

この事業は、モーターボート競走公益資金による
(財)日本船舶振興会の補助金を受けて実施したものである

第 202 研究部会

海洋構造物の疲労設計法及び 溶接部の品質に関する研究 報 告 書

平成 3 年 3 月

社 団 法 人
日 本 造 船 研 究 協 会

はしがき

本報告書は、日本船舶振興会補助事業として、日本造船研究協会第202研究部会において昭和61年度から平成2年度の5ヶ年計画で実施した「海洋構造物の疲労設計法および溶接部の品質に関する研究」の成果をとりまとめたものである。

第202研究部会委員名簿

(敬称略 順不動)

部会長	藤田 譲 (東京理科大学) (S.61~H.2)
副部会長	飯田國廣 (発電設備技術検査協会) (S.61) (芝浦工業大学) (S.62~H.2)
委員	町田 進 (東京大学) (S.61~H.2)
	八木順吉 (大阪大学) (S.61~H.2)
	富田康光 (大阪大学) (S.61~H.2)
	永井欣一 (広島大学) (S.61~S.63) (広島電機大学) (H.1~H.2)
辻 勇	(九州大学名誉教授) (H.2) (九州大学) (S.61~H.1)
	永元隆一 (三菱重工業) (S.61~S.63) (東海大学) (H.1~H.2)
的場正明	(三菱重工業) (S.61~H.1) (東京大学) (H.2)
井上聰	(船舶技術研究所) (S.61~H.2)
藤井英輔	(船舶技術研究所) (S.63~H.2)
荒井宏範	(日本海事協会) (S.61~H.2)
繩田卓生	(三菱重工業) (S.61~S.63)
矢島 浩	(三菱重工業) (S.61)
川喜哲郎	(三菱重工業) (S.62~H.2)
熊倉 靖	(石川島播磨重工業) (S.61~H.2)
飯野暢	(石川島播磨重工業) (S.61~H.2)
岡本耕一	(川崎重工業) (S.61~H.2)
西浦憲爾	(住友重機械工業) (S.62~H.2)
石川邦照	(日本鋼管) (S.63~H.2)
山本聰	(日本鋼管) (S.63~H.2)
渋田成人	(住友重機械工業) (S.61~H.1)
河原賢	(住友重機械工業) (S.61)
近藤謙	(日立造船) (S.61)
中島宏	(日立造船技術研究所) (S.62)
永井明	(日立造船技術研究所) (S.63)
堀徹	(日立造船) (H.1~H.2)

金 鋼 正 夫 (三 井 造 船) (S . 61~S . 62)
坪 井 東一郎 (三 井 造 船) (S . 63~H . 2)
沢 柳 政 弘 (三 井 造 船) (S . 61)
青 木 真 一 (川 崎 製 鉄) (S . 61~S . 62)
楠 原 祐 司 (川 崎 製 鉄) (S . 63~H . 2)
松 本 重 人 (川 崎 製 鉄) (S . 61~H . 2)
福 原 幸 雄 (神 戸 製 鋼 所) (S . 61)
高 嶋 修 喬 (神 戸 製 鋼 所) (S . 61~H . 1)
中 野 英 樹 (神 戸 製 鋼 所) (S . 62~H . 2)
清 水 真 人 (神 戸 製 鋼 所) (H . 2)
山 内 八 郎 (日 本 鋼 管) (S . 61)
小 野 木 宏 (日 本 鋼 管) (S . 61~S . 62)
杉 山 忠 男 (日 本 鋼 管) (S . 61)
浦 田 浩 夫 (日 本 鋼 管) (S . 61~H . 2)
下 田 達 也 (日 本 鋼 管) (S . 62~H . 2)
川 合 亜 之 (新 日 本 製 鐵) (S . 61~H . 2)
征 矢 勇 夫 (新 日 本 製 鐵) (S . 63~H . 2)
別 所 清 (住 友 金 属 工 業) (S . 61~H . 1)
渡 田 裕 一 (住 友 金 属 工 業) (H . 2)
外 山 和 男 (住 友 金 属 工 業) (S . 61~H . 2)
水 口 保 彦 (日 本 海 洋 掘 削) (S . 61~S . 62)
佐 々 木 博 通 (海 上 技 術 安 全 局) (S . 62~H . 1)
米 川 佳 宏 (海 上 技 術 安 全 局) (H . 2)
中 村 雅 洋 (日 本 海 洋 掘 削) (S . 63~H . 2)
角 木 国 雄 (サ ノ ヤ ス) (S . 61~H . 2)
中 村 浩 一 (尾 道 造 船) (S . 61~H . 2)
宇 都 宮 紀 (日 本 造 船 工 業 会) (S . 61~S . 63)
金 井 紀 (日 本 造 船 工 業 会) (H . 1~H . 2)
川 田 修 (日 本 ペ イ ン ト) (S . 61~H . 2)

