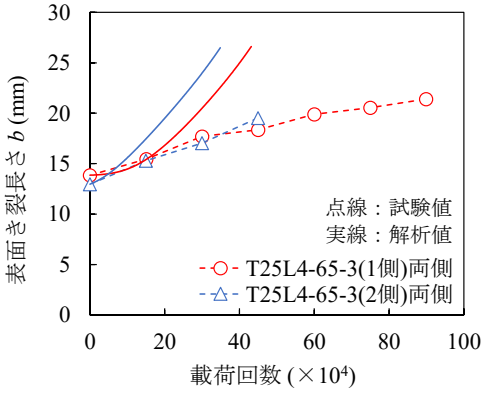
(J-a)　試験体 T25L4-80，き裂深さ方向



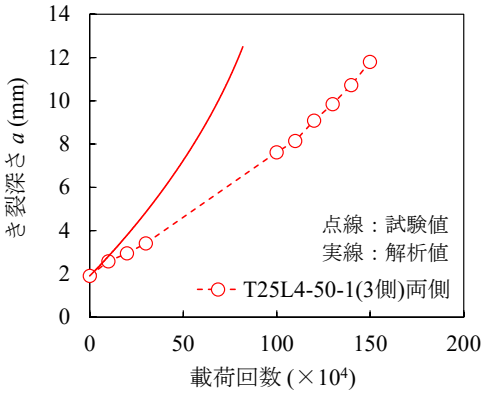
(J-b)　試験体 T25L4-80，表面き裂長さ方向



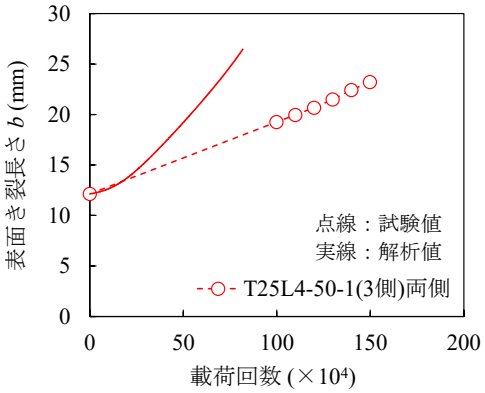
(K-a)　試験体 T25L4-65，き裂深さ方向



(K-b)　試験体 T25L4-65，表面き裂長さ方向

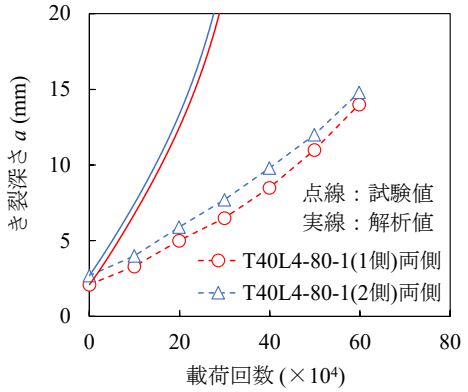


(L-a)　試験体 T25L4-50，き裂深さ方向

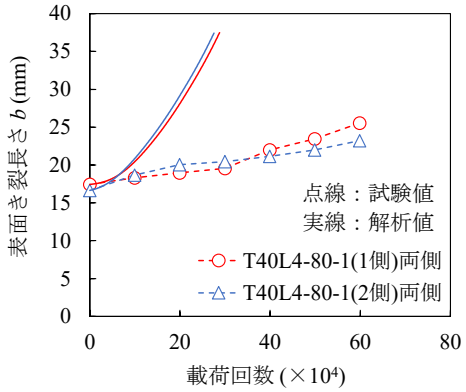


(L-b)　試験体 T25L4-50，表面き裂長さ方向

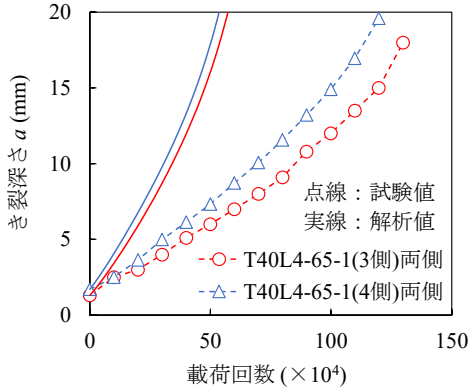
図-4.5.10　き裂進展速度についての試験値と解析値の比較(4/5)



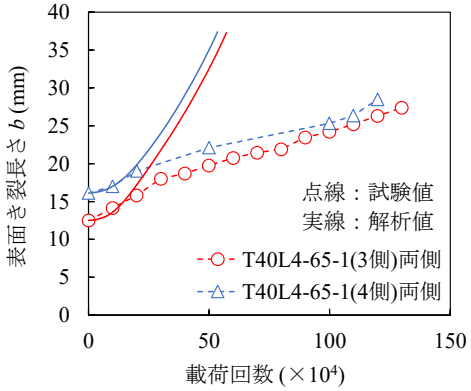
(M-a)　試験体 T40L4-80，き裂深さ方向



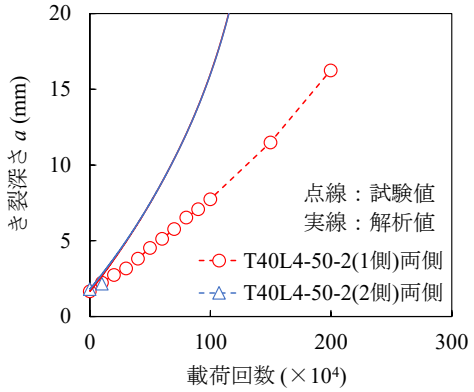
(M-b)　試験体 T40L4-80，表面き裂長さ方向



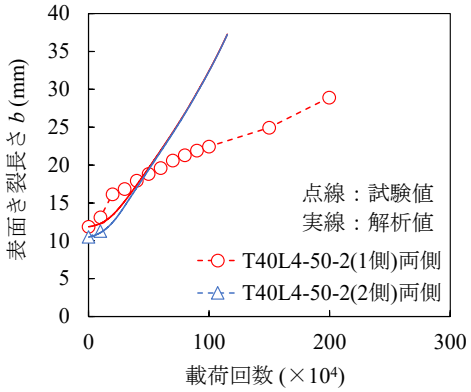
(N-a)　試験体 T40L4-65，き裂深さ方向



(N-b)　試験体 T40L4-65，表面き裂長さ方向

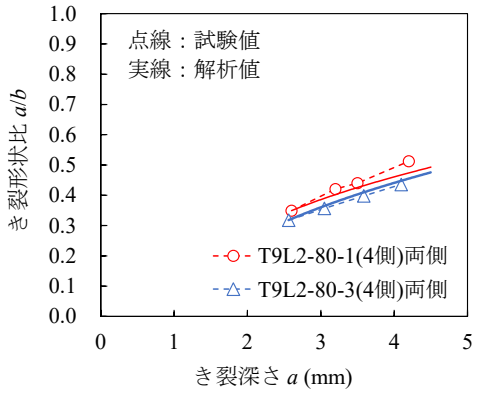


(O-a)　試験体 T40L4-50，き裂深さ方向

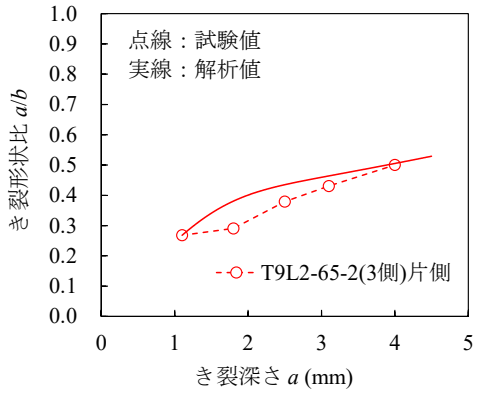


(O-b)　試験体 T40L4-50，表面き裂長さ方向

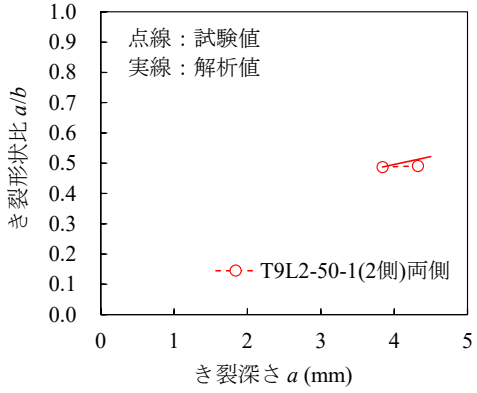
図-4.5.10　き裂進展速度についての試験値と解析値の比較(5/5)



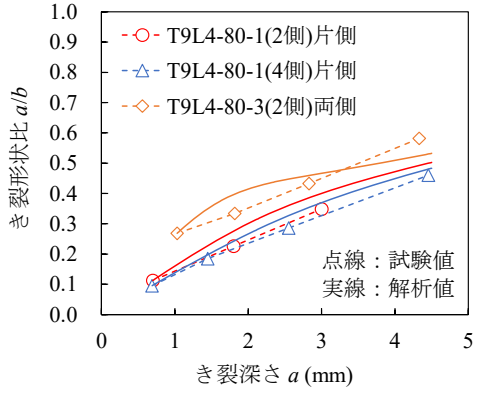
(A-a)　試験体 T9L2-80



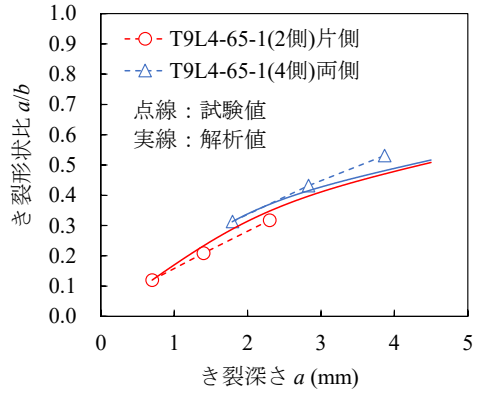
(A-b)　試験体 T9L2-65



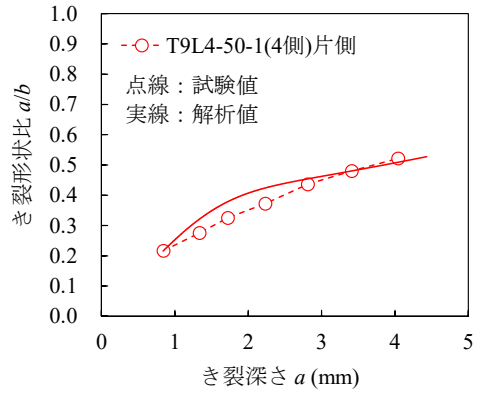
(A-c)　試験体 T9L2-50



(B-a)　試験体 T9L4-80

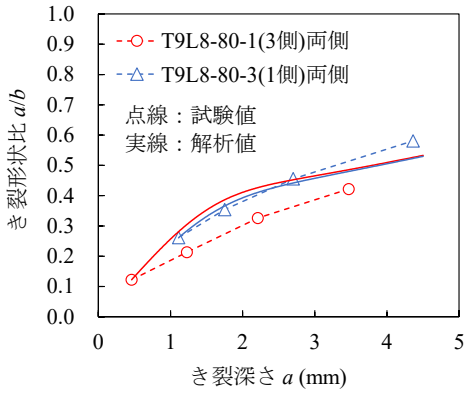


(B-b)　試験体 T9L4-65

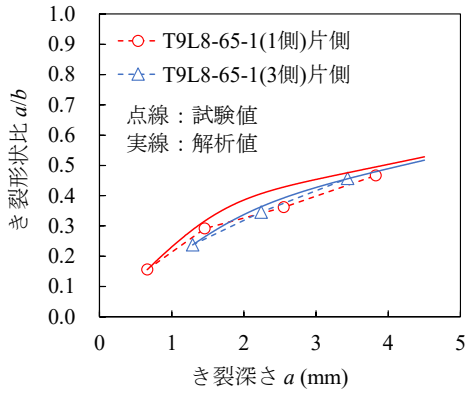


(B-c)　試験体 T9L4-50

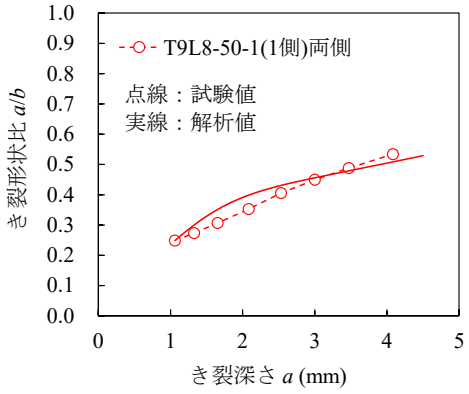
図-4.5.11　き裂形状変化についての試験値と解析値の比較(1/3)



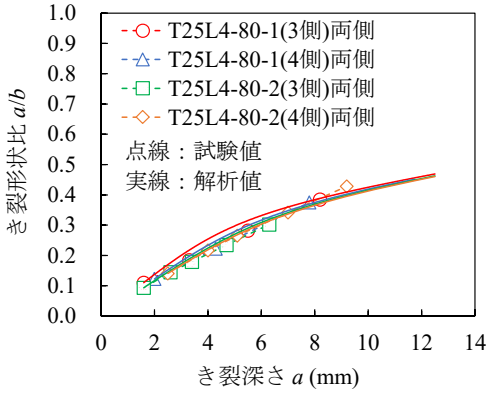
(C-a)　試験体 T9L8-80



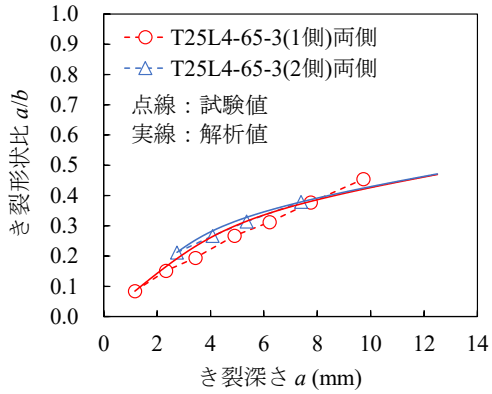
(C-b)　試験体 T9L8-65



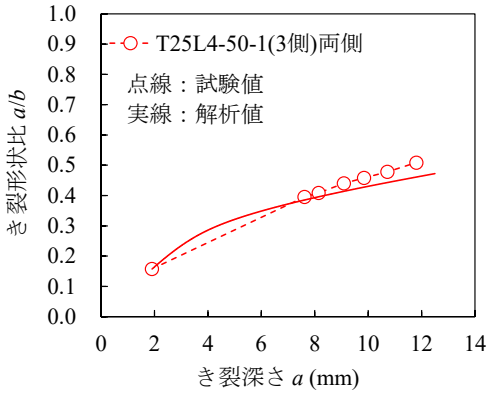
(C-c)　試験体 T9L8-50



(D-a)　試験体 T25L4-80

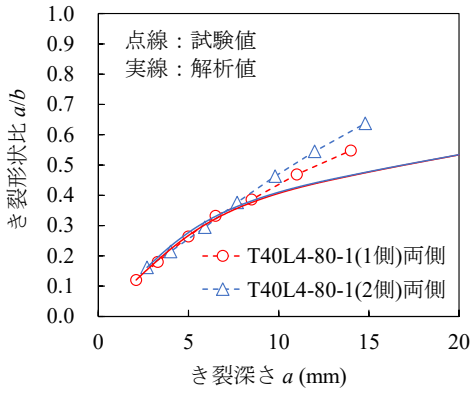


(D-b)　試験体 T25L4-65

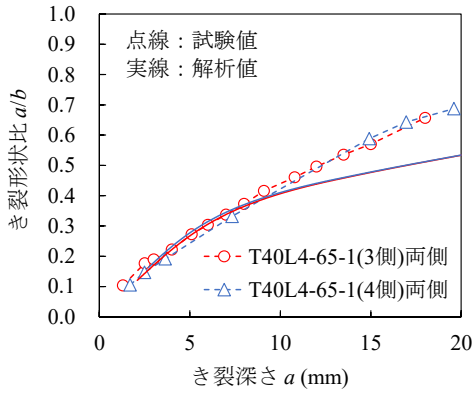


(D-c)　試験体 T25L4-50

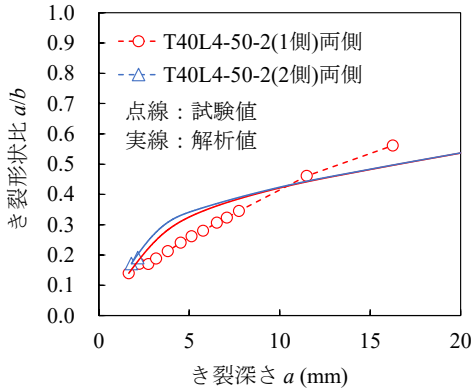
図-4.5.11　き裂形状変化についての試験値と解析値の比較(2/3)



(E-a)　試験体 T40L4-80



(E-b)　試験体 T40L4-65



(E-c)　試験体 T40L4-50

図-4.5.11　き裂形状変化についての試験値と解析値の比較(3/3)

4.6 試験値と解析値の差異に関する考察

前節では，試験値と解析値の比較分析により，JSSC 解析手法は，半楕円表面き裂の進展速度に対して安全側の評価結果を与えることを確認した．本節では，試験値と JSSC 解析手法による解析値の差異に関して考察する上で，半楕円き裂を導入した溶接継手の FEM 解析を実施し K 値を算出し，JSSC 解析手法による K 値との比較分析を行った．また，疲労破面の型取りにより，実際の深さ方向のき裂進展方向を計測し，き裂進展方向が同手法の推定精度に与える影響を確認した．4.6.3 では，簡易的にこれらの諸因子による影響を考慮した補正係数を提案し，JSSC 解析手法に適用した場合の推定精度について考察した．

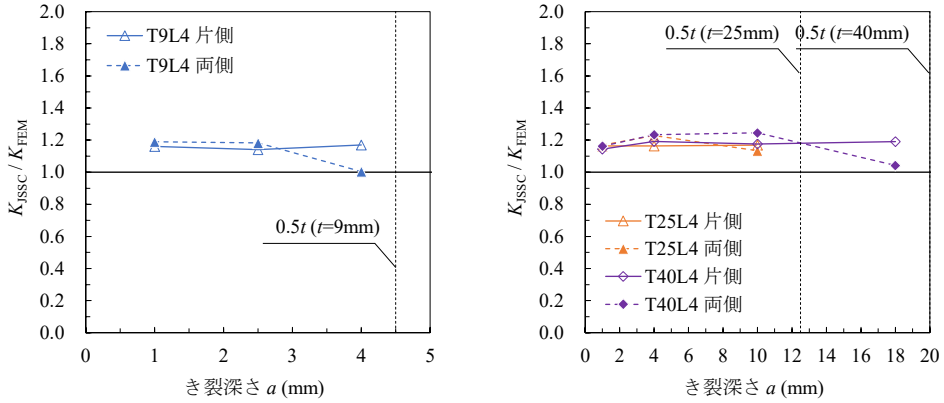
4.6.1 JSSC 解析手法と変位外挿法による K 値の比較

3.2 で述べた変位外挿法により算出した K 値(K_{FEM})と，JSSC 解析手法による，すなわち重ね合わせの原理を用いて算出した K 値(K_{JSSC})について，き裂深さ方向に着目し比較分析を行った．**表-4.6.1** に，解析ケースと K 値の比較結果を示す．ガセット長さのみ変化させた試験体(T9L2, T9L4, T9L8)のき裂形状変化はほぼ同様であり，応力集中の変化傾向は主板厚が影響するため，主板厚の異なる試験体 T9L4, T25L4, T40L4 を解析対象とした．き裂深さ a は板厚半分 $0.5t$ 以内で 3～4 ケースとし，き裂形状比 a/b は試験体毎のビーチマークの計測値(平均値)を用いた．作用応力範囲は 80MPa とした．

図-4.6.1 に，JSSC 解析手法と FEM 解析による K 値の比較結果を示す．片側き裂の場合，K 値比率(K_{JSSC}/K_{FEM})は，き裂深さによらず 1.1～1.2 程度で一定であり，K_{JSSC} は K_{FEM} より若干過大評価する傾向がみられる．ここで，半楕円き裂を有する有限帯板モデルによる K_{FEM} と，応力集中に対する補正係数 F_g を 1 として JSSC 解析手法により計算した K_{JSSC} は，深さ方向に関して良く一致することを別途確認している．

表-4.6.1 解析ケースと K 値の比較結果(K 値の単位：MPa$\sqrt{m}$)

試験体	き裂の寸法諸元				き裂深さ方向(片側き裂/両側き裂)		
	深さ a (mm)	表面長さ b (mm)	き裂形状比 a/b	板厚比 a/t	変位外挿法 K_{FEM}	JSSC解析手法 K_{JSSC}	比率 K_{JSSC}/K_{FEM}
T9L4	1.00	4.35	0.23	0.11	9.84 / 9.60	11.42 / 11.42	1.16 / 1.19
	2.50	6.75	0.37	0.28	11.97 / 11.54	13.65 / 13.65	1.14 / 1.18
	4.00	8.00	0.50	0.44	13.37 / 15.58	15.65 / 15.65	1.17 / 1.00
T25L4	1.00	11.10	0.09	0.11	12.85 / 12.63	14.76 / 14.76	1.15 / 1.17
	4.00	18.20	0.22	0.44	15.43 / 14.61	17.95 / 17.95	1.16 / 1.23
	10.00	22.20	0.45	1.11	17.48 / 17.93	20.34 / 20.34	1.16 / 1.13
T40L4	1.00	11.10	0.09	0.11	13.53 / 13.31	15.47 / 15.47	1.14 / 1.16
	4.00	18.20	0.22	0.44	15.68 / 15.15	18.68 / 18.68	1.19 / 1.23
	10.00	22.20	0.45	1.11	16.73 / 15.81	19.67 / 19.67	1.18 / 1.24
	18.00	28.10	0.64	2.00	18.79 / 21.47	22.37 / 22.37	1.19 / 1.04

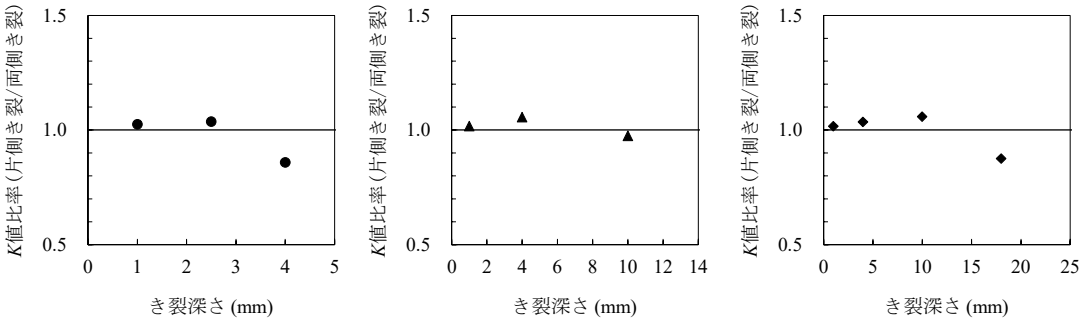


(a)　主板厚 9mm　　(b)　主板厚 25mm・40mm

図-4.6.1　JSSC 解析手法と FEM 解析による K 値の比較

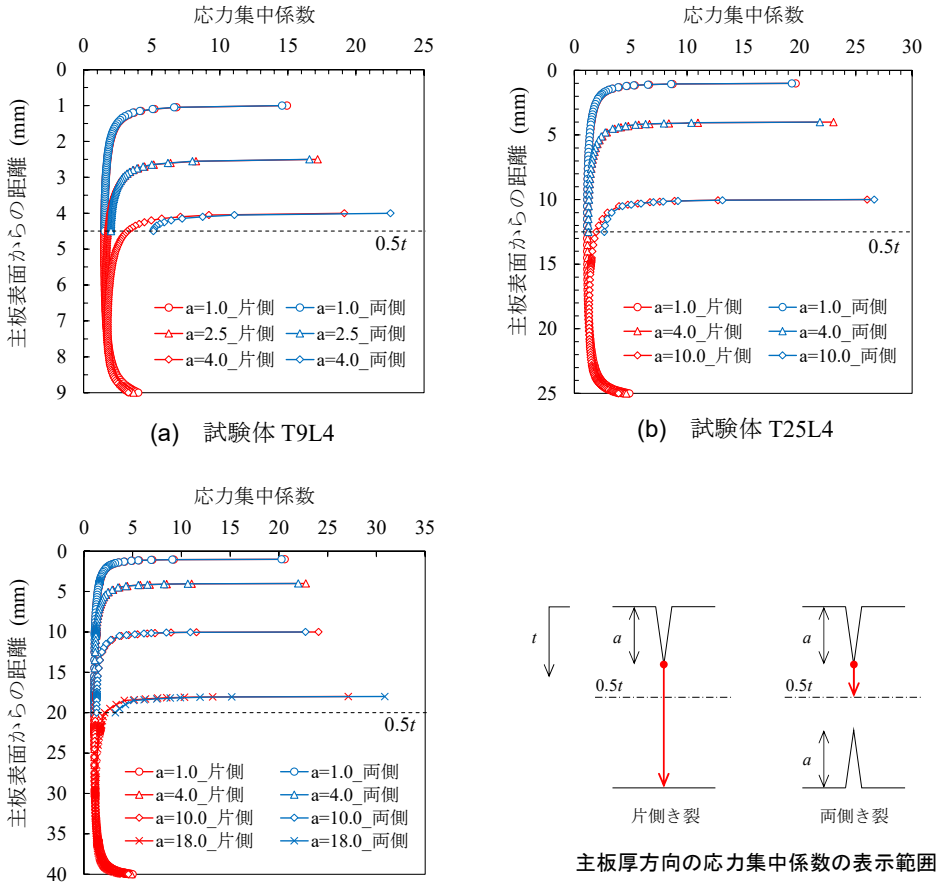
すなわち，この差は，主に K 値の算出式(3.4)における重ね合わせの原理に基づく補正係数 F_g の影響によるものと考えられる．また，文献 8)では 3 次元のき裂シミュレーションが可能とされる FRANC3D Ver.3.2（境界要素法機能仕様）を用いて，き裂が主板応力の垂直な面内に進展するという同条件下で，FRANC3D による K 値（以下，$K_{FRANC3D}$）と JSSC 解析手法による K_{JSSC} 値を比較している．本研究で対象とした試験体と，主板厚 9mm 以外の寸法諸元や溶接形状，き裂形状が異なるため概略的な比較にとどまるが，K 値比率（$K_{JSSC}/K_{FRANC3D}$）はおよそ 1.0～1.25 程度という結果であり，本検討における K 値比率（K_{JSSC}/K_{FEM}）と概ね同程度となっている．

一方，両側き裂の場合，き裂が比較的小さいときには片側き裂の場合との差はほとんどみられないが，深さが板厚半分 0.5t 程度となると，K_{JSSC}/K_{FEM} は 1.0 に近づく．**図-4.6.2** に，片側き裂と両側き裂の場合の K_{FEM} の比較を示す．き裂深さが主板厚に対して浅い場合には，片側き裂の方が両側き裂より K 値が若干大きく，き裂が板厚半分に近づくに伴って両側き裂の方が大きくなる．**図-4.6.3** には，き裂先端から主板厚方向の応力集中係数の分布を示す．ここで，応力値には節点応力を用い，横軸は公称応力で除した応力集中係数としている．なお，両側き裂の場合，解析モデルは板厚半分（0.5t）面での対称性を考慮して 1/8 モデルとしているため，深さ 0.5t 以上のプロットは示していない．両側き裂の場合は，板厚半分程度になると，反対面側のき裂の存在によりき裂面での主板の断面積が減少し，き裂先端近傍の応力が増加することから，K_{FEM} が増加する．両側き裂の場合，深さが板厚半分程度となると K_{JSSC}/K_{FEM} は 1.0 に近づくことに関しては，JSSC 解析手法では前述の反対面側のき裂の存在による応力増加が考慮されていないためと考えられる．なお，き裂が比較的浅い場合の片側き裂と両側き裂の K_{FEM} の差については，半楕円状の表面き裂の K 値の解 [13)~15)] より，片側き裂の方が両側き裂より K 値が大きいためと考えられる．ただし，4.5.1(1) で述べた片側き裂と両側き裂の進展速度の差異については，少なくとも本検討での K 値の比較だけでは説明できず，き裂の発生・進展挙動における各種のばらつき要因の影響によるものと考えられる．



(a)　試験体 T9L4　　(b)　試験体 T25L4　　(c)　試験体 T40L4

図-4.6.2　片側き裂と両側き裂の場合の K_{FEM} 値の比較

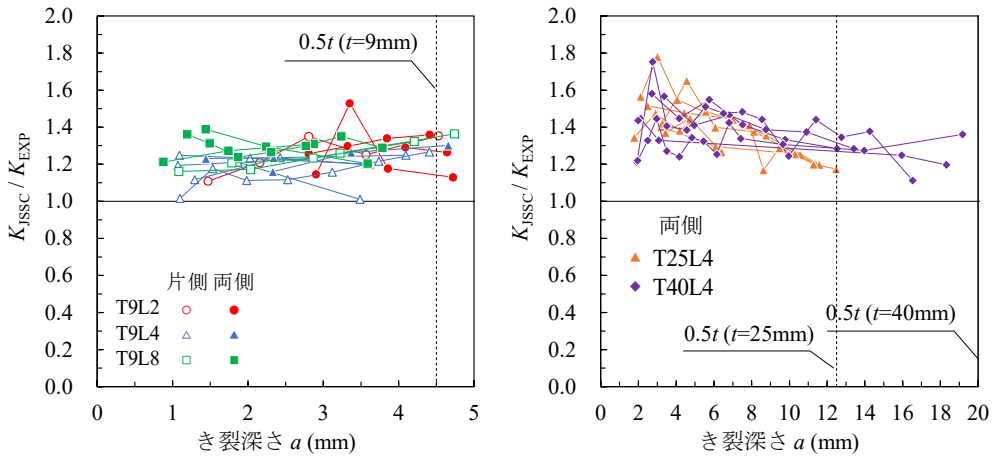


(a)　試験体 T9L4　　(b)　試験体 T25L4

(c)　試験体 T40L4

図-4.6.3　片側き裂と両側き裂の応力集中係数の比較

図-4.6.4 に，JSSC 解析手法により計算した K 値（K_{JSSC}）と，進展速度（試験値）より求めた K 値（以下，K_{EXP}）の比較結果を示す．K_{JSSC} は**図-4.5.3** の場合と同様の方法により，K_{EXP} は進展速度（試験値）を式(3.1)に代入して逆算して求めた．K_{EXP} に対応するき裂深さ a は，進展速度及び K_{EXP} の算出に用いた 2 つのき裂の寸法を K_{EXP} で線形補間して求めた．そのため，板厚半分よりも大きい深さとなるデータが一部ある．図より，全体的に K_{JSSC} は K_{EXP} より 1.0~1.8 倍程度大きく評価していることがわかる．また，各き裂に対する K 値比率（K_{JSSC}/K_{EXP}）の下限側の値は 1.0~1.2 程度であり，その値は JSSC 解析手法と FEM 解析による K 値の比率（K_{JSSC}/K_{FEM}）とほぼ同程度の値である．したがって，JSSC 解析手法では K 値を大きく評価するため，試験値よりも進展速度を速く推定し，安全側に評価する結果となったものと考えられる．**図-4.6.1** に示す K 値の算出方法の仮定による差を考慮しても，試験値による K 値よりもやや大きく評価し，ばらつきがみられることについては，3 次元的な応力場におけるき裂進展方向の仮定や，き裂形状のばらつき，初期のき裂の合体挙動などの様々な要因が影響しているものと考えられ，これらを考慮した検討については今後の課題である．



(a)　主板厚 9mm　　(b)　主板厚 25mm・40mm

図-4.6.4　K 値の試験値と解析値の比較

4.6.2　き裂進展方向の仮定の影響

き裂深さ方向に関しては，実際にはき裂は溶接止端近傍の主応力方向に対して垂直方向に進展していくため，ガセット側に傾くような進展挙動となるが，解析では主板応力に垂直な面内に進展していくものと仮定している．また，表面き裂長さ方向に関しても，実際はまわし溶接部を回り込むように進展するが，解析では進展方向を直線仮定(平面投影)している．本項では，深さ方向に着目し，破面の型取りによって，き裂の進展方向(進展角度)を測定し，き裂深さ方向の進展方向の仮定が推定精度に与える影響について考察した．

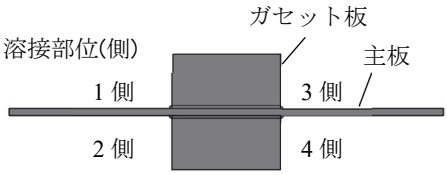
(1)　型取りによるき裂進展方向の測定

1)　測定方法

表-4.6.2 に測定対象とした試験体・溶接部位(試験体 16 体，溶接部位 24 箇所)を，**図-4.6.5** にき裂進展方向の測定方法を示す．以下に示す手順で測定を行った．

表-4.6.2　き裂進展方向を測定した溶接部位

試験体		溶接部位置	き裂発生
T9L2	T9L2-80-1	4側	両側
	T9L2-80-3	4側	両側
	T9L2-65-2	3側	片側
	T9L2-50-1	2側	両側
T9L4	T9L4-80-1	2側	片側
	T9L4-65-1	2側	片側
		4側	両側
	T9L4-80-3	1側	両側
		2側	両側
T9L8	T9L8-80-1	3側	両側
	T9L8-80-3	1側	両側
	T9L8-65-1	1側	片側
		3側	片側
	T9L8-50-1	1側	両側
T25L4	T25L4-80-1	3側	両側
		4側	両側
	T25L4-80-2	3側	両側
		4側	両側
	T25L4-65-3	2側	両側
		1側	両側
T40L4	T40L4-80-1	1側	両側
		2側	両側
	T40L4-65-1	3側	両側
		4側	両側



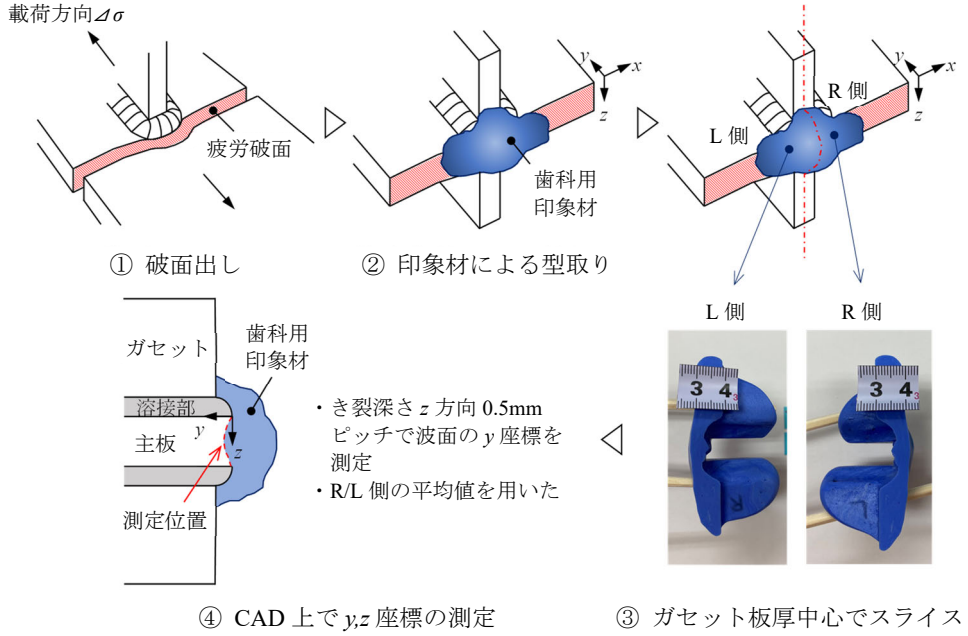


図-4.6.5　き裂進展方向の測定方法

①破面出し

本試験では，試験終了後に板厚貫通に至ったき裂の進展が顕著な部位を破面出ししている．その破面出しした試験体を測定対象とした．

②印象材による型取り

歯科用印象材を用いて，破面の型取りを行った．

③ガセット板厚中心でスライス

き裂進展解析において，半楕円表面き裂の最深部の K 値を算出していること，き裂中心がガセット板厚中心に位置することの仮定を考慮し，印象材をガセット板厚中心でスライスして中心位置のき裂進展方向に着目した．

④CAD 上で y, z 座標の測定

1 つの溶接部で R 側と L 側(着目溶接部を破面側から見たとき)のデータが得られるため，それぞれ撮影し写真データを CAD に取り込んだ. CAD 上で深さ方向 z を 0.5mm ピッチとして溶接部からの距離 y を，R 側と L 側のそれぞれで測定した．なお，後述の測定結果で示すのは R 側と L 側の平均値である．

2)　測定結果

図-4.6.6 にき裂進展方向の測定結果を示す．溶接止端部(y=0)において，き裂の発生点が確認できる場合を測定対象としており，両側き裂の場合には両側のデータを溶接止端部(y=0)に原点としてプロットしているため，重複するデータが一部ある．なお，裏面で y=0 とならないことについては，表裏面でのガセットまたは溶接止端位置のわずかなずれ，y>0 の場合にはき裂が傾いて進展することにより反対面側の溶接部内にき裂が進展する場合があるためである．前者の場合のずれ量は最大 1.8mm であった．**図-4.6.6(a)**より，片側き裂の場合は板厚半分 0.5t 程度を超えると傾きは緩やかになる．一方，両側き裂の場合は，着目側と反対側のき裂面の違いにより

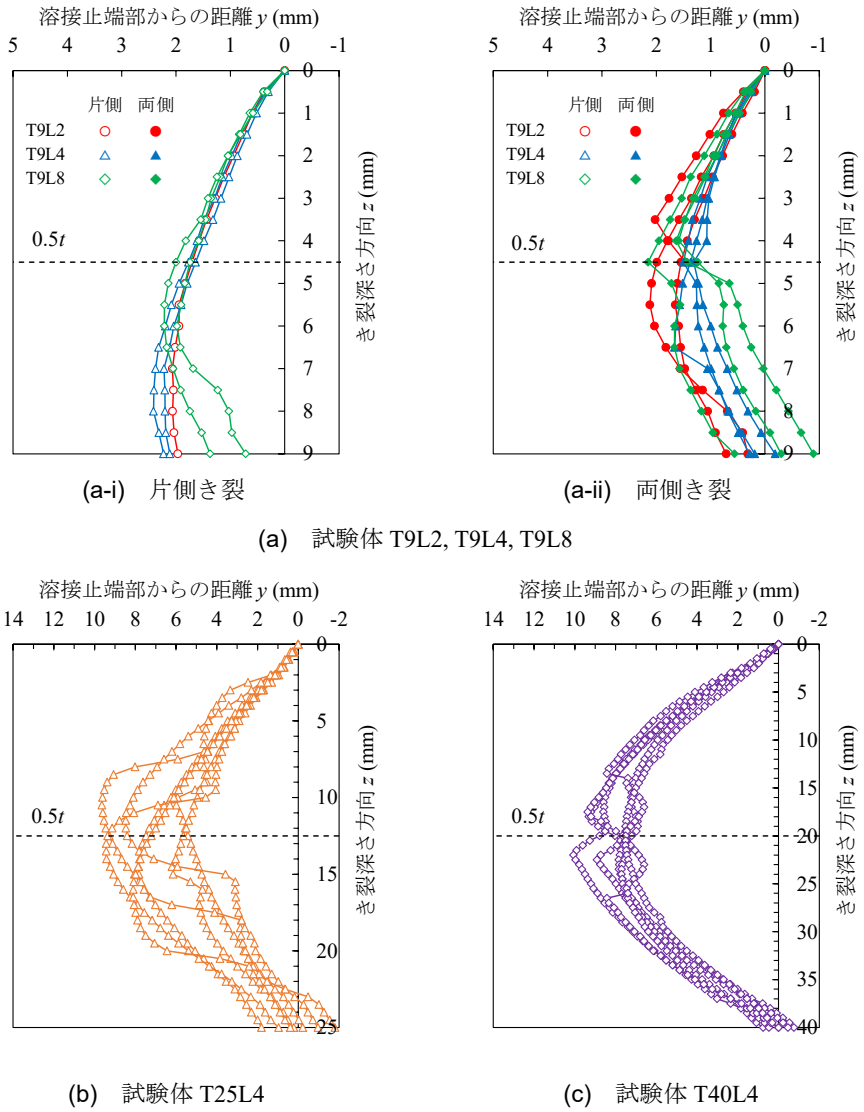


図-4.6.6　き裂進展方向の測定結果

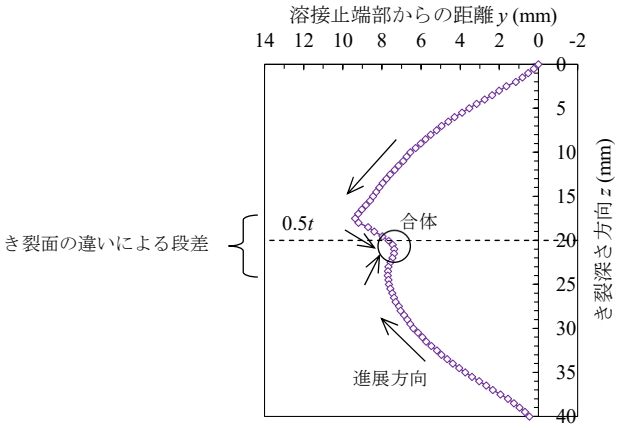


図-4.6.7　両側き裂の合体時の挙動（T40L4-65-1, 4 側）

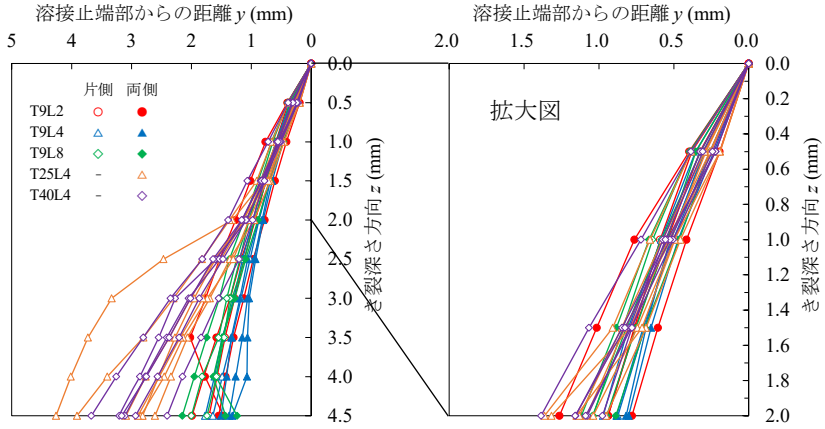


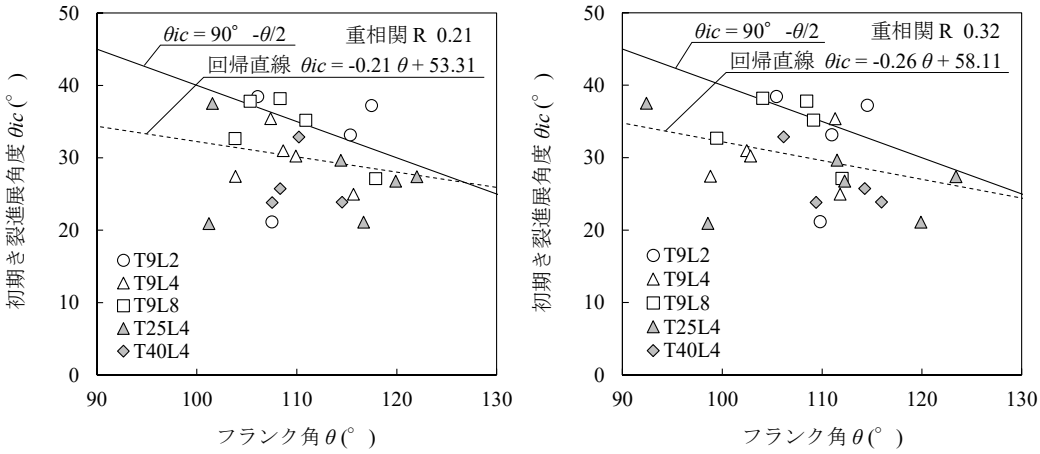
図-4.6.8　溶接止端部近傍のき裂進展方向の比較

き裂合体時に段差が生じる（**図−4.6.7** 参照）が，板厚半分 0.5t 程度で概ね対称となっている．また，ガセット長さがき裂進展方向に与える影響はほとんどないものと考えられる．さらに，反対面側のき裂との進展方向や位置の違い，合体挙動等が影響し，片側き裂より両側き裂の方が進展方向のばらつきが若干大きい傾向にある．**図−4.6.6(b),(c)**より，主板厚が大きい場合（試験体 T25L4, T40L4）には，小さい場合（試験体 T9L2, T9L4, T9L8）と比べて，溶接止端部からの距離が大きくなり，解析上の仮定面（y=0）との乖離が相対的に大きい傾向にある．

図−4.6.8 に，全データにおける溶接止端部近傍のき裂進展方向の比較結果を示す．図より，溶接止端から深さ 2mm 程度までは，全データのき裂進展方向に違いはほとんど見られず，き裂発生位置（片側き裂，両側き裂）や寸法諸元（ガセット長さ，主板厚）がき裂進展方向に与える影響は小さいものと考えられる．また，y=0.5mm のときの座標値から角度を求め，その角度を初期き裂進展角度 θ_{ic}（深さ鉛直方向からガセット側に傾く方向を正とする）とすると，θ_{ic} の最小値 20.9°，最大値 38.5°，平均値 30.0°，標準偏差 5.8° であった．ここで，本検討における対象範囲は板厚半分 0.5t までであり，対称範囲においては，片側き裂と両側き裂のき裂進展方向の差はその範囲では明瞭ではない．そこで，以降では片側き裂と両側き裂で区別しないこととした．