幹 事 会 委 員 名 簿

(敬称略, 順不同)

主 委 永 元 隆 一 (三 菱 重 工 業) (S . 61~S . 63)
(東 海 大 学) (H . 1~H . 2)
鵜 田 卓 生 (三 菱 重 工 業) (S . 61~S . 63)
的 場 正 明 (三 菱 重 工 業) (S . 63~H . 1)
(東 京 大 学) (H . 2)
熊 倉 翔 (石 川 島 播 磨 重 工 業) (S . 61~H . 2)
岡 本 耕 一 (川 崎 重 工 業) (S . 61~H . 2)
渡 田 成 人 (住 友 重 機 械 工 業) (S . 61~H . 1)
西 浦 憲 翁 (住 友 重 機 械 工 業) (H . 1~H . 2)

山内八郎(日本鋼管) (S. 61~S. 62)
山本聰(日本鋼管) (S. 63~H. 2)
下田達也(日本鋼管) (S. 63~H. 2)
近藤謙(日立造船) (S. 61)
中島宏幸(日立造船技術研究所) (S. 62)
永井明(日立造船技術研究所) (S. 63)
堀徹(日立造船) (H. 1~H. 2)
金綱正夫(三井造船) (S. 61~S. 62)
坪井東一郎(三井造船) (S. 63~H. 2)
青木真一(川崎製鉄) (S. 61~S. 62)
楠原祐一(川崎製鉄) (S. 63~H. 2)
松本重人(川崎製鉄) (S. 63~H. 2)
川合亞之(新日本製鉄) (S. 61~H. 2)
征矢勇夫(新日本製鉄) (S. 63~H. 2)
別所清(住友金属工業) (S. 61~H. 1)
渡辺裕一(住友金属工業) (H. 2)
福原幸雄(神戸製鋼所) (S. 61)
中野英樹(神戸製鋼所) (S. 63~H. 2)

疲労設計法分科会委員名簿

(敬称略、順不同)

主査 八木順吉(大阪大学) (S. 61~H. 2)
副主査 町田進(東京大学) (S. 61~H. 2)
 永元隆一(三菱重工業) (S. 61~S. 63)
 (東海大学) (H. 1~H. 2)
 富田康光(大阪大学) (S. 61~H. 2)
 的場正明(三菱重工業) (S. 61~H. 1)
 (東京大学) (H. 2)
 藤井英輔(船舶技術研究所) (S. 63~H. 2)
 松岡一祥(船舶技術研究所) (S. 63~H. 2)
 荒井宏範(日本海事協会) (S. 61~H. 2)
 銚田卓生(三菱重工業) (S. 61~S. 63)
 小島清孝(石川島播磨重工業) (S. 61)
 飯野暢(石川島播磨重工業) (S. 61~H. 2)
 渋田成人(住友重機械工業) (S. 61~H. 2)
 西浦憲爾(住友重機械工業) (H. 1~H. 2)
 石川邦照(日本鋼管) (S. 62~H. 2)
 岡本耕一(川崎重工業) (S. 61~S. 62)
 杉本広憲(川崎重工業) (S. 63~H. 2)
 松石正克(日立造船) (S. 61)
 岡本太郎(日立造船技術研究所) (S. 62)

堀 徹 (日立造船) (S. 63~H. 2)
 小野木 宏 (日本鋼管) (S. 61)
 鳥海 誠 (日本鋼管) (S. 61~S. 62)
 森川 正夫 (日本鋼管) (S. 63~H. 2)
 浦辺 浪夫 (日本鋼管) (S. 62~H. 1)
 塚井 東一郎 (三井造船) (S. 61~S. 62)
 福岡 哲二 (三井造船) (S. 61~H. 2)
 松本 重人 (川崎製鉄) (S. 61~H. 2)
 青木 真一 (川崎製鉄) (S. 62)
 楠原 祐司 (川崎製鉄) (S. 63~H. 2)
 征矢 勇夫 (新日本製鉄) (S. 61~H. 2)
 外山 和男 (住友金属工業) (S. 61~H. 2)
 高嶋 修嗣 (神戸製鋼所) (S. 61~H. 1)
 清水 真人 (神戸製鋼所) (H. 2)

工作法分科会委員名簿

(敬称略、順不同)