図-4.6.9 に，初期き裂進展角度とフランク角の関係を示す．なお，初期き裂進展角度は深さ 0.5mm 位置の y 座標値から算出している．図中には，き裂がフランク角の半分の角度で進展する場合を実線で示している（**図-4.6.10**）．溶接形状（脚長，止端半径，フランク角）の測定の際に，**図-4.6.11** に示すように，歯科用印象材をガセット板厚方向に 5 分割した厚さにスライスしている．そのため，フランク角を着目溶接部の平均値とした場合（**図-4.6.9(a)**），ガセット板厚中心 C 位置の値とした場合（**図-4.6.9(b)**）で区別して整理した．

図-4.6.9 中に，回帰直線と重相関を示すが，フランク角を着目溶接部の平均値とした場合と，ガセット板厚中心 C 位置の値を使用した場合の重相関はそれぞれ 0.21，0.32 であった．初期き裂進展角度とフランク角はともにばらつきが大きいが，若干の負の相関がみられる．また，**図-4.6.9(b)**より，き裂がフランク角の半分の角度で進展する場合（実線）と回帰直線は一致しないが，実線はデータの上限側付近に位置することがわかる．すなわち，初期き裂進展角度は，フランク角との相関が若干みられるものの，ガセットが取付くことによる溶接止端部近傍の応力場の変化等が大きく影響しているものと考えられる．



(a)　フランク角：着目溶接部の平均値　　(b)　フランク角：着目溶接部の C 位置の値

図-4.6.9　初期き裂進展角度 θ_{ic} とフランク角 θ の関係

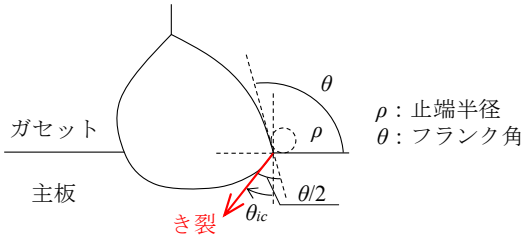


図-4.6.10　初期き裂がフランク角の半分の角度で進展する場合

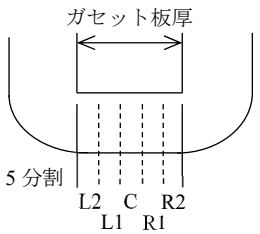
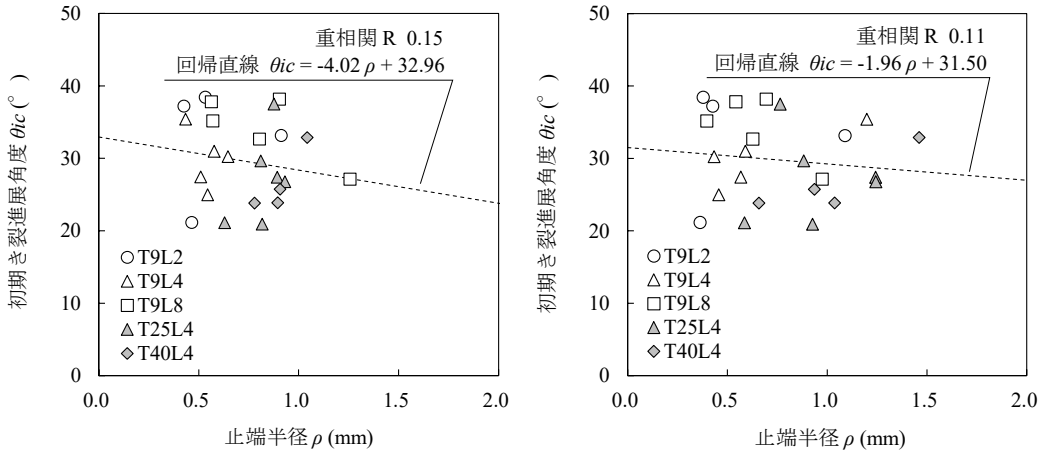


図-4.6.11　溶接形状測定の際の歯科用印象材のスライス位置



(a) フランク角：着目溶接部の平均値　　(b) フランク角：着目溶接部の C 位置の値

図-4.6.12　初期き裂進展角度 θ_{ic} と止端半径 ρ の関係

図-4.6.12 に，初期き裂進展角度と止端半径の関係を示す．整理方法は**図-4.6.9** と同様である．両者の関係についてはばらつきが大きく，止端半径を着目溶接部の平均値とした場合とガセット板厚中心 C 位置の値を使用した場合の重相関はそれぞれ 0.15，0.11 であった．参考までに初期き裂進展角度と止端半径の関係についても着目したが，両者の相関はみられなかった．

4.6.3　簡易的な補正による JSSC 解析手法の推定精度

これまで述べてきた K 値の算出方法やき裂進展方向の仮定が JSSC 解析手法に与える影響を考慮し，K_{JSSC} 値を簡易的に補正した場合の同手法による推定精度について考察した．

(1)　簡易的な補正式

i) K 値の算出方法の仮定の影響を考慮した補正係数 f_{cl}

4.6.1 で述べた JSSC 解析手法と変位外挿法による K 値の差分を考慮して，式(4.1)に示す K 値の補正係数 f_{cl} を与えることとした．

$$f_{cl} = 1/(1.165-2\times0.018) \cong 1/1.13 \tag{4.1}$$

具体には，K 値比率（K_{JSSC}/K_{FEM}）の平均値-2σ（σ：標準偏差）を用いた．JSSC 解析手法は片側き裂を想定した補正係数を用いていること，両側き裂の場合に深さが板厚半分に近づくにつれて反対面側のき裂の影響を受けることを考慮して，片側き裂の場合の K 値比率（K_{JSSC}/K_{FEM}）から算出した．

ii) き裂進展方向の仮定を考慮した補正係数 f_θ

4.6.2 で述べたき裂進展方向の仮定を考慮して，式(4.2)に示す K 値の補正係数 f_θ を提案した．

$$f_\theta = \cos^2 18.3° \tag{4.2}$$

文献 16)に，斜めに一様応力が作用する場合の K 値の補正係数が示されており，これを考慮することによってき裂の傾きを模擬した．**図-4.6.6** より，試験体 T25L4, T40L4 に関しては板厚半分に近づくにつれて進展角度が小さくなる傾向があるが，試験体 T9L2, T9L4, T8L4 に関しては初期き裂進展角度 θ_{ic} をほとんど維持したまま直線的に進展していく様子がうかがえる．したがって，全データを一括で簡易的に補正を行うため，かつ安全側の評価となるように，初期き裂進展角度 θ_{ic} の平均値-2σ（平均値 30.0°，標準偏差 5.8°）を補正係数に用いることとした．

iii) 簡易的に補正した K 値の算出式

(1), (2) の補正係数を考慮した場合の K 値は次式で与えられる．

$$\Delta K_A = f_{cl} \cdot f_\theta \cdot F_{eA} \cdot F_{sA} \cdot F_{tA} \cdot F_{gA} \cdot \Delta\sigma\sqrt{\pi a} \tag{4.3}$$

$$\Delta K_B = f_{cl} \cdot F_{eB} \cdot F_{tB} \cdot F_{gB} \cdot \Delta\sigma\sqrt{\pi a} \tag{4.4}$$

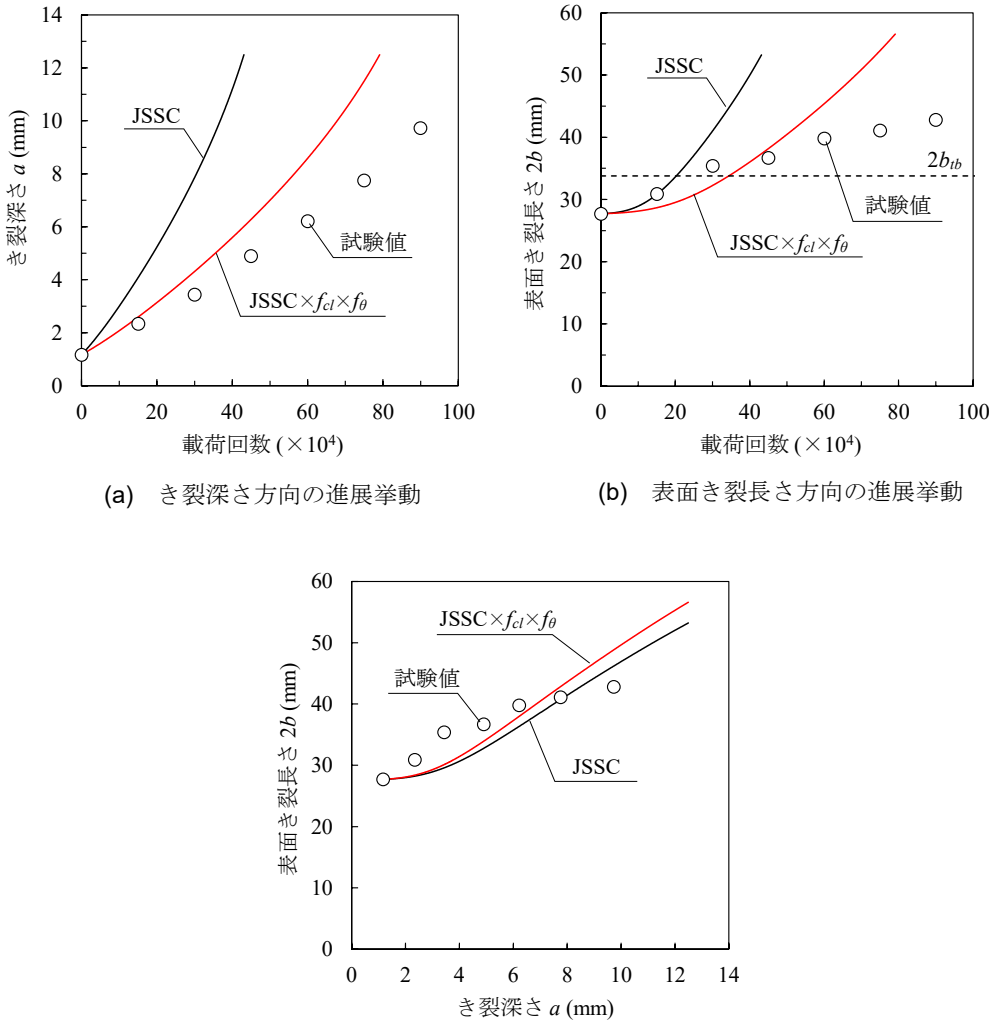
なお，今回提案した補正係数は深さ方向のみに着目したものであるが，表面き裂長さ方向の K 値を求める際に，深さ方向と同様に K 値の算出方法の仮定による影響を受けるものと考えられる．また，ΔK_A と ΔK_B は密接に関係し，両者の値は干渉するため，き裂の形状変化に対する推定精度に大きく影響するものと考えられる．表面き裂長さ方向に関しては，必ずしも深さ方向と同じ K 値比率（K_{JSSC}/K_{FEM}）ではないが，表面き裂長さ方向に対しても同一の補整係数 f_{cl} を与えることとした．

(2) 補正した JSSC 解析手法による解析値と試験値との比較結果

図-4.6.13 に，(1) より補正した JSSC 解析手法による解析値と試験値との比較結果を，試験体 T25L4-65-1 を例として示す．**図-4.6.13(a)**より，き裂深さ方向の進展速度は補正前よりも小さくなり，試験値に近づくことがわかる．板厚半分 0.5t（=12.5mm）に達するまでの進展回数は補正前の 1.83 倍，試験値の 0.78 倍であった．**図-4.6.13(b)**より，表面き裂長さ方向に関しては，$2b_{tb}$ 以下の溶接止端に沿って進展する段階では良い一致がみられるが，溶接止端を離れると解析値（補正後）の方が進展速度は大きくなる．また，**図-4.6.13(b)**より，き裂の形状変化に関しては，補正前後でほとんど変わらず，JSSC 解析手法は試験値の傾向を適切に評価している．

図-4.6.14 及び**図-4.6.15** には全データにおける補正後のき裂深さ方向の進展速度の試験値と解析値の比較を示す．また，**表-4.6.3** に，補正前後の試験値と解析値の比率（解析値/試験値）の統計値を示す．図表より，必ずしも試験値と解析値が一致するわけではないが，補正を行うことで，

解析値は試験値に近づく傾向があり，本検討において少なくとも K 値の算出方法やき裂進展方向の仮定が JSSC 解析手法による推定精度に与える影響が大きいことを確認した．また，仮定条件や誤差量を把握した上で，比較的簡便である JSSC 解析手法をき裂進展挙動の評価等に用いることは，実務的な観点から参考となる情報を与えるものと考えられる．なお，本検討で示した補正式は，き裂進展に伴う進展角度の変化やき裂形状のばらつきなどを考慮していない．今後，より詳細にき裂の進展挙動や形状のばらつきを反映させることも考えられるが，JSSC 解析手法自体に種々の仮定が含まれており，また，進展挙動に不確実な要因があることから，あくまでも参考として示すものである．



(a)　き裂深さ方向の進展挙動

(b)　表面き裂長さ方向の進展挙動

(c)　き裂の形状変化

図-4.6.13　補正した JSSC 解析結果と試験値との比較結果（代表データ）

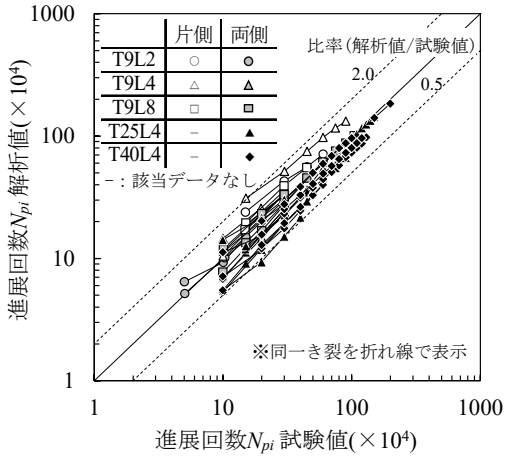


図-4.6.14　補正した JSSC 解析結果と試験値との比較結果(全データ，き裂深さ方向)

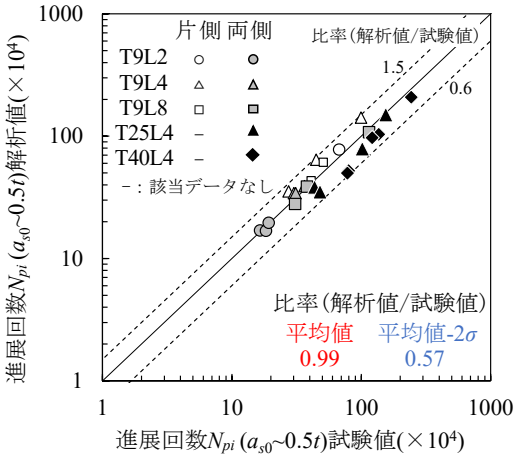


図-4.6.15　補正した JSSC 解析結果と試験値との比較結果(全データ，a_{s0}～0.5t)

表-4.6.3　き裂の進展回数等について比率(解析値/試験値)の統計値

		半楕円表面き裂							
		形状変化		進展回数 N_{pi}				進展回数 a_{s0}~0.5t	
				深さ a		表面長さ b			
比率(解析値/試験値)	最小値	0.71	(0.70)	0.47	(0.25)	0.33	(0.22)	0.64	(0.35)
	最大値	1.48	(1.34)	2.07	(1.06)	3.67	(2.18)	1.43	(0.77)
	平均値	1.02	(0.97)	0.93	(0.50)	1.11	(0.67)	0.99	(0.54)
	標準偏差	0.14	(0.12)	0.28	(0.14)	0.61	(0.36)	0.21	(0.11)
データ数		119		132		119		25	

注）括弧内は補正前の値を示す

4.7　疲労寿命推定における初期き裂形状の影響

前節より，JSSC 解析手法は，き裂の形状変化に関しては適切に評価可能であるが，進展速度に関しては安全側の評価結果を与えた．その要因としては，これまで述べてきた K 値の算出方法やき裂の進展方向の仮定の影響などが考えられるが，実務上はこれらの仮定や誤差を考慮した上で用いれば，JSSC 解析手法は有用な手法であると考えられる．

き裂進展解析を研究ツールとして疲労寿命の推定やき裂の進展挙動の裏付けをする際，これまでの研究の多くは初期き裂形状を仮定した上で実施する例がほとんどである．き裂進展解析により疲労寿命を推定する場合の初期き裂長に関して，JSSC 指針 [5]では推奨値として a_0=0.1～0.2mm，a_0/b_0=1.0 を，IIW の疲労設計指針 [17]では a_0=0.15mm，a_0/b_0=0.1 を示している．既往研究

では，軸引張を受ける面外ガセット継手に対して，例えば山田ら[6]は a_0=0.1～0.2mm，a_0/b_0=0.1～0.5，舘石ら[18]は a_0=0.1mm，a_0/b_0=0.39 を適用している．

本節では，実務への適用の観点から，初期き裂形状を表す深さ a_0 と形状比 a_0/b_0 に着目したパラメトリック解析を行い，き裂深さが板厚半分 0.5t に達するまでの寿命 $N_{0.5t}$ の試験値と解析値の比較を行った．なお，初期き裂形状は必ずしも実現象と結びつけられておらず[18]，ここでは JSSC 解析手法を用いた実務的な寿命推定において，それをどの程度の値に設定するのが妥当かを概略把握することを意図して検討を行った．

表-4.7.1 に解析ケースを示す. a_0 を 0.05～0.2mm, a_0/b_0 を 0.1～1.0 の範囲で変化させた. なお，初期き裂深さおよび形状比を小さく設定した場合に，a_0，b_0 のどちらか一方の ΔK が ΔK_{th} 以下となるケースは対象外とした．**図-4.7.1** に，初期き裂形状（深さ a_0，形状比 a_0/b_0）と $N_{0.5t}$ の寿命比（解析値/試験値）の関係を示す．全体的に a_0 が同じ場合は a_0/b_0 の増加に伴い，寿命比が増加し，ばらつきも大きくなる．また，主板厚 t の増加に伴い，寿命比が減少する傾向がある．本検討においては，ΔK_{th} 以上で概ね適用可能な設定値であることを考慮すると，指針[5),17)]や既往研究[18]とは若干異なるが，a_0=0.2mm, a_0/b_0=0.1 または 0.25 の場合に寿命比の標準偏差はそれぞれ 0.13, 0.15 となり，ばらつきが比較的小さく，かつ安全側の評価となることが確認された．

参考までに，**図-4.7.2** に，ビーチマークより確認された初期単一き裂の寸法形状を示す．図より，き裂形状比 a/b の下限側の値はおおよそ 0.1 に近く，最小寸法で a_{s0}= 0.5mm，a_{s0}/b_{s0}= 0.13 のき裂が確認されている．なお，5.2.1 ではビーチマークによるき裂深さの最小寸法を 0.3mm としているが，これはき裂合体前の複数き裂状態のものも含めた場合の最小寸法を意味している．ここに示す最小寸法 a_{s0} =0.5mm は，き裂進展解析手法による解析値との比較の観点から，複数き裂が合体後の初期単一き裂の最小寸法を示している．確認された初期き裂の寸法形状と解析上仮定する初期き裂寸法形状は直接関連づけられるものではないが，少なくとも進展寿命を評価するうえでの初期き裂の寸法形状の仮定としては実際のき裂とかけ離れたものではないと考えられる．

表-4.7.1　パラメトリック解析ケースと結果(寿命比)

解析ケース	a_0	0.05 mm		0.1 mm				0.15 mm					0.2 mm				
	a_0/b_0	0.50	1.00	0.25	0.50	0.75	1.00	0.10	0.25	0.50	0.75	1.00	0.10	0.25	0.50	0.75	1.00
平均値		1.08	1.50	0.86	1.04	1.14	1.23	0.59	0.80	0.94	1.04	1.12	0.58	0.74	0.86	0.93	0.98
標準偏差		0.24	0.60	0.23	0.29	0.34	0.39	0.09	0.19	0.24	0.28	0.34	0.13	0.15	0.20	0.23	0.25
比較データ数		5	9	11	16	16	16	3	16	18	19	19	9	17	19	19	19

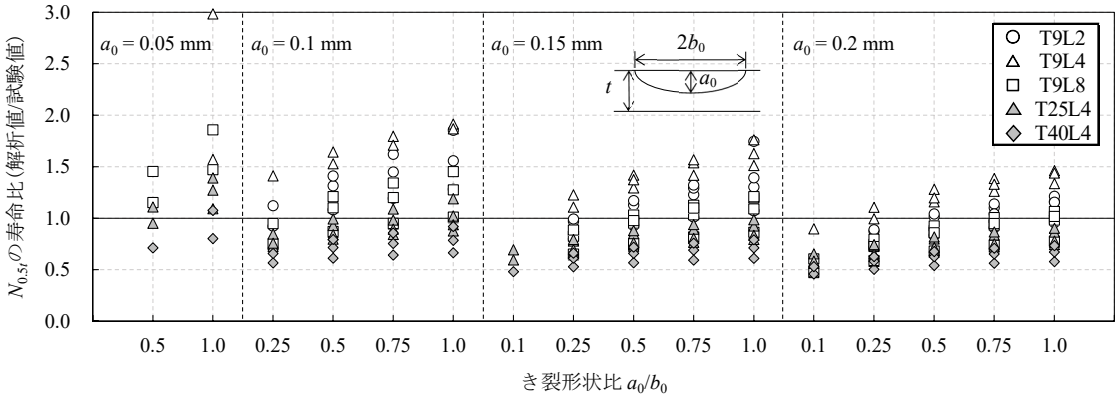


図-4.7.1　初期き裂形状と進展寿命比の関係

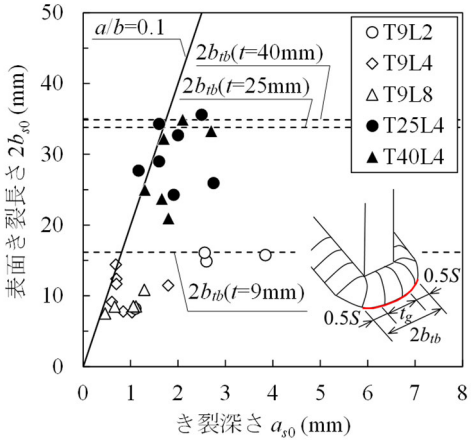


図-4.7.2　初期単一き裂の寸法形状

4.8 まとめ

本章では，実橋に近い寸法諸元の面外ガセット溶接継手の疲労試験に対して，JSSC 解析手法によるき裂進展解析を実施し，試験結果(試験体 19 体，き裂数 29 個のビーチマーク試験データ)との比較を通じて，同手法による推定精度について分析した．また，試験値と解析値の差異について考察し，その誤差要因を考慮した簡易的な補正係数を提案し，JSSC 解析手法の推定精度について考察した．得られた主な結果を以下にまとめる．

1) 半楕円き裂の進展挙動に関して，初期単一き裂からき裂深さ $0.5t$(t : 主板厚)までの進展回数についての試験値と解析値の比率(解析値/試験値)の平均値，標準偏差はそれぞれ，き裂深さ方向では 0.50, 0.14，表面き裂長さ方向では 0.67, 0.36 であり，解析値は試験値より進展回数が短く，JSSC 解析手法は安全側の評価結果を与えた．
2) 半楕円き裂の形状比 a/b の変化に関して，初期単一き裂からき裂深さ $0.5t$(t : 主板厚)までの試験値と解析値の比率(試験値/解析値)の平均値，標準偏差はそれぞれ 0.97, 0.12 であり，JSSC 解析手法は良好な評価結果を与えた．
3) 板厚貫通き裂の進展挙動に関して，表面き裂長さに対する載荷回数の試験値と解析値の比率(解析値/試験値)の平均値，標準偏差はそれぞれ 1.02, 0.14 であり，半楕円き裂の場合と比較して，JSSC 解析手法は良好な評価結果を与えた．
4) 半楕円き裂の深さ方向に関して，JSSC 解析手法(重ね合わせの原理に基づく方法)により計算した応力拡大係数(K 値)と変位外挿法による K 値の比較分析を行った結果，JSSC 解析手法による K 値は，FEM 解析による K 値に対して 1.1~1.2 倍程度大きく評価する結果となった．
5) JSSC 解析手法による K 値は, 試験値に対しては 1.0~1.8 倍程度過大評価する結果となった．また，K 値比率(JSSC 解析手法/試験値)の下限側の値は 1.0~1.2 程度であり，これは 3)で述べた JSSC 解析手法と FEM 解析による K 値の比率(JSSC 解析手法/FEM 解析)と概ね近い値であった．すなわち，進展速度の試験値と解析値の差異については，主に K 値の算出方法の仮定(重ね合わせの原理に基づく補正係数 F_g)が影響しているものと考えられる．
6) 疲労破面の型取りにより，深さ方向のき裂進展方向を測定した結果，初期のき裂進展角度は 20.9°～38.5°程度ガセット側に傾いて進展していくことを確認した．
7) K 値の算出方法やき裂進展方向の仮定の影響を考慮した補正係数を提案し，K 値の補正を行った結果，き裂深さが板厚半分に達するまでの進展回数は試験値の 0.78 倍程度であり，若干安全側の評価となるが，補正前と比較して進展速度の推定精度が向上する結果となった．
8) き裂進展解析を用いた疲労寿命の推定にあたり，実用性の観点から初期き裂形状を表す a_0 と a_0/b_0 に着目したパラメトリック解析を実施した結果，a_0=0.2mm, a_0/b_0=0.1 または 0.25 の場合に，$N_{0.5t}$ の寿命比(解析値/試験値)のばらつきが相対的に小さく，かつ安全側の評価結果を与えた．

参考文献

1) 玉越隆史，三宅淳市，村越潤：鋼部材の疲労き裂について（その 1）－道路橋の主桁－，土木技術資料,51-10, pp. 39-40, 2009.
2) 中村充，増井隆，仲野孝洋，森猛：「主桁-横桁取合い部」損傷の補修検討，土木学会第 64 回年次学術講演会概要集，I-140, pp. 279-280, 2009.
3) Albrecht, P. and Yamada, K. : Rapid Calculation of Stress Intensity Factors, *Journal of the Structural Division*, Vol.103, No.ST2, pp. 377-389, 1977.
4) 日本鋼構造協会：鋼構造物の疲労設計指針・同解説，技報堂出版，1993.
5) 日本鋼構造協会：鋼構造物の疲労設計指針・同解説（2012 年改定版），技報堂出版，2012.
6) 山田健太郎，牧野時則，馬場千尋，菊池洋一：疲労亀裂の進展挙動に注目したガセット継手の疲労強度解析，土木学会論文報告集，第 303 号，pp. 31-41, 1980.
7) 木下幸治，荒川慎平：板曲げを受ける面外ガセット継手のき裂形状比を適用した疲労き裂進展解析，土木学会論文集 A1（構造・地震工学），Vol.69, No.1, pp. 20-25, 2013.
8) 日本鋼構造協会：溶接継手の新たな疲労強度分類のための技術資料，JSSC テクニカルレポート，No.99, 2013.
9) 杜金威，貝沼重信，内田大介：面外ガセット溶接継手の 3 次元疲労き裂進展挙動に関する解析的検討，平成 23 年度土木学会西部支部研究発表会，I-022, pp. 43-44, 2012.
10) 穴見健吾，合田雄亮，内田大介，平山繁幸，判治剛：面外ガセット溶接継手の疲労強度の寸法効果に関する一考察，構造工学論文集，Vol.60A, pp. 651-660, 2014.
11) 深沢誠，大畦久雄，加藤昌彦，三木千寿：非破壊試験による表面疲労亀裂検出に及ぼす塗膜の影響，土木学会論文集，第 398 号/I-10（報告），pp. 395-404, 1988.10
12) 森猛，木村直登：板曲げ圧縮繰返し応力を受ける面外ガセット溶接継手の疲労き裂発生・進展性状と疲労強度，土木学会論文集 A1（構造・地震工学），Vol.73, No.3, pp. 593-603, 2017.
13) Newman, J. C. Jr. and Raju, I.S.: Stress-intensity factor equations for cracks in three-dimensional finite bodies subjected to tension and bending loads, *NASA Technical Memorandum*, 85793, 1984.
14) 石田誠, 野口博司:半だ円板状表面き裂を持つ板の引張りと曲げ, 日本機械学会論文集(A 編), 48 巻, 429 号，pp. 607-619, 1982.
15) 石田誠，吉田忠継，野口博司：両側に半だ円板状表面き裂を持つ板の引張り，日本機械学会論文集(A 編)，49 巻, 448 号, pp. 1572-1580, 1983.
16) 岡村弘之：線形破壊力学入門，培風館，1976.
17) Hobbacher, A. F. : Recommendations for Fatigue Design of Welded Joints and Components, *IIW Document* IIW-1823-07, 2007.
18) 舘石和雄，吉田守孝：溶接継手を対象とした疲労寿命のばらつき範囲の推定手法，土木学会論文集 A1（構造・地震工学），Vol.69, No.3, pp. 481-490, 2013.

第5章 面外ガセット溶接継手における疲労強度の寸法効果に関する検討

5.1 概説

道示では，隅肉溶接で非仕上げの面外ガセット溶接継手に対して，ガセット長さが 100mm 以下では F 等級，100mm を超える場合には G 等級の疲労強度等級を規定している．これは，強度等級設定の参考とした JSSC 指針[3]によれば，疲労き裂の起点となるガセット端のまわし溶接部止端の応力集中がガセット長さの影響を受けるためとしている．一方，疲労試験データは，疲労試験機における試験条件の制約などから，継手試験体ではガセット長さ 100mm～200mm 程度，桁試験体では 200mm～300mm 程度の結果がほとんどであり[4]，道路関係機関の構造標準図[5]に示される面外ガセット溶接継手の長さが概ね 300mm 以上であることを考えると，必ずしも十分なデータが得られているとは言い難い．例えば，下横構が取り付くガセットの場合，ガセット寸法は少なくとも長さ 500mm 以上である[5]．実橋の諸元に近いガセット長さの面外ガセット溶接継手の疲労試験データとしては，継手試験体では下川ら（ガセット長さ 450mm）[6]，桁試験体では Fisher ら（ガセット長さ 610mm）[7]によるものが主であるが，ガセット長さの影響に着目した疲労試験は行われていない．また，主板厚の影響に関しては，道示では，主板厚が 25mm を超える場合に疲労強度の補正係数を規定しているが，JSSC 指針では主板厚による疲労強度の補正は行わないこととしている．例えば，鋼製橋脚と鋼箱桁の剛結構造では，板厚 50mm を超える主桁下フランジの補剛縦リブ端部が面外ガセット継手としての照査対象となる場合があり，主板厚が疲労強度に及ぼす影響を明らかにしておく必要がある．

面外ガセット溶接継手の諸寸法の疲労強度への影響，すなわち継手の寸法効果に関しては，これまでにも多くの研究が行われてきている[4),8)-13)]．ガセット長さの影響に関して，Smith ら[8]は，破壊力学の手法を用いた疲労き裂進展解析によりガセット長さや主板幅の増加に伴い疲労寿命は低下するが，これらの影響はガセット長さが概ね 150mm 以下の範囲で大きいことなどを示している．穴見ら[9]は桁試験体でのまわし溶接止端部の応力集中係数が小型試験体と比較して大きい値を示すこと，溶接止端部の応力集中が，主板厚，主板幅，ガセット長さだけでなく，フランジ板などの他の面外付加物の存在やせん断力の存在の影響を受けることを解析的に確認している．また，穴見ら[4]は実橋における面外ガセット溶接継手の寸法効果を確認するために，最大寸法を主板幅 1,000mm，ガセット長さ 1,000mm，ガセット高さ 500mm までとしたパラメトリック解析により溶接止端部の応力集中について検討し，ガセット長さ及び主板幅の増大により止端部の応力集中は増加し，その傾向はガセット長さと主板幅のバランスに大きく依存するとしている．主板厚の影響に関して，Smith ら[8]，竹名ら[10]，Castliglioni ら[11]は疲労き裂進展解析により，主板厚の増加に伴い疲労寿命が増加する結果を得ている．前述のとおり，これらの解析的検討を裏付けるための疲労試験データは十分とは言い難い．一方，寸法効果に着目した疲労試験に関して，岡田ら[12]は，主板幅 100mm，ガセット長さ 120mm として，主板厚を 12mm～80mm と

した面外ガセット溶接継手の疲労試験において，公称応力で整理した場合には疲労強度に対する主板厚の板厚変化の影響は非常に小さいとしている．また，Ono ら[13]は，既往の疲労試験データを基にガセット長さ，主板厚，主板幅諸寸法の疲労強度への影響を明らかにし，その関係式を提示しているが，データの少ない道路橋の溶接継手に近い寸法諸元での継手試験体による試験データの蓄積が重要と考えられる．

そこで，本章では，軸引張荷重作用下での疲労強度に及ぼす継手の寸法効果を明らかにするために，ガセット長さ及び主板厚を実橋と同程度の寸法まで変化させた面外ガセット溶接継手試験体 45 体の疲労試験と，試験結果を踏まえた疲労き裂進展解析を実施した．まず，疲労試験時に導入したビーチマークと溶接止端近傍のき裂発生・進展時のひずみ計測の結果等を基に，き裂発生時，主板貫通時及び試験終了時の繰返し回数を整理し，ガセット長さと主板厚がき裂進展性状と疲労強度に及ぼす影響について検討を行った．次に，その結果を踏まえた疲労き裂進展解析により，継手の諸寸法が疲労強度に及ぼす影響を計算し，継手の寸法効果について考察を行った．

5.2 疲労試験結果の分析

表-5.2.1に全試験体45体の疲労試験結果を示す．試験体の名称T○L○-○-○の○部は，順に主板厚t (mm)，ガセット長さl (×100mm)，応力範囲 (MPa)，試験体番号を指す．ここで，表中及び本文中で述べる各繰返し回数の意味は次のとおりである．

N_f：試験終了時の繰返し回数（貫通き裂が進展し，試験体変位が10mmを超えた時点）

N_c：き裂発生時の繰返し回数（溶接止端近傍の位置Cでのひずみ範囲低下率が5%となる時点（5.2.4に詳述））

N_t：主板貫通時の繰返し回数（ビーチマークにより，き裂の主板厚貫通を確認した時点（**写真-5.2.1**参照））

N_{te}：主板貫通時の繰返し回数の推定値（断面降伏時の繰返し回数を基に，疲労き裂進展解析より計算した，主板貫通時点（5.3に詳述））

なお，表中の，N_tの値が記載されている試験体はビーチマーク試験を実施した試験体である（N_tを確認できなかったT25L4-80-1は，本章ではビーチマーク試験体として扱わない）．ここで，各々の回数にはビーチマーク導入載荷時の繰返し回数は考慮していない．

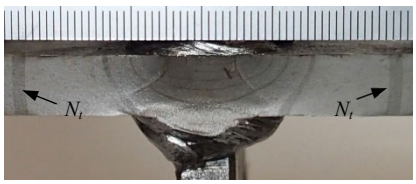
表-5.2.1　疲労試験結果（表-2.3.1 再掲）

試験体番号	応力範囲 (MPa)	繰返し回数			N_t/N_f	表面き裂長さ(mm)		
		試験終了時 N_f	主板貫通時 N_t	(N_{te})		主板貫通時	試験終了時	貫通後進展長さ
T9L2-80-1	80	1,162,239	894,600	(841,620)	0.77	26	163	137
T9L2-80-2		1,147,672		(827,053)	—	—	未計測	—
T9L2-80-3		996,942	795,200	(676,323)	0.80	26	155	130
T9L2-65-1	65	2,461,087		(1,892,976)	—	—	150	—
T9L2-65-2		2,043,627	1,796,400	(1,475,516)	0.88	46	155	109
T9L2-65-3		2,755,645		(2,187,534)	—	—	148	—
T9L2-50-1	50	4,640,700	4,041,900	(3,468,784)	0.87	42	147	105
T9L2-50-2		4,992,873		(3,820,957)	—	—	149	—
T9L2-50-3		4,734,890		(3,562,974)	—	—	154	—
T9L4-80-1	80	697,900	598,200	(428,640)	0.86	51	143	92
T9L4-80-2		975,271		(706,011)	—	—	141	—
T9L4-80-3		968,093	797,600	(698,833)	0.82	30	154	124
T9L4-65-1	65	1,497,000	1,197,600	(1,019,991)	0.80	28	未計測	—
T9L4-65-2		1,761,602		(1,284,593)	—	—	133	—
T9L4-65-3		1,761,729		(1,284,720)	—	—	158	—
T9L4-50-1	50	2,885,622	2,395,200	(1,902,134)	0.83	37	143	106
T9L4-50-2		5,320,132		(4,336,644)	—	—	152	—
T9L4-50-3		4,241,858		(3,258,370)	—	—	142	—
T9L8-80-1	80	697,900	598,200	(450,430)	0.86	47	181	134
T9L8-80-2		914,484		(667,014)	—	—	154	—
T9L8-80-3		797,600	697,900	(550,130)	0.88	45	150	105
T9L8-65-1	65	1,347,300	1,197,600	(908,932)	0.89	48	151	103
T9L8-65-2		1,483,956		(1,045,588)	—	—	144	—
T9L8-65-3		1,400,678		(962,310)	—	—	145	—
T9L8-50-1	50	2,994,000	2,544,900	(2,090,370)	0.85	35	149	114
T9L8-50-2		3,707,540		(2,803,910)	—	—	146	—
T9L8-50-3		3,343,169		(2,439,539)	—	—	149	—
T25L4-80-1	80	749,250		(580,924)	—	—	177	—
T25L4-80-2		883,404	798,800	(715,078)	0.90	69	182	113
T25L4-80-3		1,012,154		(843,828)	—	—	186	—
T25L4-65-1	65	1,791,759		(1,493,662)	—	—	176	—
T25L4-65-2		1,631,599		(1,333,502)	—	—	175	—
T25L4-65-3		1,498,500	1,348,650	(1,200,403)	0.90	67	176	109
T25L4-50-1	50	3,107,338	2,895,650	(2,493,241)	0.93	87	172	86
T25L4-50-2		3,650,682		(3,036,585)	—	—	178	—
T25L4-50-3		3,525,169		(2,911,072)	—	—	183	—
T40L4-80-1	80	1,046,531	998,500	(889,979)	0.95	80	222	142
T40L4-80-2		1,239,675		(1,083,123)	—	—	226	—
T40L4-80-3		1,126,947		(970,395)	—	—	239	—
T40L4-65-1	65	1,830,008	1,697,450	(1,552,784)	0.93	81	217	136
T40L4-65-2		2,094,654		(1,817,430)	—	—	226	—
T40L4-65-3		2,217,045		(1,939,821)	—	—	232	—
T40L4-50-1	50	4,584,690		(4,013,695)	—	—	226	—
T40L4-50-2		3,824,899	3,494,750	(3,253,904)	0.91	82	226	144
T40L4-50-3		4,160,200		(3,589,205)	—	—	222	—

5.2.1　進展時のき裂の形状

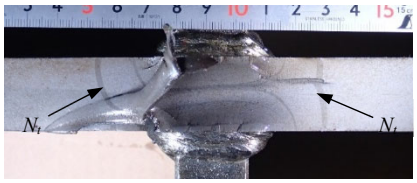
写真-5.2.1に主板厚別のビーチマーク試験体の疲労破面の例を示す．全てのき裂はガセット両端部のまわし溶接部の主板側溶接止端から発生し進展したが，主板厚が9mmの試験体では主板表裏（例えば，**図-2.1.1**の溶接部位1, 2側）の片側からのみき裂が発生する場合と，両側からき裂が発生し主板厚中央付近で合体し貫通き裂に成長する場合が確認された．一方，主板厚が25mm, 40mmの試験体では全ての試験体で主板表裏のまわし溶接部（4箇所）からき裂発生・進展が確認された．

図-5.2.1 に，ビーチマーク試験から観察された，き裂深さとき裂形状比 a/b（き裂深さ a とき裂幅 $2b$ の 1/2 の比）の関係を示す．なお，ビーチマークより確認された最小のき裂深さは 0.3mm であった．疲労破面より溶接止端付近に複数のラチェットマークがみられており，溶接止端に沿って複数のき裂が発生していることが確認された．この複数のき裂が合体する前後でき裂形状比が変化するため，進展初期ではき裂形状比のばらつきが比較的大きい傾向にある．き裂深さが 1～2mm 程度になると，複数き裂の合体がほぼ終了し，単一の疲労破面として進展している．ガセット板厚 t_g が 25mm の試験体では，まわし溶接止端に沿って合体しながら進展する範囲が大きくなるため，同じき裂深さでの a/b が小さくなる傾向がみられた．このため，同じき裂深さの場合，ガセット板厚 9mm の試験体と比較してガセット板厚 25mm の試験体では主板厚によらずき裂形状比が小さく，かつほぼ同程度である．すなわち，き裂はまわし溶接止端に沿ってガセット板厚を超えるまで進展し，その後，表面き裂先端が溶接止端からはずれて主板内を進展するため，ガセット板厚がき裂形状比に及ぼす影響は大きいと考えられる．なお，主板厚 9mm の試験体については，き裂が片側からのみ進展した場合と両側から進展した場合で分けて進展性状を比較したが，明確な違いはみられなかった．

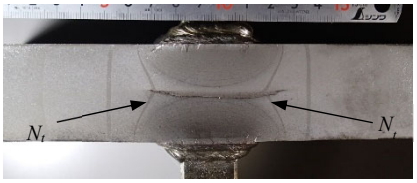


(a)　T9L4-65-1（l = 400mm, t = 9mm）

(b)　T9L4-80-3（l = 400mm, t = 9mm）

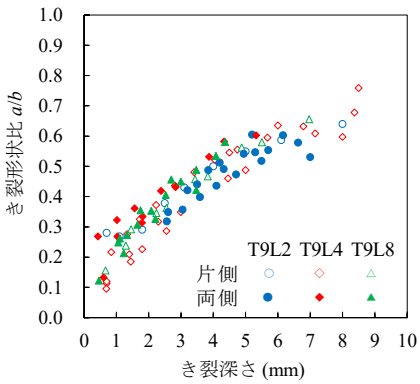


(c)　T25L4-65-3（l = 400mm, t = 9mm）

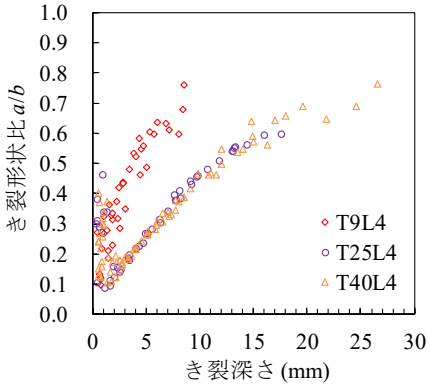


(d)　T40L4-65-1（l = 400mm, t = 40mm）

写真-5.2.1　板厚毎の疲労破面の例（**写真-2.3.1** から一部抜粋）



(a)　ガセット長さの影響



(b)　主板厚・ガセット板厚の影響

図-5.2.1　き裂深さとき裂形状比の関係

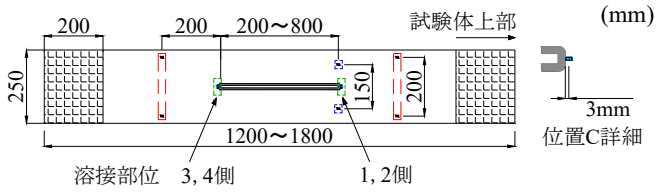
5.2.2　き裂発生・進展に伴うひずみ範囲の変化

今回の疲労試験では，き裂発生時の繰返し回数 N_c を確認するために，き裂の発生・進展に伴う位置 C（溶接止端部から 3mm 位置）でのひずみ範囲の変化を計測した．具体的には，**図-5.2.2** に示すように，主板厚が 9mm ではガセット板厚の中央に設置した 1 枚のひずみゲージを，主板厚が 25mm，40mm の試験体ではガセット板厚に対して等間隔に設置した 5 枚のひずみゲージを対象に，1000 回載荷毎のひずみ範囲低下率を求めた．ここで，ひずみ範囲低下率とは，初期ひずみ範囲 $\Delta\varepsilon_0$ に対する n 回載荷時（ひずみ範囲 $\Delta\varepsilon_n$）のひずみ低下分の比率（$= (\Delta\varepsilon_0 - \Delta\varepsilon_n) / \Delta\varepsilon_0$）である．$\Delta\varepsilon_0$ には，最初の 10000 回の載荷で取得した 50 回分の安定したひずみ波形から得られるひずみ範囲の平均値を用いた．

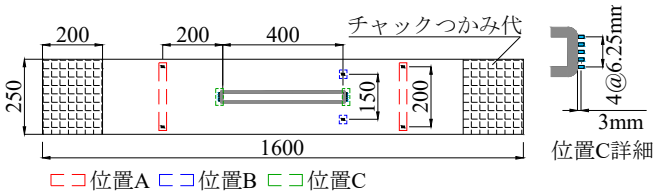
図-5.2.3に，両側き裂が検出された主板厚40mmの試験体（T40L4-65-1，ビーチマーク試験実施）

を例に，位置C（変化が最初に現れたひずみゲージに着目）でのひずみ範囲低下率（左軸）と繰返し回数の関係を示す．なお，図の水平破線はひずみ範囲が5%低下した時点（3.(4)に詳述）を，図の右軸はビーチマークから得られたき裂深さを示す．変化が最初に現れたひずみゲージに近い位置のビーチマークより最小で深さ0.5mm（3側）と0.9mm（4側）のき裂を確認しており，このときのひずみ範囲低下率は3側で9%（約10万回載荷時），4側で30%（約20万回載荷時）であった．以上のように，き裂の発生・進展に伴いひずみ範囲が大きく低下するが，ひずみ範囲が5%低下した時点でのき裂は，ごく浅い進展初期のき裂に対応すると考えられる．

図-5.2.4に，ビーチマーク試験を実施した試験体について，き裂深さと位置Cのひずみ範囲低下率の関係を示す．ばらつきはみられるものの，ひずみ範囲低下率はき裂深さとの相関が高い．特にひずみ範囲低下率が小さい範囲では概ね線形関係にあり，同低下率20%までの範囲について線形回帰を行い，同低下率5%におけるき裂深さを求めると0.36mmとなる．



(a)　試験体 T9L2, T9L4, T9L8



(b)　試験体 T25L4, T40L4

図-5.2.2　ひずみゲージ貼付位置（**図-2.2.1** 再掲）

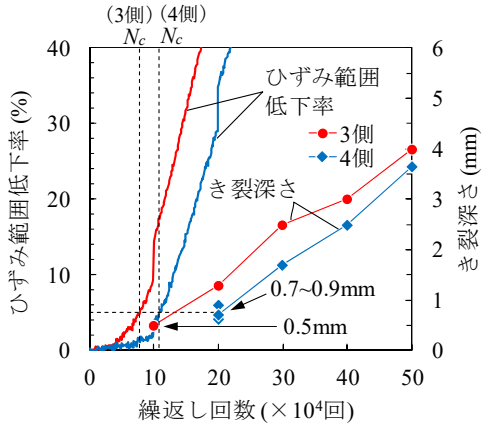
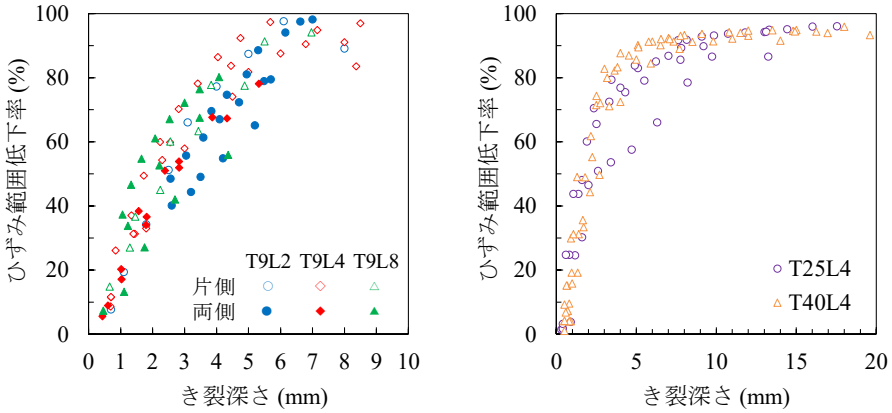


図-5.2.3　溶接止端部から 3mm 位置のひずみ変動
（試験体 T40L4-65-1）



(a)　試験体 T9L2, T9L4, T9L8　　(b)　試験体 T25L4, T40L4

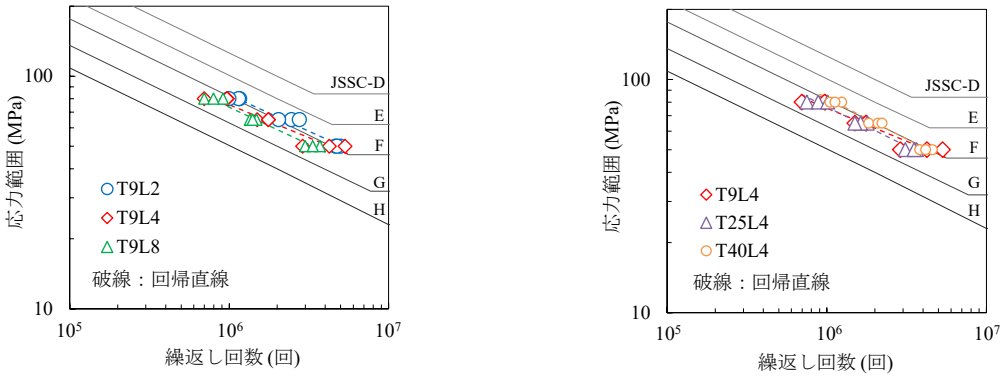
図-5.2.4　き裂深さとひずみ範囲低下率の関係

5.2.3　試験終了時の繰返し回数 N_f と 200 万回疲労強度

図-5.2.5に，試験終了時の繰返し回数N_fで整理したS-N_f関係について，主板厚が一定（t = 9mm）でガセット長さを変化させた場合と，ガセット長さが一定（l = 400mm）で主板厚，ガセット板厚を変化させた場合の試験結果を示す．図中には従属変数を$\log \Delta\sigma$（$\Delta\sigma$：応力範囲）とした場合の各試験体の回帰直線（式(5.1)）を示し，**表-5.2.2**には試験体の種類別に回帰直線の指数m，係数C，回帰直線から求めた200万回疲労強度を示す．また，**図-5.2.6**に200万回疲労強度とガセット長さ，主板厚・ガセット板厚の関係を示す．ここで，**図-5.2.6**中の個々の試験体の200万回疲労強度及び20万回疲労強度は回帰分析により求めた指数mを用いて算出している．なお，**表-5.2.2**及び**図-5.2.6, 5.2.7**中のき裂発生時の繰返し回数N_cの結果については5. 2. 4で述べる．

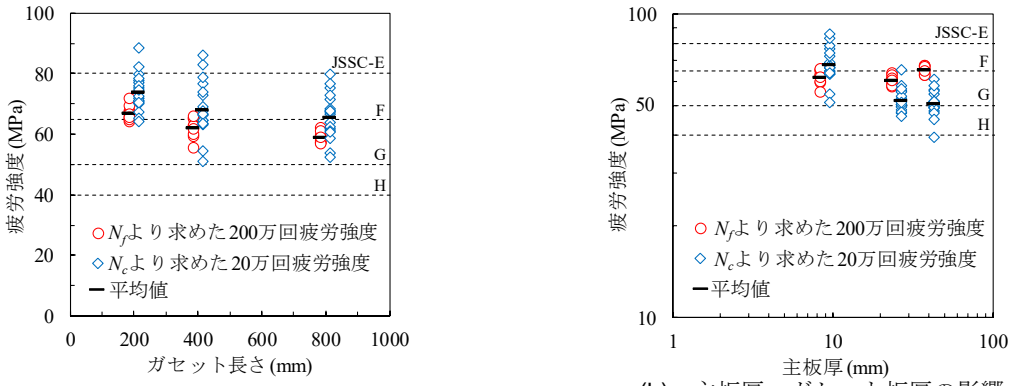
$$\log \Delta\sigma = -\frac{1}{m} \cdot \log N_f + C \tag{5.1}$$

ガセット長さを変化させた試験体では，**図-5.2.5(a)**及び**図-5.2.6(a)**より，ガセット長さが長くなるにつれて200万回疲労強度の低下が確認できる．また，**表-5.2.2**に示す試験体T9L4, T9L8の200万回疲労強度は，小型試験体（ガセット長さ：80～200mm）の疲労試験データ（平均値：79.4～95.7MPa）[4)]と比較して短寿命側であり，同試験データの下限値（平均値 –2× 標準偏差：65.7MPa）よりも低くなっている．一方，主板厚とガセット板厚を変化させた試験体では，**図-5.2.5(b)**及び**図-5.2.6(b)**より，ガセット板厚が主板厚と同一のT9L4 とT25L4では200万回疲労強度の違いはほとんどみられないが，T25L4に対して主板厚のみが増加したT40L4では若干強度が増加している．



(a)　ガセット長さの影響　　(b)　主板厚・ガセット板厚の影響

図-5.2.5　疲労試験結果の S-N_f 関係（**図-2.3.2** 再掲）



(a)　ガセット長さの影響　　(b)　主板厚・ガセット板厚の影響

図-5.2.6　試験終了時の繰返し回数 N_f に対する 200 万回疲労強度

表-5.2.2　試験終了時の繰返し回数 N_f 及びき裂発生時の繰返し回数 N_c の回帰分析結果

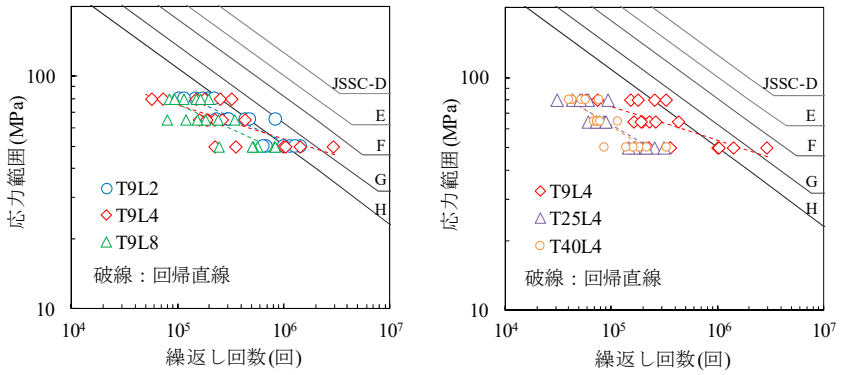
試験体種類	試験終了時の繰返し回数 N_f			き裂発生時の繰返し回数 N_c		
	指数m	係数C	200万回疲労強度(MPa)	指数m	係数C	20万回疲労強度(MPa)
T9L2	3.20	3.79	66.9	4.74	2.99	73.9
T9L4	3.52	3.58	62.0	6.84	2.61	67.9
T9L8	3.12	3.79	58.9	4.77	2.93	65.6
T25L4	2.98	3.90	60.4	3.69	3.15	52.0
T40L4	2.83	4.04	65.3	3.48	3.15	50.6

5.2.4　き裂発生時の繰返し回数 N_c と 20 万回疲労強度

疲労き裂の発生寿命に関しては明確な定義はなく，試験時に観察されたき裂深さ・長さや，溶接部近傍のひずみ範囲の低下率がある値を超えた場合として整理されることが多い．例えば，き裂発生寿命として溶接止端から5mmや10mm位置で計測したひずみ範囲が5%低下した時の繰返し回数を用いている検討事例として，八木ら[16)]は，溶接止端から10mm位置で整理した場合にき裂発生時点のき裂深さは1～2mmであると報告している．本検討では，ガセット長さや主板厚の変化によるまわし溶接部の応力集中の変化がき裂進展初期の挙動に及ぼす影響を把握することを目的として，位置Cのひずみゲージにより計測されるひずみ範囲が5%低下した繰返し回数をき裂発生時の繰返し回数N_cとして整理することとした．なお，本試験で確認されたN_cの平均値は約32万回であり，試験結果を回帰して整理する疲労強度には文献15)を参考に20万回疲労強度を用いた．

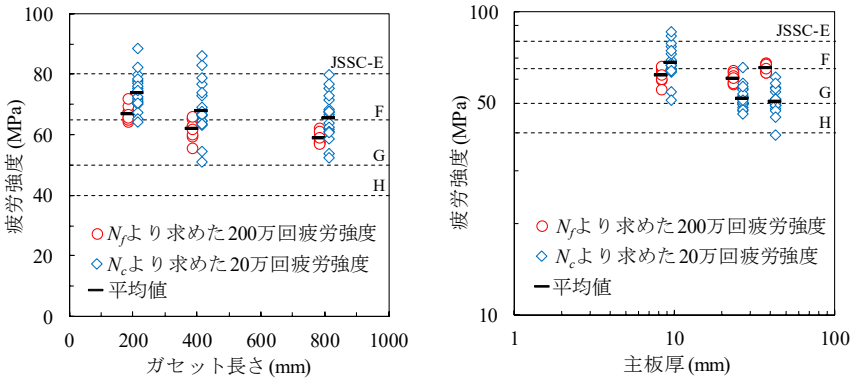
図-5.2.7に，き裂発生時の繰返し回数N_cで整理したS-N_c関係について，試験終了時の繰返し回数N_fと同様に整理した結果を示す．**表-5.2.3**には回帰直線の指数m，係数C，回帰直線から求めた20万回疲労強度を示す．また，**図-5.2.8**には20万回疲労強度とガセット長さ，主板厚・ガセット板厚の関係を示す．N_cの試験データはガセットの両端でき裂が発生したものの破断に至らなかった側も示しており，合計90データである．

表-5.2.3及び**図-5.2.7(a)**より，試験体毎のN_cの指数mは，N_f と比較してばらつきが大きいが，指数mが同程度の値を示したT9L2とT9L8では，ガセット長さが長いT9L8のN_cが小さく，N_f と同様の傾向であった．一方，主板厚とガセット板厚を変化させた試験体では，**図-5.2.7(b)**及び**図-5.2.8(b)**より，主板厚25mmと40mmのN_cは主板厚が9mmの試験体と比較して小さく（20万回疲労強度は小さく），N_f とは異なる傾向であった．破断に至ったまわし溶接部のN_cがN_f に占める割合は主板厚9mmの試験体（T9L2, T9L4, T9L8）では8～27%，試験体T25L4では3～9%，試験体T40L4では3～7%と主板厚の増加に対して小さくなる傾向であった．主板厚9mmと40mmのN_cを比較した場合に，主板厚40mmでN_c が小さいにも関わらずN_f が大きくなるのは，主板厚の増加に伴いN_c以降のき裂進展寿命が増加するためと考えられる．



(a)　ガセット長さの影響　　(b)　主板厚・ガセット板厚の影響

図-5.2.7　疲労試験結果の S-N_c 関係



(a)　ガセット長さの影響　　(b)　主板厚・ガセット板厚の影響

図-5.2.8（**図-5.2.6** 再掲）　き裂発生時の繰返し回数 N_c に対する 20 万回疲労強度

表-5.2.3（**表-5.2.2** の再掲）　き裂発生時の繰返し回数 N の回帰分析結果

試験体種類	試験終了時の繰返し回数 N_f			き裂発生時の繰返し回数 N_c		
	指数m	係数C	200万回疲労強度(MPa)	指数m	係数C	20万回疲労強度(MPa)
T9L2	3.20	3.79	66.9	4.74	2.99	73.9
T9L4	3.52	3.58	62.0	6.84	2.61	67.9
T9L8	3.12	3.79	58.9	4.77	2.93	65.6
T25L4	2.98	3.90	60.4	3.69	3.15	52.0
T40L4	2.83	4.04	65.3	3.48	3.15	50.6

5.3 疲労き裂進展解析による主板厚貫通時の繰返し回数 N_{te} の推定

今回の試験体では主板幅を 250mm としており，き裂が主板を貫通した時点で残存している主板幅は，主板厚により異なる．また，試験終了時を試験体変位の急増時としているが，き裂貫通後の残存断面が降伏応力に至る際のき裂長は主板厚により異なる．そのため，表-5.2.1 中のビーチマーク試験を実施した試験体の試験終了時の回数 N_f と主板貫通時の回数 N_t を比較すると，その比 N_t/N_f は主板厚 9mm では 0.77～0.89，主板厚 25mm では 0.90～0.93，主板厚 40mm では 0.91～0.95 と主板厚により異なる．主板幅が狭い試験体の場合には，主板厚貫通後に破断に至るまでの繰返し回数がごくわずか，もしくは主板厚貫通と同時に残存断面が降伏応力に達するため，N_f をほぼ主板厚貫通寿命とみなすことができると考えられる．一方，今回の疲労試験では，N_t と N_f の差が主板厚 9mm の試験体では 10%以上を占めること，主板厚によりその割合が異なることから，試験終了時の繰返し回数 N_f に加えて，主板厚貫通時の繰返し回数 N_{te} での整理も行うこととした．ただし，主板厚貫通時の繰返し回数 N_{te} は，ビーチマーク試験を実施した試験体以外では特定できないことから，試験終了時の繰返し回数 N_f に対して，主板貫通き裂に対する疲労き裂進展解析により，主板貫通後の表面き裂長から全断面降伏時の表面き裂長さ（最大荷重時に残存断面に一様に応力が作用するとした場合の，降伏強度に達するき裂長さの計算値）までの進展回数を推定し，この回数を N_f から差し引くことにより，主板貫通時の回数 N_{te} を推定することを試みた．ここで，主板厚 9, 25, 40mm に対する全断面降伏時の表面き裂長さの計算値は，それぞれ 117, 147, 186mm である．なお，全断面降伏時から試験終了時までの繰返し回数はビーチマーク試験の結果から，主板厚 9mm では N_f の 1.6%程度，主板厚 25mm，40mm では N_f の 0.8%程度であり，結果に大きな影響を及ぼさないことを確認している．

5.3.1 主板貫通時から試験終了時までの繰返し回数の算出方法

主板貫通後の繰返し回数を算出するにあたって，JSSC 指針に示された方法により疲労き裂進展解析を実施した．き裂進展速度 da/dN と応力拡大係数範囲 ΔK の関係には，次式で与えられる修正 Paris 則を用いた [3)].

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K^n - \Delta K_{th}{}^n) \tag{5.2}$$

ここで，

C：材料定数 (= 1.5×10^{-11})

n：材料定数 (= 2.75)

ΔK_{th}：下限界応力拡大係数範囲 (= 2.4 MPa$\sqrt{\mathrm{m}}$)

材料定数 C, n，下限界応力拡大係数範囲 ΔK_{th} には平均設計曲線 [3)]の値を用いた．

主板貫通後の疲労き裂の進展は破壊力学の手法を用いると，中央部にき裂がある有限帯板に

ガセットが取り付くことによる応力勾配で軸方向引張力を与えている状態とみなせるため，応力拡大係数範囲 ΔK は次式で与えられる．

$$\Delta K = F_{gb} \cdot F_t \cdot \Delta\sigma \sqrt{\pi b} \tag{5.3}$$

ここで，$\Delta\sigma$ は公称応力範囲 (MPa)，b は表面き裂長さの半分 (m)，F_{gb} は継手に生じる応力集中に対する補正係数，F_t は有限の継手板厚・板幅に対する補正係数である．F_{gb} は，き裂が無い場合の溶接止端位置における主板幅方向の応力分布（主板厚方向に応力勾配があるため，主板厚方向に平均化した応力分布）を弾性有限要素解析により求め，重ね合わせの原理に基づき，き裂面に作用する分布力を用いて算出した [17)-19)]．　なお，弾性有限要素解析の詳細は 5.4.1 に述べる．

図-5.3.1 に，ビーチマーク試験を実施した試験体について，ビーチマークより主板厚貫通を確認した時点（**写真-5.2.1** 参照）である N_t の試験値と推定値の比較結果を示す．ここで，N_t の推定値はビーチマークで確認した主板厚貫通時のき裂長さを初期値として，疲労き裂進展解析により全断面降伏時のき裂長さまでの繰返し回数を求め，その回数を N_f から差し引くことにより求めた値である．推定値は試験値の 92～101%の範囲にあり，疲労き裂進展解析は主板厚貫通後の繰返し回数を概ね適切に評価している．

5.3.2　主板貫通時繰返し回数 N_{te} と 200 万回疲労強度

実際の主板貫通時のき裂長さは表裏面のき裂進展の影響を受け，必ずしも一様ではないが，ビーチマークを導入した複数の試験体において主板厚中央付近でのき裂の合体が確認されたことから，ここではき裂が両側のまわし溶接からほぼ同様に進展し，主板厚中央で合体すると仮定し，この状態を主板貫通時 N_{te} と定義した．主板貫通時の表面き裂長さ $2b$ は，破面観察結果において主板厚に対するき裂深さの比が 0.45～0.55 の範囲内にあるビーチマーク（深さ位置が主板厚中央付近にみられるビーチマーク）から確認されるき裂形状比の平均値に基づき，主板厚 9mm では 17.4mm，主板厚 25mm では 46.5mm，主板厚 40mm では 60.0mm に設定した．

このような定義と前提条件の下，5.3.1 の進展解析により求めた推定値 N_{te} は，**表-5.2.1** に示したとおり，N_t（試験値）に対して 72～94%と若干短寿命側となる．これは N_{te} の定義に基づき設定した表面き裂長さ $2b$ が，ビーチマークより主板貫通を明確に確認した時点の表面き裂長さよりも若干短くなるためである．

図-5.3.2に，主板貫通時の繰返し回数推定値N_{te}で整理したS-N_{te}関係について，主板厚が一定(t = 9mm)でガセット長さを変化させた場合と，ガセット長さが一定(l = 400mm)で主板厚とガセット板厚を変化させた場合の結果を示す．図中には従属変数をlog$\Delta\sigma$とした場合の各試験体の回帰直線（式(5.1)）を示し，**表-5.3.1**には試験体の種類別に回帰直線の指数m，係数C，回帰直線から求めた200万回疲労強度を示す．また，**図-5.3.3**に200万回疲労強度とガセット長さ，主板厚・ガセット板厚の関係を示す．S-N_{te}関係の全体的な傾向はN_f（**図-5.2.6**参照）と同様の結果であり，主板

貫通時の繰返し回数においても主板厚及びガセット板厚が同一の場合にはガセット長さによる寸法効果がみられた．試験体T9L4, T9L8の一部の試験データの200万回疲労強度ではG等級をわずかに下回り，ガセット長さが800mmのT9L8では，その平均値(53.1MPa)がG等級(200万回疲労強度：50MPa)に近い値となった．このように，ガセット寸法を実橋での寸法と同程度とした場合，従来の小型試験体の疲労試験結果(平均値：79.4～95.7MPa)[4)]と比較して，N_{te}は少なくとも1等級程度は短寿命側となることが確認された．

板厚変化の影響もN_f(図-5.2.6参照)の傾向と同様であり， T25L4に対して主板厚のみが増加したT40L4では若干強度が増加している．5.2.4で述べたようにT25L4とT40L4のN_cに大きな差がみられないことを踏まえると，主板厚の増加によりき裂進展寿命が増加したためと考えられる．一方で，ガセット板厚が主板厚と同一のT9L4 とT25L4では，200万回疲労強度の違いはほとんどみられないことを踏まえると，面外ガセット継手では主板厚に加えてガセット板厚も疲労寿命に影響を及ぼすことを考慮する必要がある．ガセット板厚のみを変化させた試験体による疲労試験は今回実施していないが，主板厚及びガセット板厚の影響を明確にするためには，別途試験による確認が必要である．

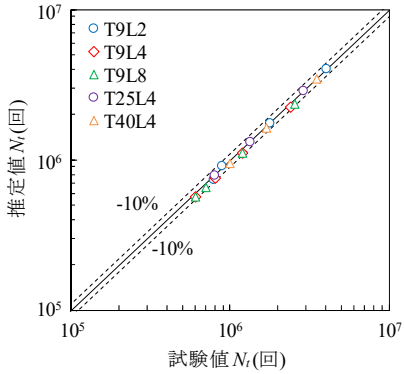
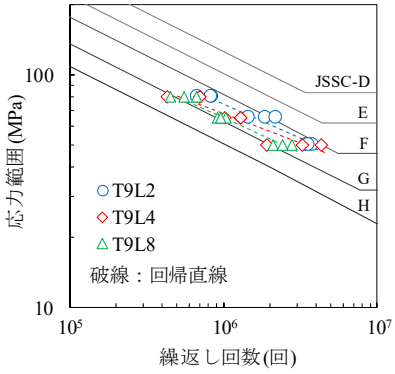


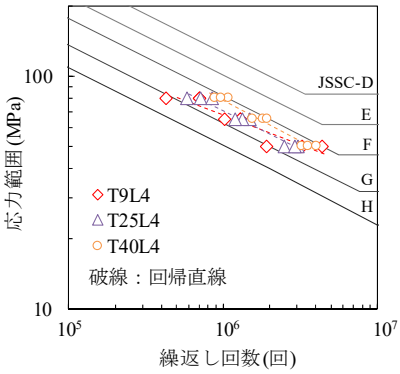
図-5.3.1　板厚貫通時の繰返し回数推定値 N_{te} と試験終了時の繰返し回数 N_f の比較

表-5.3.1　板厚貫通時の繰返し回数 N_{te} の回帰分析結果

試験体種類	指数 m	係数 C	200万回疲労強度 (MPa)
T9L2	3.40	3.64	61.1
T9L4	3.92	3.36	57.0
T9L8	3.31	3.63	53.1
T25L4	3.05	3.82	56.6
T40L4	2.85	4.00	62.0

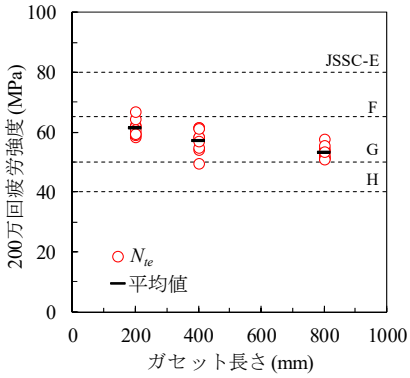


(a)　ガセット長さの影響

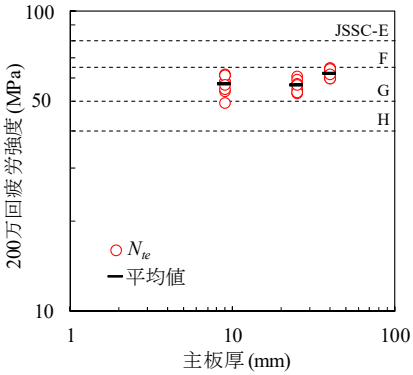


(b)　主板厚・ガセット板厚の影響

図-5.3.2　疲労試験結果の S-N_{te} 関係



(a)　ガセット長さの影響



(b)　主板厚・ガセット板厚の影響

図-5.3.3　板厚貫通時の繰返し回数推定値 N_{te} に対する 200 万回疲労強度

5.4 疲労き裂進展解析による継手の寸法効果に関する考察

本節では，今回の試験体を対象とした弾性有限要素解析により，面外ガセット溶接継手の溶接止端周辺の応力性状を把握するとともに，破壊力学の手法を用いた疲労き裂進展解析を実施し，初期き裂からの進展に関して疲労試験結果との比較分析を実施した．また，疲労試験体の主板幅とガセット長さを変化させた場合の疲労強度の寸法効果に関して，疲労き裂進展解析による分析を実施した．

5.4.1 解析方法

疲労き裂進展解析によりき裂発生時の寿命及び主板貫通時の寿命を算出し試験結果との比較を行う．疲労き裂進展解析は，5.3.1 と同様に JSSC 指針の解析手法によった．き裂進展速度 da/dN と応力拡大係数範囲 ΔK の関係は，前述と同じ式(5.2)を用いた [3]．溶接止端部から半楕円き裂が主板厚方向に向かって発生・進展していくと仮定し，半楕円表面き裂の深さ方向前縁と幅方向前縁の応力拡大係数範囲 ΔK_a と ΔK_b はそれぞれ旧版の JSSC 指針 [17]に示された次式を用いて算出した．

$$\Delta K_a = F_{ea} \cdot F_{sa} \cdot F_{ta} \cdot F_{ga} \cdot \Delta\sigma\sqrt{\pi a} \tag{5.4a}$$

$$\Delta K_b = F_{eb} \cdot F_{tb} \cdot F_{gb} \cdot \Delta\sigma\sqrt{\pi a} \tag{5.4b}$$

ここで，

$\Delta\sigma$：公称応力範囲(MPa)

a：き裂深さ(m)

b：表面き裂長さの半分(m)

　ただし，$2b < t_g + S/2 \times 2$ のとき，$b = 10a$

F_e：き裂形状に対する補正係数

F_s：表面き裂に対する補正係数

F_t：有限の継手板厚・板幅に対する補正係数

F_g：継手に生じる応力集中に対する補正係数

t_g：ガセット板厚(mm)

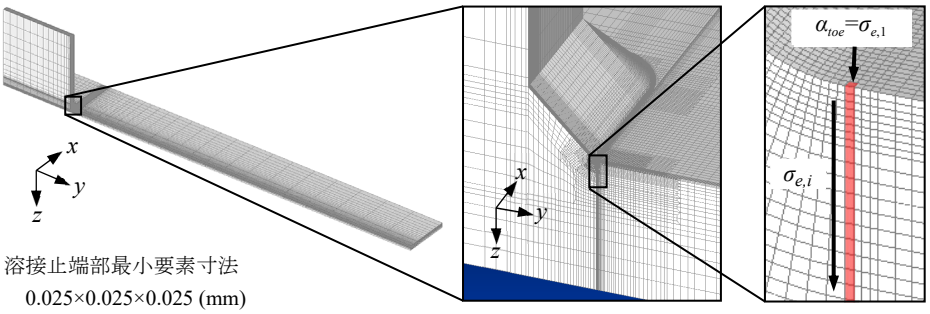
S：隅肉溶接のサイズ(mm)

式(5.4)の補正係数 F_{ga}，F_{gb} は，き裂が無い場合の溶接止端近傍の応力分布を弾性有限要素解析により求め，重ね合わせの原理に基づき，き裂面に作用する分布力を用いて算出した [17)-19)]．補正係数 F_{gb} の算出には，弾性有限要素解析により求めた溶接止端位置の主板表面の応力分布を用いた．

図-5.4.1 に補正係数 F_{ga}，F_{gb} の算出に用いた解析モデルと応力集中係数の算出方法(5.4.2 に詳述)を，試験体 T9L4 を例にして示す．使用した解析ソフトは NX. Nastran.V.11 であり，モデルは対称性を考慮して 1/8 モデルとした．使用要素は 8 節点ソリッド要素，弾性係数は 2.0×10^5 MPa，ポアソン比は 0.3 とし，主板の y 軸方向端部に単位引張荷重を与えて解析を実施した．溶接形状

に関して，溶接脚長，止端半径，フランク角は，**表-2.1.5** に示す主板厚の異なる試験体毎の溶接脚長，フランク角，止端半径の平均値を用いた．溶接止端部近傍の最小要素サイズは 0.025×0.025×0.025mm とした．

破面観察で確認されたように，き裂は1～2mm程度の深さまで合体を繰返した後に単一き裂として成長するため，き裂進展の初期段階では合体によるき裂の形状変化を考慮する必要がある．しかし，き裂進展初期のき裂形状変化はばらつきが大きく，き裂の合体現象を精緻にモデル化することは困難と考えられる．そこで**図-5.2.1**より，単一き裂として進展する際のき裂形状比の最小値が概ね1/10程度であることから，本検討では簡便化を図り，単一き裂となるまでのき裂形状比を1/10に固定した．ここで，単一き裂となるのは，破面観察の結果を踏まえ，表面き裂長さがまわし溶接部分の $t_g+S/2\times2$ に達する時点とした．初期き裂深さa_0は，文献3)を参考に0.1mmとした．き裂発生時の寿命N_cについては，**図-5.2.4**で述べたき裂深さ0.36mmまでの回数として，主板貫通時の寿命N_{te}については，**5.3.2**で述べたN_{te}と同様にき裂深さが主板厚の1/2に達するまでの回数として求めた．また，比較のため，初期のき裂形状比a_0/b_0を1/10，1/7，1/5，1/3，1の単一き裂とし，長軸及び短軸方向の進展を考慮しき裂形状比が逐次変化する解析も実施した．



α_{toe}：溶接止端部応力集中係数

$\alpha_{toe,ave}$：溶接止端部板厚方向平均応力集中係数

$$\alpha_{toe,ave}=\sum_i(\sigma_{e,i}\times t_{e,i})/t$$

$\sigma_{e,i}$：表面から i 番目の要素中心応力

$t_{e,i}$：表面から i 番目の要素厚

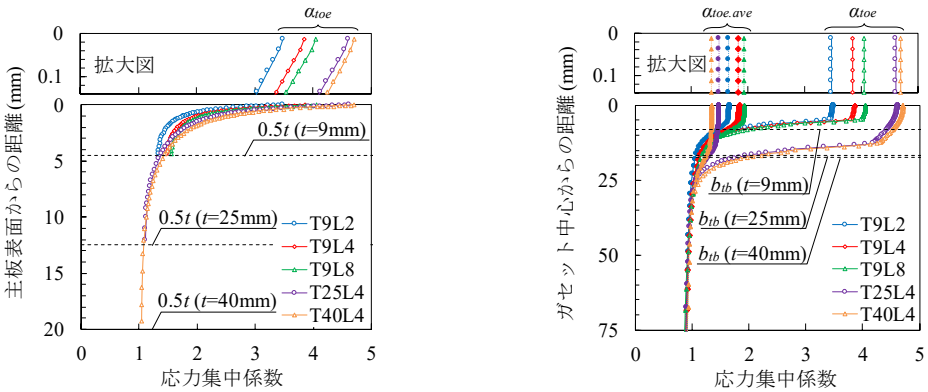
（表面から順に i = 1, 2, 3, …）

図-5.4.1　FEM モデルの着目要素と応力集中係数の算出方法

5.4.2　溶接止端部近傍の応力分布

単位引張荷重を与えた際のガセット板厚中心の溶接止端位置を基準として主板厚方向と主板幅方向の応力について，**図-5.4.2(a)**に主板厚方向の応力分布を，**図-5.4.2(b)**に主板幅方向の表面応力分布と主板厚方向に平均化した応力分布を示す．ここで，応力値には要素中心応力を用い，横軸は公称応力で除した応力集中係数としている．また，**表-5.4.1** に溶接止端位置の応力集中係数 α_{toe} と，同位置に対し主板厚方向に平均化した応力集中係数 $\alpha_{toe,ave}$ を示す．**図-5.4.1** 中に α_{toe} 及び $\alpha_{toe,ave}$ の算出のための応力抽出位置及び算出方法を示す.

図-5.4.2(a)より，主板厚，ガセット板厚が9mm（T9L2, T9L4, T9L8）の場合，ガセット長さが長くなるにつれて表面及び主板厚内で一様に応力集中係数が増加している．例えば，試験体T9L2とT9L8を比較すると，主板厚方向の同一位置の応力集中係数の比率は，深さによらず1.16～1.17とほぼ一定である．主板表面付近では，主板厚が厚くなるにつれて応力集中係数は増加し，試験体T9L4に対する試験体T25L4, T40L4の表面要素における応力集中係数の比率は，それぞれ1.20, 1.22である．一方，主板厚方向では，試験体T9L4に対して，試験体T25L4では表面から約3.5mm, 試験体T40L4では表面から約4mmの位置で応力集中係数は逆転している．主板幅方向の応力集中に着目すると，**図-5.4.2(b)**より，表面要素及び主板厚方向に平均化した応力集中係数はいずれもガセット幅を超えた付近から低下し，ガセット中心から30mm程度離れた位置では応力集中係数は1以下となり，ガセット板近傍のみで大きな応力集中が生じていることが伺える．また，**表-5.4.1**より，既往の解析検討例[4)]と同様に，$\alpha_{toe.}$はガセット長さ，主板厚の増加に伴い大きくなることがわかる．一方，$\alpha_{toe,ave}$については主板厚の増加に対して減少する点で，α_{toe}の傾向と異なっており，主板厚増加の影響は表面付近に大きく現れることを示している．このような主板厚増加による表面付近の応力分布の変化は，**5.2.4**で示した寿命N_cが主板厚増加により短寿命となる傾向を説明するものである．



(a)　主板厚方向応力分布　　(b)　主板幅方向応力分

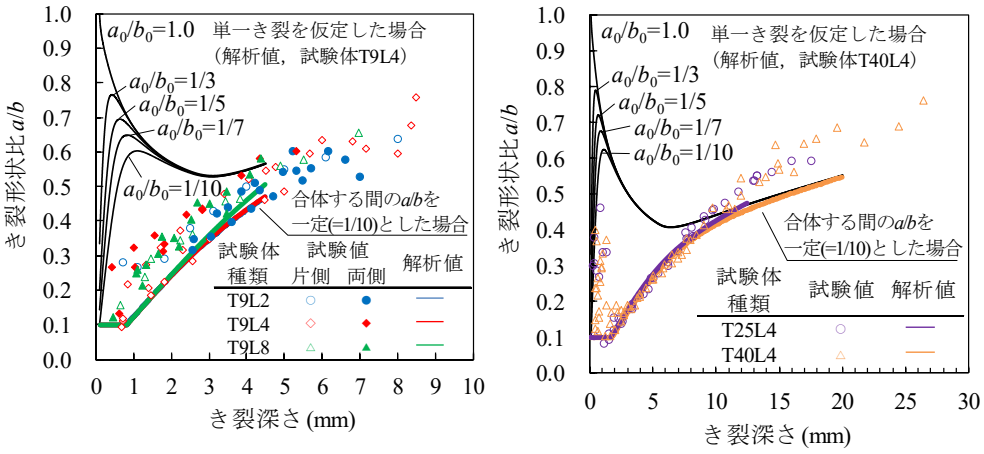
図-5.4.2　応力集中係数分布

表-5.4.1　応力集中係数

試験体種類	α_{toe}	$\alpha_{toe,ave}$
T9L2	3.48	1.65
T9L4	3.85	1.83
T9L8	4.05	1.92
T25L4	4.61	1.48
T40L4	4.70	1.35

5.4.3　き裂進展解析結果と試験結果の比較

図-5.4.3 にき裂深さ a とき裂形状比 a/b の関係について，疲労き裂進展解析による解析値とビーチマーク試験を実施した試験体 19 体の試験値を比較して示す．単一き裂を仮定し，初期き裂の段階からき裂形状比を変化させた場合，$a_0/b_0=1$ の場合を除き，初期の段階では深さ方向の進展が卓越し，き裂形状比は急激に大きくなる．次に，初期のき裂形状比や主板厚により異なるが，深さ方向に 0.42mm～1.3mm 程度まで進展し応力集中が小さくなると，幅方向の進展が卓越するようになり，き裂形状比は徐々に小さくなる．そして，ある程度の深さ（主板厚 9mm では 2.3～3.1mm 程度，主板厚 25, 40mm では 6.1～6.4mm 程度）まで進展すると，再度深さ方向の進展が卓越し，き裂形状比は緩やかに大きくなるが，この段階において試験値と解析値のき裂形状比が概ね近づくようになる．$a_0/b_0=1$ の場合には，進展の初期段階では幅方向の進展が卓越し，き裂形状比が徐々に減少するが，それ以降のき裂形状比の変化は他のケースと同様である．このように単一き裂を仮定した疲労き裂進展解析によって，例えば，試験体 T40L4 に対する T9L4 の主板貫通時の繰返し回数 N_{te} の比率を，応力範囲 80MPa として算出すると，$a_0/b_0=1$ では 1.13，$a_0/b_0=0.1$ では 0.87 となる．すなわち，初期のき裂形状比により計算される寿命の大小関係が異なり，

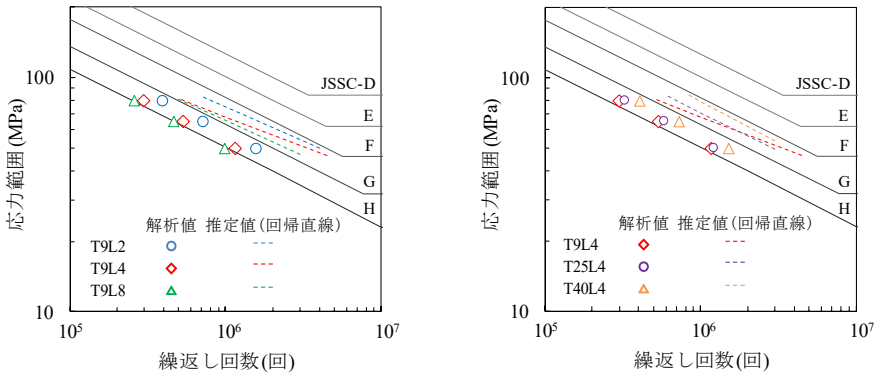


(a)　試験体 T9L2, T9L4, T9L8　　(b)　試験体 T25L4, T40L4

図-5.4.3　き裂形状比変化の解析値と実験値の比較

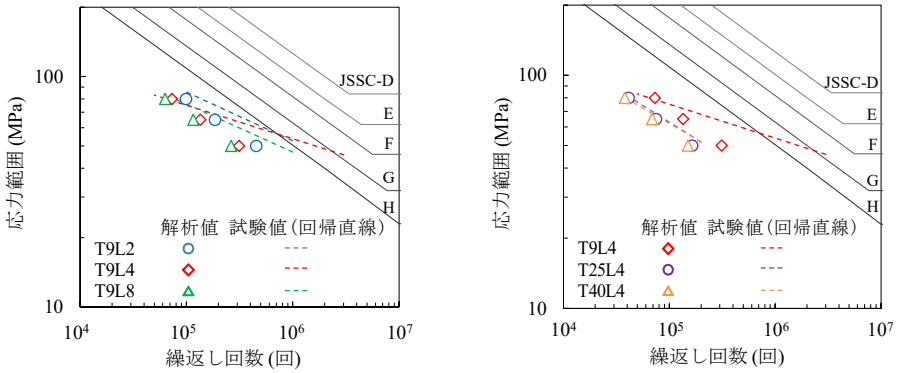
a_0/b_0 = 1 の場合には主板厚 9mm の方が主板貫通時の寿命の解析値 N_{te} が長く，推定値 N_{te} における寸法効果の傾向を再現できないことを確認している．一方，合体を繰返す間のき裂形状比を a/b = 0.1 と一定とした場合では，単一き裂となった後のき裂形状比の変化に関して試験結果を概ね再現できている．**図-5.4.4, 5.4.5** に，それぞれ合体を繰返す間の進展初期のき裂形状比を一定とした疲労き裂進展解析により計算される主板貫通時の寿命 N_{te}，き裂発生時の寿命 N_c の解析結果について，試験結果（各試験体の回帰直線）と比較して示す．また，**図-5.4.6** に，N_c の試験値及び N_{te} の推定値と解析値をそれぞれ比較して示す．**図-5.4.4～5.4.6** より，N_c と N_{te} の解析値はともに，試験値及び推定値に対して短寿命側の推定であるが，概ね寿命の傾向を表している．具体的には，N_{te} の解析値は，推定値 N_{te} の 0.27～0.69 倍（**図-5.4.6(a)**）となったが，**図-5.4.4** より，ガセット長さが長くなるほど寿命 N_{te} が短い，ガセット板厚が同一の場合に主板厚が厚くなるほど寿命 N_{te} が長いという推定値の傾向を概ね再現している．また，N_c の解析値についても，**図-5.4.5** より，主板厚が厚くなるほど寿命 N_c が短いという試験値の傾向を再現していることがうかがえる．なお，寿命 N_{te} が推定値に対して短寿命側である原因として，応力拡大係数範囲 ΔK の算出式における仮定の影響が考えられる．具体的には，今回の試験体に対し，JSSC 指針の式(5.4a)による K 値と，き裂を模擬した弾性有限要素解析において変位外挿法により求めた K 値（K_{FEM}）を比較した文献 20）によれば，JSSC 指針による方法では K 値を K_{FEM} より若干大きく評価する傾向にあり，その差は主に K 値の算出式における補正係数 F_g の仮定の影響によるとしている．また，実際のき裂は，疲労き裂進展解析での仮定のように主板厚方向に進展するのではなく，まわし溶接止端に沿って若干傾きながら 3 次元的に進展していく．その進展過程の相違が寿命のばらつきを生じさせる要因の一つと考えられる．

以上，合体を繰返す進展初期のき裂形状比を一定とした疲労き裂進展解析による N_c，N_{te} 及びき裂形状の変化は，いずれも試験結果の傾向を概ね再現しており，寸法効果の傾向を検討するうえでは実用上有効と考えられる．



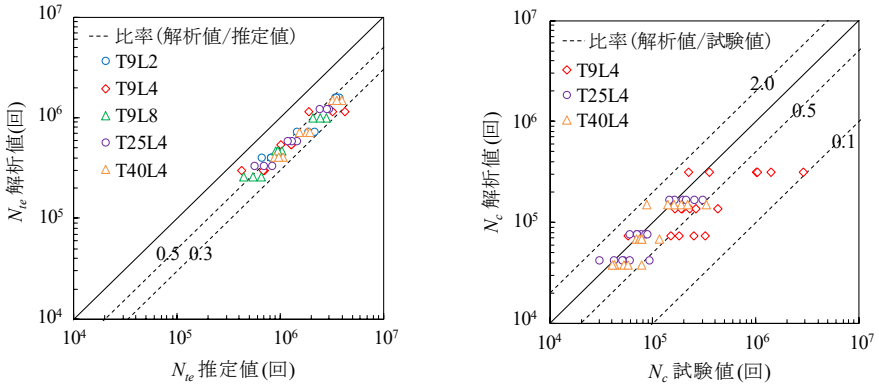
(a)　ガセット長さの影響　　(b)　主板厚・ガセット板厚の影響

図-5.4.4　主板貫通時の繰返し回数 N_{te} の疲労き裂進展解析結果



(a)　ガセット長さの影響　　(b)　主板厚・ガセット板厚の影響

図-5.4.5　き裂発生時の繰返し回数 N_c の疲労き裂進展解析結果



(a)　主板貫通時の繰返し回数 N_{te}　　(b)　き裂発生時の繰返し回数 N_c

図-5.4.6　N_{te} (推定値)及び N_c (試験値)に対する疲労き裂進展解析結果

5.4.4　実構造を対象とした寸法効果の検討

前項では疲労試験とき裂進展解析の結果を基に面外ガセット溶接継手の疲労強度に及ぼす寸法効果について述べた．本節では，疲労試験に用いた継手寸法と溶接止端形状を基本ケースとしたうえで，5.4.1 に示した疲労き裂進展解析の方法により継手寸法の変化が疲労強度に及ぼす影響について，特に主板幅に着目して検討した．面外ガセット溶接継手の溶接止端位置における主板厚方向，主板幅方向の応力分布を弾性有限要素解析により求め，疲労き裂進展解析により作用応力範囲と疲労寿命（主板貫通時の寿命 N_{te}）の関係を求め，200 万回疲労強度を算出した．

図-5.4.7 に，主板幅 250mm の疲労試験体 T25L4 の 200 万回疲労強度（解析値）を基準として，疲労試験における主板厚とガセット板厚の組合せに対して，ガセット長さ，主板幅を変化させた場合の 200 万回疲労強度比（以下，疲労強度比）を示す．なお，図中の主板幅毎のプロットは重ならないように横軸の値を若干ずらしている．ガセット長さ，主板幅の増加により疲労強度比は低下し，主板厚・主板幅毎の疲労強度比の低下はガセット長さが長くなるほど緩やかになる．図中の，ガセット長さ 800mm 以上の破線で囲むプロットに関して，主板厚とガセット板厚が同厚で 9mm，25mm の場合，主板幅 250mm では疲労強度比が 0.93～0.94 であるのに対して，主板幅が 500mm では 0.81～0.83，1000mm では 0.74～0.77 と主板幅の影響が大きいことがわかる．すなわち，主板幅 250mm とした疲労試験体に対して，主板幅が大きくなるにつれて疲労強度が低下すると考えられる．

主板厚に関しては，主板厚 9mm，25mm ではガセット長さが長くなると疲労強度比は同程度となるが，主板厚 40mm ではガセット長さに関わらず疲労強度比が大きくなる．このことから，主板幅やガセット長さが同一の継手であれば，5.2.3 の N_f 及び 5.3.2 の N_{te} における主板厚増加に対する疲労強度の変化傾向と同様に，主板厚の増加による疲労強度の低下はみられず，むしろき裂進展寿命が増加し，疲労強度が増加する場合があるといえる．

図-5.4.8 に，**図-5.4.1** に示した溶接止端位置の応力集中係数 α_{toe}，板厚方向に平均化した応力集中係数 $\alpha_{toe,\,ave}$，及び $\alpha_{toe}/\alpha_{toe,\,ave}$ について，ガセット長さで整理した結果を示す．既往の解析検討例[9]と同様に，α_{toe} はガセット長さ，主板幅及び主板厚の増加に伴い大きくなる．一方，$\alpha_{toe,\,ave}$ は主板厚増加に対して減少する点で α_{toe} と異なる傾向を示す．これは，5.4.2 で示したように主板厚内での応力分布の相違によるものである．結果として $\alpha_{toe}/\alpha_{toe,\,ave}$ は，主板厚 9mm では小さくなり，主板厚 25mm，40mm と主板厚が増加するにつれて大きくなる傾向を示す．

また，$\alpha_{toe}/\alpha_{toe,\,ave}$ は主板厚 9mm でガセット長さや主板幅によらずほぼ一定となるが，主板厚 25mm，40mm の場合にはガセット長さの増加に伴い大きくなる傾向を示す．このように，今回解析を実施した範囲においては，主板厚 25mm 以上の面外ガセット継手では主板厚内の応力分布も継手寸法の影響により変化すると考えられ，3 次元的な応力分布が継手寸法の影響を大きく受けるといえる．き裂進展解析結果からもわかるように，このような応力分布の変化はき裂進展性状に影響を及ぼすことから，面外ガセット継手の疲労寿命に及ぼす寸法効果を評価するうえでは，き裂の進展性状を踏まえたき裂進展解析を実施する必要があると考えられる．

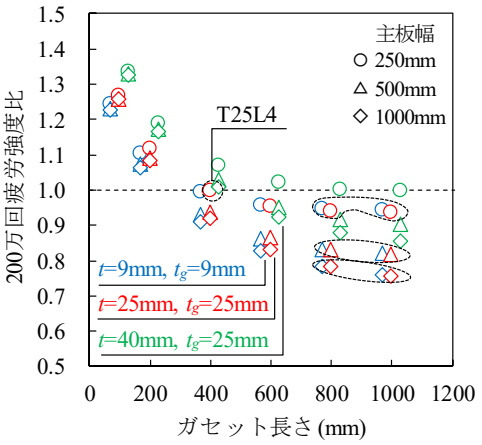


図-5.4.7　ガセット長さと試験体 T25L4 に対する 200 万回疲労強度比の関係

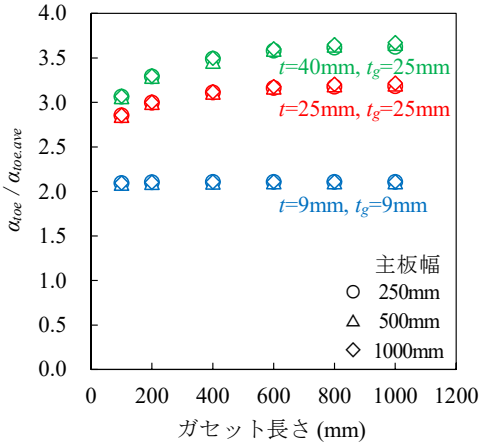


図-5.4.8　ガセット長さと $\alpha_{toe}/\alpha_{toe.ave}$ の関係

5.5　まとめ

本章では，軸引張荷重作用下での疲労強度に及ぼす面外ガセット溶接継手の寸法効果を明らかにすることを目的として，ガセット長さ及び主板厚を実橋に近い寸法諸元まで変化させた面外ガセット溶接継手試験体45体の疲労試験と，試験結果を踏まえた，疲労き裂進展解析を実施した．得られた主な結果を以下にまとめる．

1)　試験終了時の繰返し回数 N_f に関して，主板厚が同じでガセット長さが異なる(T9L2, T9L4,T9L8)場合，ガセット長さの増加に対して，既往研究での結果と同様に，溶接止端部の応力集中係数の増加により 200 万回疲労強度は低下する傾向にあることを確認した．また，ガセット長さが同じで主板厚・ガセット板厚が異なる(T9L4, T25L4, T40L4)場合，主板厚の増加に対して， 200 万回疲労強度は低下しないことを確認した．主板厚貫通時の繰返し回数の推定値 N_{te} に関しても，200 万回疲労強度の傾向は N_f と同様であった．

2)　溶接止端から 3mm 離れた位置のひずみゲージで計測されるひずみ範囲が 5%低下した繰返し回数をき裂発生時の繰返し回数 N_c として整理した場合，主板厚 25mm, 40mm における N_c の 20 万回疲労強度は主板厚 9mm と比較して小さく，N_f 及び N_{te} の傾向と異なることを確認した．

3)　試験体 T9L4, T9L8 では，試験終了時の繰返し回数 N_f に対する 200 万回疲労強度(平均値)に関して，既往の小型試験体を中心とした疲労試験データの分析事例での強度(平均値-2×標準偏差)[4)]と比較して低かった．特に，試験体 T9L8 の N_{te} に対する 200 万回疲労強度(平

均値：53.1MPa）については，G 等級（200 万回疲労強度：50MPa）に近い値であった．

4) き裂進展初期のき裂形状比 a/b を 0.1 と一定とした条件での疲労き裂進展解析により，疲労試験におけるき裂の形状変化と疲労強度に対する寸法効果の傾向を概ね再現できること，主板厚貫通時の繰返し回数 N_{te} の解析値は疲労試験結果に基づく推定値に対して安全側の結果を与えることを確認した．

5) ガセット長さをパラメータとした疲労き裂進展解析により，主板幅250mmの疲労試験体T25L4の200万回疲労強度を基準とした場合の疲労強度比は，ガセット長さ800mm以上で，主板厚とガセット板厚が同厚で9mm，25mmの場合，主板幅250mmでは0.93～0.94であるのに対し，主板幅500mmでは0.81～0.83，主板幅1000mmでは0.74～0.77であり，主板幅の疲労強度への影響が大きいことを確認した．

6) 疲労試験結果及び4)に述べた疲労き裂進展解析結果より，主板幅やガセット長さが同一の継手であれば，主板厚の増加による疲労強度の低下はみられず，これは主板貫通までのき裂進展寿命の増加によることを確認した．

参考文献

1) 日本道路協会：鋼道路橋の疲労設計指針, 2002.
2) 日本道路協会：道路橋示方書・同解説 II 鋼橋・鋼部材編, 2017.
3) 日本鋼構造協会：鋼構造物の疲労設計指針・同解説（2012 年改訂版），技報堂出版, 2012.
4) 穴見健吾，合田雄亮，内田大介，平山繁幸，判治剛：面外ガセット溶接継手の疲労強度の寸法効果に関する一考察，構造工学論文集， Vol. 60A, pp. 651-660, 2014.
5) 例えば，建設省土木研究所編：建設省制定 土木構造物標準設計，第 23～27 巻，全日本建設技術協会 1994.
6) 下川浩資，竹名興英，伊藤文夫，三木千寿：800MPa 級鋼材の大型ガセット継手の疲労強度，構造工学論文集, Vol. 33A, pp. 429-437, 1987.
7) Fisher, J. W., Barthelemy, B. M., Mertz, D. R. and Edinger, J. A.: Fatigue behavior of full scale welded bridge attachments, *NCHRP* 12-15(3), 1980.
8) Smith, I. F. C. and Gurney, T. R.: Changes in the fatigue life of plates with attachments due to geometrical effects, *Welding Journal*, Vol. 65(9) pp. 244-250, 1986.
9) 穴見健吾，三木千寿：溶接継手部の疲労強度の寸法効果に関する研究，鋼構造論文集，第 4 巻，第 14 号, pp. 9-17, 1997.
10) 竹名興英，川上博道，伊藤文夫，三木千寿：ウェブガセット溶接継手の応力解析と疲労寿命予測， 土木学会論文集, No. 392/I-9, pp. 345-350, 1988.
11) Castiglioni, C. A. and Gianola, P.: Parametric analysis of weld toe stress concentration in longitudinal attachments, *Welding International*, Vol.6(4), pp. 278-286, 1992.
12) 岡田哲男，山本規雄，毛利雅志：疲労強度に及ぼす板厚効果に関する研究と規則へのフィードバック， 特集－船舶用鉄鋼材料に関する技術動向， 日本船舶海洋工学会誌，第 60 号, pp. 27-37, 2015.
13) Ono, Y., Baptista, C., Kinoshita, K., Yildirim, H. C. and Nussbaumer, A.: A reanalysis of fatigue test data for longitudinal welded gusset joints in as-welded and high frequency mechanical impact (HFMI) - treated state, *International Journal of Fatigue*, Vol. 149, 106167, 2021.
14) 舘石和雄，慶甲秀，町田文孝，三木千寿：高張力鋼すみ肉溶接継手部の疲労強度の溶接材料依存性， 土木学会論文集, No. 543/I-36, pp. 133-140, 1996.
15) JIS Z 3103，アーク溶接継手の片振り引張疲れ試験方法, 1987.
16) 八木順吉，町田進，冨田康光，的場正明，征矢勇夫：溶接まま継手の疲労強度に及ぼす板厚効果とその影響因子， 日本造船学会論文集，第 169 号, pp. 289-299, 1991.
17) 日本鋼構造協会：鋼構造物の疲労設計指針・同解説，技報堂出版, 1993.
18) Albrecht, P. and Yamada, K.: Rapid Calculation of Stress Intensity Factors, *Journal of the Structural Division*, Vol. 103, No. 2, pp. 377-389, 1977.
19) 岡村弘之：線形破壊力学入門，培風館, 1976.
20) 倉林拓矢，村越潤，木ノ本剛，澤田守，大西達也：面外ガセット溶接継手の疲労き裂に対するき裂進展解析手法の適用性に関する一考察，構造工学論文集， Vol. 69A, pp. 547-557, 2023.

第6章 結論

本研究では，実橋に近い寸法諸元の面外ガセット溶接継手の疲労試験に対して，JSSC 解析手法によるき裂進展解析を実施し，疲労試験結果との比較分析を通じて，同手法による推定精度について評価した．また，試験値と解析値の差異について考察し，その誤差要因を考慮した簡易的な補正係数を提案し，JSSC 解析手法の推定精度について考察を行った．さらに，進展初期のき裂形状比を踏まえた疲労き裂進展解析を実施し，継手の主な寸法諸元が疲労強度に及ぼす影響を試算し，継手の寸法効果について考察を行った．再掲となるが，以下に**第 4 章**，**第 5 章**で得られた主な結果をまとめる．

(1) 第 4 章 面外ガセット溶接継手の疲労き裂に対するき裂進展解析手法の適用性の検討

1) 半楕円き裂の進展挙動に関して，初期単一き裂からき裂深さ $0.5t$（t：主板厚）までの進展回数についての試験値と解析値の比率（解析値/試験値）の平均値，標準偏差はそれぞれ，き裂深さ方向では 0.50, 0.14，表面き裂長さ方向では 0.67, 0.36 であり，解析値は試験値より進展回数が短く，JSSC 解析手法は安全側の評価結果を与えた．
2) 半楕円き裂の形状比 a/b の変化に関して，初期単一き裂からき裂深さ $0.5t$（t：主板厚）までの試験値と解析値の比率（試験値/解析値）の平均値，標準偏差はそれぞれ 0.97, 0.12 であり，JSSC 解析手法は良好な評価結果を与えた．
3) 板厚貫通き裂の進展挙動に関して，表面き裂長さに対する載荷回数の試験値と解析値の比率（解析値/試験値）の平均値，標準偏差はそれぞれ 1.02, 0.14 であり，半楕円き裂の場合と比較して，JSSC 解析手法は良好な評価結果を与えた．
4) 半楕円き裂の深さ方向に関して，JSSC 解析手法（重ね合わせの原理に基づく方法）により計算した応力拡大係数（K 値）と変位外挿法による K 値の比較分析を行った結果，JSSC 解析手法による K 値は，FEM 解析による K 値に対して 1.1~1.2 倍程度大きく評価する結果となった．
5) JSSC 解析手法による K 値は，試験値に対しては 1.0~1.8 倍程度過大評価する結果となった．また，K 値比率（JSSC 解析手法/試験値）の下限側の値は 1.0~1.2 程度であり，これは 3)で述べた JSSC 解析手法と FEM 解析による K 値の比率（JSSC 解析手法/FEM 解析）と概ね近い値であった．すなわち，進展速度の試験値と解析値の差異については，主に K 値の算出方法の仮定（重ね合わせの原理に基づく補正係数 F_g）が影響しているものと考えられる．
6) 疲労破面の型取りにより，深さ方向のき裂進展方向を測定した結果，初期のき裂進展角度は 20.9°～38.5°程度ガセット側に傾いて進展していくことを確認した．
7) K 値の算出方法やき裂進展方向の仮定の影響を考慮した補正係数を提案し，K 値の補正を行った結果，き裂深さが板厚半分に達するまでの進展回数は試験値の 0.78 倍程度であり，若干安全側の評価となるが，補正前と比較して進展速度の推定精度が向上する結果となっ

た．

8) き裂進展解析を用いた疲労寿命の推定にあたり，実用性の観点から初期き裂形状を表す a_0 と a_0/b_0 に着目したパラメトリック解析を実施した結果，a_0=0.2mm, a_0/b_0=0.1 または 0.25 の場合に，$N_{0.5t}$ の寿命比（解析値/試験値）のばらつきが相対的に小さく，かつ安全側の評価結果を与えた．

(2) 第 5 章 面外ガセット溶接継手における疲労強度の寸法効果に関する検討

1) 試験終了時の繰返し回数 N_f に関して，主板厚が同じでガセット長さが異なる（T9L2, T9L4,T9L8）場合，ガセット長さの増加に対して，既往研究での結果と同様に，溶接止端部の応力集中係数の増加により 200 万回疲労強度は低下する傾向にあることを確認した．また，ガセット長さが同じで主板厚・ガセット板厚が異なる（T9L4, T25L4, T40L4）場合，主板厚の増加に対して， 200 万回疲労強度は低下しないことを確認した．主板厚貫通時の繰返し回数の推定値 N_{te} に関しても，200 万回疲労強度の傾向は N_f と同様であった．
2) 溶接止端から 3mm 離れた位置のひずみゲージで計測されるひずみ範囲が 5%低下した繰返し回数をき裂発生時の繰返し回数 N_c として整理した場合，主板厚 25mm, 40mm における N_c の 20 万回疲労強度は主板厚 9mm と比較して小さく，N_f 及び N_{te} の傾向と異なることを確認した．
3) 試験体 T9L4, T9L8 では，試験終了時の繰返し回数 N_f に対する 200 万回疲労強度（平均値）に関して，既往の小型試験体を中心とした疲労試験データの分析事例での強度（平均値-2×標準偏差）と比較して低かった．特に，試験体 T9L8 の N_{te} に対する 200 万回疲労強度（平均値：53.1MPa）については，G 等級（200 万回疲労強度：50MPa）に近い値であった．
4) き裂進展初期のき裂形状比 a/b を 0.1 と一定とした条件での疲労き裂進展解析により，疲労試験におけるき裂の形状変化と疲労強度に対する寸法効果の傾向を概ね再現できること，主板厚貫通時の繰返し回数 N_{te} の解析値は疲労試験結果に基づく推定値に対して安全側の結果を与えることを確認した．
5) ガセット長さをパラメータとした疲労き裂進展解析により，主板幅250mmの疲労試験体T25L4の200万回疲労強度を基準とした場合の疲労強度比は，ガセット長さ800mm以上で，主板厚とガセット板厚が同厚で9mm，25mmの場合，主板幅250mmでは0.93～0.94であるのに対し，主板幅500mmでは0.81～0.83，主板幅1000mmでは0.74～0.77であり，主板幅の疲労強度への影響が大きいことを確認した．
6) 疲労試験結果及び4)に述べた疲労き裂進展解析結果より，主板幅やガセット長さが同一の継手であれば，主板厚の増加による疲労強度の低下はみられず，これは主板貫通までのき裂進展寿命の増加によることを確認した．

付属資料

付属資料

付表-1　ビーチマーク試験によるき裂の計測結果

試験体名	溶接部位置	き裂発生	初期き裂	初期単一き裂	深さ a[mm]	幅 b[mm]	幅 $2b$[mm]	板厚 t[mm]	板厚比 a/t	き裂形状比 a/b
T9L2-80-1	4 側	両側	○		0.30			9.0	0.03	
T9L2-80-1	4 側	両側			0.50			9.0	0.06	
T9L2-80-1	4 側	両側			0.80			9.0	0.09	
T9L2-80-1	4 側	両側			1.00			9.0	0.11	
T9L2-80-1	4 側	両側			1.15			9.0	0.13	
T9L2-80-1	4 側	両側			1.50			9.0	0.17	
T9L2-80-1	4 側	両側			1.70			9.0	0.19	
T9L2-80-1	4 側	両側			2.00			9.0	0.22	
T9L2-80-1	4 側	両側			2.40			9.0	0.27	
T9L2-80-1	4 側	両側		○	2.60	7.45	14.90	9.0	0.29	0.35
T9L2-80-1	4 側	両側			3.20	7.60	15.20	9.0	0.36	0.42
T9L2-80-1	4 側	両側			3.50	7.95	15.90	9.0	0.39	0.44
T9L2-80-1	4 側	両側			4.20	8.20	16.40	9.0	0.47	0.51
T9L2-80-1	4 側	両側			5.20	8.60	17.20	9.0	0.58	0.60
T9L2-80-1	4 側	両側			5.70	10.30	20.60	9.0	0.63	0.55
T9L2-80-1	4 側	両側				12.90	25.80	9.0		
T9L2-80-1	4 側	両側				15.40	30.80	9.0		
T9L2-80-1	4 側	両側				19.75	39.50	9.0		
T9L2-80-1	4 側	両側				25.60	51.20	9.0		
T9L2-80-1	4 側	両側			9.00	34.60	69.20	9.0	1.00	
T9L2-80-1	4 側	両側			9.00	54.50	109.00	9.0	1.00	
T9L2-80-3	4 側	両側	○		0.34			9.0	0.04	
T9L2-80-3	4 側	両側			0.61			9.0	0.07	
T9L2-80-3	4 側	両側			0.95			9.0	0.11	
T9L2-80-3	4 側	両側			1.24			9.0	0.14	
T9L2-80-3	4 側	両側			1.66			9.0	0.18	
T9L2-80-3	4 側	両側			2.07			9.0	0.23	
T9L2-80-3	4 側	両側		○	2.56	8.05	16.10	9.0	0.28	0.32
T9L2-80-3	4 側	両側			3.05	8.55	17.10	9.0	0.34	0.36
T9L2-80-3	4 側	両側			3.59	9.00	18.00	9.0	0.40	0.40

試験体名	溶接部位置	き裂発生	初期き裂	初期単一き裂	深さ a[mm]	幅 b[mm]	幅 $2b$[mm]	板厚 t[mm]	板厚比 a/t	き裂形状比 a/b
T9L2-80-3	4 側	両側			4.10	9.40	18.80	9.0	0.46	0.44
T9L2-80-3	4 側	両側			4.71	9.95	19.90	9.0	0.52	0.47
T9L2-80-3	4 側	両側			5.49	10.60	21.20	9.0	0.61	0.52
T9L2-65-2	3 側	片側	○		0.70	2.50	5.00	9.0	0.08	0.28
T9L2-65-2	3 側	片側		○	1.10	4.10	8.20	9.0	0.12	0.27
T9L2-65-2	3 側	片側			1.80	6.20	12.40	9.0	0.20	0.29
T9L2-65-2	3 側	片側			2.50	6.60	13.20	9.0	0.28	0.38
T9L2-65-2	3 側	片側			3.10	7.20	14.40	9.0	0.34	0.43
T9L2-65-2	3 側	片側			4.00	8.00	16.00	9.0	0.44	0.50
T9L2-65-2	3 側	片側			5.00	9.10	18.20	9.0	0.56	0.55
T9L2-65-2	3 側	片側			6.10	10.40	20.80	9.0	0.68	0.59
T9L2-65-2	3 側	片側			8.00	12.50	25.00	9.0	0.89	0.64
T9L2-50-1	2 側	両側	○		1.09			9.0	0.12	
T9L2-50-1	2 側	両側			1.24			9.0	0.14	
T9L2-50-1	2 側	両側			1.42			9.0	0.16	
T9L2-50-1	2 側	両側			1.68			9.0	0.19	
T9L2-50-1	2 側	両側			2.08			9.0	0.23	
T9L2-50-1	2 側	両側			2.41			9.0	0.27	
T9L2-50-1	2 側	両側			2.68			9.0	0.30	
T9L2-50-1	2 側	両側			3.01			9.0	0.33	
T9L2-50-1	2 側	両側			3.36			9.0	0.37	
T9L2-50-1	2 側	両側		○	3.84	7.88	15.76	9.0	0.43	0.49
T9L2-50-1	2 側	両側			4.33	8.81	17.62	9.0	0.48	0.49
T9L2-50-1	2 側	両側			4.94	9.13	18.27	9.0	0.55	0.54
T9L2-50-1	2 側	両側			5.30	9.70	19.40	9.0	0.59	0.55
T9L2-50-1	2 側	両側			6.16	10.22	20.43	9.0	0.68	0.60
T9L2-50-1	2 側	両側			6.62	11.44	22.89	9.0	0.74	0.58
T9L2-50-1	2 側	両側			7.00	13.20	26.40	9.0	0.78	0.53
T9L2-50-1	2 側	両側				15.10	30.20	9.0		
T9L2-50-1	2 側	両側				17.55	35.10	9.0		
T9L2-50-1	2 側	両側			9.00	21.00	42.00	9.0	1.00	
T9L2-50-1	2 側	両側			9.00	25.50	51.00	9.0	1.00	
T9L2-50-1	2 側	両側			9.00	32.30	64.60	9.0	1.00	

試験体名	溶接部位置	き裂発生	初期き裂	初期単一き裂	深さ a[mm]	幅 b[mm]	幅 $2b$[mm]	板厚 t[mm]	板厚比 a/t	き裂形状比 a/b
T9L2-50-1	2 側	両側			9.00	42.25	84.50	9.0	1.00	
T9L2-50-1	2 側	両側			9.00	64.10	128.20	9.0	1.00	
T9L4-80-1	2 側	片側	○	○	0.70	6.20	12.40	9.0	0.08	0.11
T9L4-80-1	2 側	片側			1.80	7.95	15.90	9.0	0.20	0.23
T9L4-80-1	2 側	片側			3.00	8.60	17.20	9.0	0.33	0.35
T9L4-80-1	2 側	片側			5.00	10.25	20.50	9.0	0.56	0.49
T9L4-80-1	2 側	片側			8.00	13.40	26.80	9.0	0.89	0.60
T9L4-80-1	4 側	片側	○	○	0.69	7.22	14.43	9.0	0.08	0.10
T9L4-80-1	4 側	片側			1.45	7.83	15.66	9.0	0.16	0.18
T9L4-80-1	4 側	片側			2.55	8.92	17.84	9.0	0.28	0.29
T9L4-80-1	4 側	片側			4.46	9.69	19.38	9.0	0.50	0.46
T9L4-80-1	4 側	片側			7.15	11.75	23.50	9.0	0.79	0.61
T9L4-65-1	2 側	片側	○	○	0.70	5.85	11.70	9.0	0.08	0.12
T9L4-65-1	2 側	片側			1.40	6.70	13.40	9.0	0.16	0.21
T9L4-65-1	2 側	片側			2.30	7.25	14.50	9.0	0.26	0.32
T9L4-65-1	2 側	片側			4.50	8.25	16.50	9.0	0.50	0.55
T9L4-65-1	2 側	片側			6.00	9.45	18.90	9.0	0.67	0.63
T9L4-65-1	2 側	片側			8.50	11.20	22.40	9.0	0.94	0.76
T9L4-65-1	4 側	両側	○	○	1.79	5.73	11.47	9.0	0.20	0.31
T9L4-65-1	4 側	両側			2.83	6.56	13.12	9.0	0.31	0.43
T9L4-65-1	4 側	両側			3.87	7.29	14.58	9.0	0.43	0.53
T9L4-65-1	4 側	両側			5.33	8.84	17.69	9.0	0.59	0.60
T9L4-50-1	4 側	片側	○		0.28			9.0	0.03	
T9L4-50-1	4 側	片側			0.55			9.0	0.06	
T9L4-50-1	4 側	片側		○	0.84	3.90	7.80	9.0	0.09	0.22
T9L4-50-1	4 側	片側			1.34	4.85	9.70	9.0	0.15	0.28
T9L4-50-1	4 側	片側			1.72	5.30	10.60	9.0	0.19	0.33
T9L4-50-1	4 側	片側			2.23	6.00	12.00	9.0	0.25	0.37
T9L4-50-1	4 側	片側			2.81	6.45	12.90	9.0	0.31	0.44
T9L4-50-1	4 側	片側			3.41	7.10	14.20	9.0	0.38	0.48
T9L4-50-1	4 側	片側			4.04	7.75	15.50	9.0	0.45	0.52
T9L4-50-1	4 側	片側			4.75	8.55	17.10	9.0	0.53	0.56
T9L4-50-1	4 側	片側			5.68	9.55	19.10	9.0	0.63	0.59

試験体名	溶接部位置	き裂発生	初期き裂	初期単一き裂	深さ a[mm]	幅 b[mm]	幅 $2b$[mm]	板厚 t[mm]	板厚比 a/t	き裂形状比 a/b
T9L4-50-1	4 側	片側			6.79	10.75	21.50	9.0	0.75	0.63
T9L4-50-1	4 側	片側			8.37	12.35	24.70	9.0	0.93	0.68
T9L4-50-1	4 側	片側				14.50	29.00	9.0		
T9L4-50-1	4 側	片側				18.50	37.00	9.0		
T9L4-50-1	4 側	片側				25.00	50.00	9.0		
T9L4-50-1	4 側	片側				35.00	70.00	9.0		
T9L4-50-1	4 側	片側				54.25	108.50	9.0		
T9L4-80-3	1 側	両側	○		0.32			9.0	0.04	
T9L4-80-3	1 側	両側	○		0.30			9.0	0.03	
T9L4-80-3	1 側	両側			1.57	4.34	8.68	9.0	0.17	0.36
T9L4-80-3	1 側	両側			2.39	5.70	11.39	9.0	0.27	0.42
T9L4-80-3	2 側	両側	○		0.43	1.61	3.23	9.0	0.05	0.27
T9L4-80-3	2 側	両側		○	1.03	3.84	7.69	9.0	0.11	0.27
T9L4-80-3	2 側	両側			1.82	5.43	10.87	9.0	0.20	0.33
T9L4-80-3	2 側	両側			2.83	6.53	13.07	9.0	0.31	0.43
T9L4-80-3	2 側	両側			4.33	7.44	14.88	9.0	0.48	0.58
T9L8-80-1	3 側	両側	○	○	0.46	3.76	7.53	9.0	0.05	0.12
T9L8-80-1	3 側	両側			1.23	5.77	11.55	9.0	0.14	0.21
T9L8-80-1	3 側	両側			2.21	6.79	13.58	9.0	0.25	0.33
T9L8-80-1	3 側	両側			3.47	8.23	16.46	9.0	0.39	0.42
T9L8-80-3	1 側	両側	○	○	1.11	4.26	8.53	9.0	0.12	0.26
T9L8-80-3	1 側	両側			1.75	4.95	9.89	9.0	0.19	0.35
T9L8-80-3	1 側	両側			2.70	5.92	11.85	9.0	0.30	0.46
T9L8-80-3	1 側	両側			4.36	7.51	15.02	9.0	0.48	0.58
T9L8-65-1	1 側	片側	○	○	0.66	4.25	8.50	9.0	0.07	0.16
T9L8-65-1	1 側	片側			1.46	5.00	10.00	9.0	0.16	0.29
T9L8-65-1	1 側	片側			2.55	7.05	14.10	9.0	0.28	0.36
T9L8-65-1	1 側	片側			3.83	8.20	16.40	9.0	0.43	0.47
T9L8-65-1	1 側	片側			5.50	9.50	19.00	9.0	0.61	0.58
T9L8-65-1	3 側	片側	○	○	1.29	5.43	10.86	9.0	0.14	0.24
T9L8-65-1	3 側	片側			2.24	6.48	12.97	9.0	0.25	0.35
T9L8-65-1	3 側	片側			3.44	7.52	15.04	9.0	0.38	0.46
T9L8-65-1	3 側	片側			4.88	8.69	17.37	9.0	0.54	0.56

試験体名	溶接部位置	き裂発生	初期き裂	初期単一き裂	深さ a[mm]	幅 b[mm]	幅 $2b$[mm]	板厚 t[mm]	板厚比 a/t	き裂形状比 a/b
T9L8-65-1	3 側	片側			6.97	10.63	21.27	9.0	0.77	0.66
T9L8-50-1	1 側	両側	○		0.32			9.0	0.04	
T9L8-50-1	1 側	両側			0.54			9.0	0.06	
T9L8-50-1	1 側	両側			0.79			9.0	0.09	
T9L8-50-1	1 側	両側		○	1.06	4.27	8.55	9.0	0.12	0.25
T9L8-50-1	1 側	両側			1.33	4.86	9.71	9.0	0.15	0.27
T9L8-50-1	1 側	両側			1.65	5.39	10.78	9.0	0.18	0.31
T9L8-50-1	1 側	両側			2.08	5.90	11.80	9.0	0.23	0.35
T9L8-50-1	1 側	両側			2.53	6.25	12.49	9.0	0.28	0.41
T9L8-50-1	1 側	両側			3.00	6.67	13.35	9.0	0.33	0.45
T9L8-50-1	1 側	両側			3.47	7.11	14.23	9.0	0.39	0.49
T9L8-50-1	1 側	両側			4.08	7.64	15.29	9.0	0.45	0.53
T9L8-50-1	1 側	両側				8.46	16.93	9.0		
T9L8-50-1	1 側	両側				9.79	19.58	9.0		
T25L4-80-1	3 側	両側	○	○	1.60	14.50	29.00	25.0	0.06	0.11
T25L4-80-1	3 側	両側			3.30	17.90	35.80	25.0	0.13	0.18
T25L4-80-1	3 側	両側			5.50	19.50	39.00	25.0	0.22	0.28
T25L4-80-1	3 側	両側			8.20	21.30	42.60	25.0	0.33	0.38
T25L4-80-1	4 側	両側	○	○	2.00	16.35	32.70	25.0	0.08	0.12
T25L4-80-1	4 側	両側			4.30	19.30	38.60	25.0	0.17	0.22
T25L4-80-1	4 側	両側			7.80	20.80	41.60	25.0	0.31	0.38
T25L4-80-1	4 側	両側			13.00	24.10	48.20	25.0	0.52	0.54
T25L4-80-2	3 側	両側	○		0.90	1.95	3.90	25.0	0.04	0.46
T25L4-80-2	3 側	両側	○		0.30	1.00	2.00	25.0	0.01	0.30
T25L4-80-2	3 側	両側	○		0.40	1.30	2.60	25.0	0.02	0.31
T25L4-80-2	3 側	両側	○		0.40	1.05	2.10	25.0	0.02	0.38
T25L4-80-2	3 側	両側	○		0.40	3.85	7.70	25.0	0.02	0.10
T25L4-80-2	3 側	両側		○	1.60	17.15	34.30	25.0	0.06	0.09
T25L4-80-2	3 側	両側			2.60	17.90	35.80	25.0	0.10	0.15
T25L4-80-2	3 側	両側			3.40	19.00	38.00	25.0	0.14	0.18
T25L4-80-2	3 側	両側			4.70	20.00	40.00	25.0	0.19	0.24
T25L4-80-2	3 側	両側			6.30	20.85	41.70	25.0	0.25	0.30
T25L4-80-2	4 側	両側	○	○	2.50	17.80	35.60	25.0	0.10	0.14

試験体名	溶接部位置	き裂発生	初期き裂	初期単一き裂	深さ a[mm]	幅 b[mm]	幅 $2b$[mm]	板厚 t[mm]	板厚比 a/t	き裂形状比 a/b
T25L4-80-2	4 側	両側			4.00	18.45	36.90	25.0	0.16	0.22
T25L4-80-2	4 側	両側			5.10	19.25	38.50	25.0	0.20	0.26
T25L4-80-2	4 側	両側			7.00	20.50	41.00	25.0	0.28	0.34
T25L4-80-2	4 側	両側			9.20	21.50	43.00	25.0	0.37	0.43
T25L4-80-2	4 側	両側			13.30	24.05	48.10	25.0	0.53	0.55
T25L4-65-3	2 側	両側	○	○	2.75	12.97	25.94	25.0	0.11	0.21
T25L4-65-3	2 側	両側			4.08	15.29	30.58	25.0	0.16	0.27
T25L4-65-3	2 側	両側			5.36	17.04	34.07	25.0	0.21	0.31
T25L4-65-3	2 側	両側			7.40	19.52	39.03	25.0	0.30	0.38
T25L4-65-3	2 側	両側			10.57			25.0	0.42	
T25L4-65-3	1 側	両側	○	○	1.17	13.85	27.70	25.0	0.05	0.08
T25L4-65-3	1 側	両側			2.34	15.45	30.90	25.0	0.09	0.15
T25L4-65-3	1 側	両側			3.44	17.70	35.40	25.0	0.14	0.19
T25L4-65-3	1 側	両側			4.90	18.35	36.70	25.0	0.20	0.27
T25L4-65-3	1 側	両側			6.22	19.90	39.80	25.0	0.25	0.31
T25L4-65-3	1 側	両側			7.75	20.55	41.10	25.0	0.31	0.38
T25L4-65-3	1 側	両側			9.73	21.40	42.80	25.0	0.39	0.45
T25L4-65-3	1 側	両側			13.24	24.00	48.00	25.0	0.53	0.55
T25L4-50-1	3 側	両側	○		0.81	3.00	6.00	25.0	0.03	0.27
T25L4-50-1	3 側	両側	○		0.59	2.07	4.13	25.0	0.02	0.29
T25L4-50-1	3 側	両側			1.38	4.08	8.16	25.0	0.06	0.34
T25L4-50-1	3 側	両側			1.06	3.14	6.27	25.0	0.04	0.34
T25L4-50-1	3 側	両側		○	1.91	12.14	24.28	25.0	0.08	0.16
T25L4-50-1	3 側	両側			2.58			25.0	0.10	
T25L4-50-1	3 側	両側			2.95			25.0	0.12	
T25L4-50-1	3 側	両側			3.41			25.0	0.14	
T25L4-50-1	3 側	両側			7.62	19.25	38.50	25.0	0.30	0.40
T25L4-50-1	3 側	両側			8.15	19.95	39.90	25.0	0.33	0.41
T25L4-50-1	3 側	両側			9.09	20.66	41.33	25.0	0.36	0.44
T25L4-50-1	3 側	両側			9.85	21.49	42.98	25.0	0.39	0.46
T25L4-50-1	3 側	両側			10.72	22.41	44.82	25.0	0.43	0.48
T25L4-50-1	3 側	両側			11.80	23.21	46.41	25.0	0.47	0.51
T25L4-50-1	3 側	両側			13.12	24.37	48.73	25.0	0.52	0.54

試験体名	溶接部位置	き裂発生	初期き裂	初期単一き裂	深さ a[mm]	幅 b[mm]	幅 $2b$[mm]	板厚 t[mm]	板厚比 a/t	き裂形状比 a/b
T25L4-50-1	3 側	両側			14.43	25.70	51.40	25.0	0.58	0.56
T25L4-50-1	3 側	両側			16.01	27.00	54.00	25.0	0.64	0.59
T25L4-50-1	3 側	両側			17.54	29.50	59.00	25.0	0.70	0.59
T25L4-50-1	3 側	両側				31.50	63.00	25.0		
T25L4-50-1	3 側	両側				34.50	69.00	25.0		
T25L4-50-1	3 側	両側				38.25	76.50	25.0		
T25L4-50-1	3 側	両側				43.25	86.50	25.0		
T25L4-50-1	3 側	両側				52.25	104.50	25.0		
T25L4-50-1	3 側	両側				74.25	148.50	25.0		
T40L4-80-1	1 側	両側	○		0.90	3.50	7.00	40.0	0.02	0.26
T40L4-80-1	1 側	両側	○		0.50	2.10	4.20	40.0	0.01	0.24
T40L4-80-1	1 側	両側	○		0.80	5.15	10.30	40.0	0.02	0.16
T40L4-80-1	1 側	両側		○	2.10	17.45	34.90	40.0	0.05	0.12
T40L4-80-1	1 側	両側			3.30	18.30	36.60	40.0	0.08	0.18
T40L4-80-1	1 側	両側			5.00	18.95	37.90	40.0	0.13	0.26
T40L4-80-1	1 側	両側			6.50	19.55	39.10	40.0	0.16	0.33
T40L4-80-1	1 側	両側			8.50	22.00	44.00	40.0	0.21	0.39
T40L4-80-1	1 側	両側			11.00	23.45	46.90	40.0	0.28	0.47
T40L4-80-1	1 側	両側			14.00	25.55	51.10	40.0	0.35	0.55
T40L4-80-1	2 側	両側	○		0.50	1.25	2.50	40.0	0.01	0.40
T40L4-80-1	2 側	両側	○		0.70	5.85	11.70	40.0	0.02	0.12
T40L4-80-1	2 側	両側	○		0.80	4.60	9.20	40.0	0.02	0.17
T40L4-80-1	2 側	両側		○	2.70	16.65	33.30	40.0	0.07	0.16
T40L4-80-1	2 側	両側			4.00	18.65	37.30	40.0	0.10	0.21
T40L4-80-1	2 側	両側			5.90	20.05	40.10	40.0	0.15	0.29
T40L4-80-1	2 側	両側			7.70	20.45	40.90	40.0	0.19	0.38
T40L4-80-1	2 側	両側			9.80	21.15	42.30	40.0	0.25	0.46
T40L4-80-1	2 側	両側			12.00	22.00	44.00	40.0	0.30	0.55
T40L4-80-1	2 側	両側			14.80	23.20	46.40	40.0	0.37	0.64
T40L4-65-1	3 側	両側	○		0.50	3.35	6.70	40.0	0.01	0.15
T40L4-65-1	3 側	両側	○		0.50	4.00	8.00	40.0	0.01	0.13
T40L4-65-1	3 側	両側		○	1.30	12.50	25.00	40.0	0.03	0.10
T40L4-65-1	3 側	両側			2.50	14.15	28.30	40.0	0.06	0.18

試験体名	溶接部位置	き裂発生	初期き裂	初期単一き裂	深さ a[mm]	幅 b[mm]	幅 $2b$[mm]	板厚 t[mm]	板厚比 a/t	き裂形状比 a/b
T40L4-65-1	3 側	両側			3.00	15.80	31.60	40.0	0.08	0.19
T40L4-65-1	3 側	両側			4.00	18.00	36.00	40.0	0.10	0.22
T40L4-65-1	3 側	両側			5.10	18.70	37.40	40.0	0.13	0.27
T40L4-65-1	3 側	両側			6.00	19.75	39.50	40.0	0.15	0.30
T40L4-65-1	3 側	両側			7.00	20.75	41.50	40.0	0.18	0.34
T40L4-65-1	3 側	両側			8.00	21.45	42.90	40.0	0.20	0.37
T40L4-65-1	3 側	両側			9.10	21.90	43.80	40.0	0.23	0.42
T40L4-65-1	3 側	両側			10.80	23.45	46.90	40.0	0.27	0.46
T40L4-65-1	3 側	両側			12.00	24.20	48.40	40.0	0.30	0.50
T40L4-65-1	3 側	両側			13.50	25.20	50.40	40.0	0.34	0.54
T40L4-65-1	3 側	両側			15.00	26.30	52.60	40.0	0.38	0.57
T40L4-65-1	3 側	両側			18.00	27.40	54.80	40.0	0.45	0.66
T40L4-65-1	4 側	両側	○		0.91	2.87	5.74	40.0	0.02	0.32
T40L4-65-1	4 側	両側	○		0.67	2.50	5.00	40.0	0.02	0.27
T40L4-65-1	4 側	両側	○		0.63	1.70	3.41	40.0	0.02	0.37
T40L4-65-1	4 側	両側	○		0.70	3.24	6.49	40.0	0.02	0.22
T40L4-65-1	4 側	両側		○	1.70	16.10	32.20	40.0	0.04	0.11
T40L4-65-1	4 側	両側			2.49	17.00	34.00	40.0	0.06	0.15
T40L4-65-1	4 側	両側			3.64	19.03	38.05	40.0	0.09	0.19
T40L4-65-1	4 側	両側			4.99			40.0	0.12	
T40L4-65-1	4 側	両側			6.13			40.0	0.15	
T40L4-65-1	4 側	両側			7.33	22.12	44.24	40.0	0.18	0.33
T40L4-65-1	4 側	両側			8.73			40.0	0.22	
T40L4-65-1	4 側	両側			10.07			40.0	0.25	
T40L4-65-1	4 側	両側			11.57			40.0	0.29	
T40L4-65-1	4 側	両側			13.22			40.0	0.33	
T40L4-65-1	4 側	両側			14.91	25.34	50.67	40.0	0.37	0.59
T40L4-65-1	4 側	両側			16.96	26.36	52.72	40.0	0.42	0.64
T40L4-65-1	4 側	両側			19.60	28.50	57.01	40.0	0.49	0.69
T40L4-50-2	1 側	両側	○		0.59			40.0	0.01	
T40L4-50-2	1 側	両側			1.33	3.55	7.10	40.0	0.03	0.37
T40L4-50-2	1 側	両側			0.95	3.19	6.38	40.0	0.02	0.30
T40L4-50-2	1 側	両側		○	1.66	11.86	23.72	40.0	0.04	0.14

試験体名	溶接部位置	き裂発生	初期き裂	初期単一き裂	深さ a[mm]	幅 b[mm]	幅 $2b$[mm]	板厚 t[mm]	板厚比 a/t	き裂形状比 a/b
T40L4-50-2	1 側	両側			2.24	13.10	26.20	40.0	0.06	0.17
T40L4-50-2	1 側	両側			2.74	16.13	32.25	40.0	0.07	0.17
T40L4-50-2	1 側	両側			3.17	16.84	33.67	40.0	0.08	0.19
T40L4-50-2	1 側	両側			3.81	17.93	35.86	40.0	0.10	0.21
T40L4-50-2	1 側	両側			4.53	18.83	37.67	40.0	0.11	0.24
T40L4-50-2	1 側	両側			5.13	19.60	39.19	40.0	0.13	0.26
T40L4-50-2	1 側	両側			5.77	20.60	41.20	40.0	0.14	0.28
T40L4-50-2	1 側	両側			6.53	21.29	42.58	40.0	0.16	0.31
T40L4-50-2	1 側	両側			7.08	21.90	43.81	40.0	0.18	0.32
T40L4-50-2	1 側	両側			7.75	22.44	44.87	40.0	0.19	0.35
T40L4-50-2	1 側	両側			11.49	24.92	49.85	40.0	0.29	0.46
T40L4-50-2	1 側	両側			16.25	28.93	57.85	40.0	0.41	0.56
T40L4-50-2	1 側	両側			21.75	33.78	67.56	40.0	0.54	0.64
T40L4-50-2	1 側	両側			24.56	35.60	71.19	40.0	0.61	0.69
T40L4-50-2	1 側	両側			26.50	34.75	69.50	40.0	0.66	0.76
T40L4-50-2	1 側	両側			40.00	37.50	75.00	40.0	1.00	
T40L4-50-2	1 側	両側			40.00	39.25	78.50	40.0	1.00	
T40L4-50-2	1 側	両側			40.00	41.00	82.00	40.0	1.00	
T40L4-50-2	1 側	両側			40.00	47.25	94.50	40.0	1.00	
T40L4-50-2	1 側	両側			40.00	57.50	115.00	40.0	1.00	
T40L4-50-2	1 側	両側			40.00	81.00	162.00	40.0	1.00	
T40L4-50-2	2 側	両側	○		0.58	2.40	4.79	40.0	0.01	0.24
T40L4-50-2	2 側	両側			0.99	3.34	6.67	40.0	0.02	0.30
T40L4-50-2	2 側	両側			1.40	7.34	14.68	40.0	0.03	0.19
T40L4-50-2	2 側	両側			1.06	3.14	6.28	40.0	0.03	0.34
T40L4-50-2	2 側	両側		○	1.80	10.49	20.99	40.0	0.04	0.17
T40L4-50-2	2 側	両側			2.16	11.27	22.53	40.0	0.05	0.19

共同研究報告書
Cooperative Research Report of PWRI
No.597　April 2025

編集・発行 ©国立研究開発法人土木研究所

本資料の転載・複写の問い合わせは

国立研究開発法人土木研究所 企画部 業務課
〒305－8516 茨城県つくば市南原1－6 電話029－879－6754