主　　査	藤田 譲 (東京理科大学) (S. 61~S. 63)
	辻 勇 (九州大学) (H. 1~H. 2)
副　　査	辻 勇 (九州大学) (S. 61~S. 63)
	野本 敏治 (東京大学) (H. 1~H. 2)
委　　員	藤田 譲 (東京理科大学) (H. 1~H. 2)
	野本 敏治 (東京大学) (S. 61~S. 63)
	永元 隆一 (三菱重工業) (S. 61~S. 63) (東海大学) (H. 1~H. 2)
	豊貞 雅宏 (九州大学) (H. 1~H. 2)
	藤井 英輔 (船舶技術研究所) (S. 63~H. 2)
	松岡 一祥 (船舶技術研究所) (S. 63~H. 2)
	荒井 宏範 (日本海事協会) (S. 61~H. 2)
	熊倉 靖 (石川島播磨重工業) (S. 61~H. 2)
	矢島 浩 (三菱重工業) (S. 61)
	川寄 哲郎 (三菱重工業) (S. 62~H. 2)
	後川 理 (石川島播磨重工業) (S. 61~H. 2)
	小野塚 正一 (石川島播磨重工業) (S. 61~H. 2)
	須沢 良一 (川崎重工業) (S. 61~H. 2)
	河原 賢 (住友重機械工業) (S. 61)
	齊藤 政男 (住友重機械工業) (S. 62~S. 63)
	東田 喜輔 (住友重機械工業) (H. 1~H. 2)
	西浦 憲爾 (住友重機械工業) (H. 1~H. 2)
	鳥海 誠 (日本鋼管) (S. 61~S. 62)
	鬼木 保彦 (日本鋼管) (S. 61)

浦辺浪夫(日本) 鋼管) (S. 61, H. 2)
 藤田隆久(日本) 鋼管) (S. 62)
 水谷和時(日本) 鋼管) (S. 63~H. 2)
 鶴田良夫(日本) 鋼管) (S. 63~H. 2)
 近藤譲(日本) 立造船) (S. 61)
 岡本太郎(日本) 立造船) (S. 61)
 (日立造船技術研究所) (S. 62)
 中島宏幸(日立造船技術研究所) (S. 62)
 堀徹(日本) 立造船) (S. 63~H. 2)
 福岡哲二(三井造船) (S. 61, S. 63~H. 2)
 目代昇(三井造船) (S. 61~H. 2)
 青木真一(川崎製鉄) (S. 61)
 赤松公造(川崎製鉄) (S. 61)
 菊川春三(川崎製鉄) (S. 62)
 橋本修身(川崎製鉄) (S. 63~H. 2)
 高嶋修嗣(神戸製鋼所) (S. 61~H. 1)
 清水眞人(神戸製鋼所) (H. 2)
 奥田直樹(神戸製鋼所) (S. 61~S. 62)
 西川裕(神戸製鋼所) (S. 63~H. 2)
 堀井行彦(新日本製鐵) (S. 61~S. 62)
 征矢勇夫(新日本製鐵) (S. 61~H. 2)

討議參加者

(敬称略、順不同)

石川邦照(日本) 鋼管) (S. 61)
 岩崎宣博(日本) 鋼管) (S. 61)
 太田紀一(三井造船) (S. 61)
 川寄哲郎(三菱重工業) (S. 61)
 坂本東男(住友金属工業) (S. 61)
 柴田伸(三井造船) (S. 61)
 杉本広憲(川崎重工業) (S. 61~S. 62)
 成本朝雄(川崎製鉄) (S. 61)
 西川裕(神戸製鋼所) (S. 61)
 平田隆明(三菱重工業) (S. 61)
 藤井英樹(三井造船) (S. 61)
 前中浩(船舶技術研究所) (S. 61)
 森川正夫(日本) 鋼管) (S. 61)
 山本浩司(日本) 立造船) (S. 61)
 山本規雄(日本海事協会) (S. 61, S. 63~H. 1)
 山本経博(川崎重工業) (S. 61~H. 1)
 斎藤政男(住友重機械工業) (S. 61)

金田重裕(東京大学) (S.62~H.1)
米家卓也(日本海事協会) (S.62)
牧野信宏(日本海事協会) (S.62)
片岡福彦(日本钢管) (S.62)
鶴田良夫(日本钢管) (S.62)
上野充由(日本钢管) (S.62)
野原和宏(日立造船) (S.62)
北側彰一(川崎製鉄) (S.62)
井上克明(三菱重工業) (S.63~H.2)
田中洋一(新日本製鉄) (S.63~H.1)
瀬戸厚司(新日本製鉄) (H.1~H.2)
石岡千里(神戸製鋼所) (H.1~H.2)
小林洋一郎(神戸製鋼所) (H.1)
安部研吾(神戸製鋼所) (H.1)
井原均(神戸製鋼所) (H.1)
石原照久(日立造船) (H.1~H.2)
摩嶋禎規(日立造船) (H.1~H.2)
高橋一比古(船舶技術研究所) (H.1~H.2)
仁井光広(尾道造船) (H.1)
岡本武(日本海事協会) (H.1)
川地俊一(住友重機械工業) (H.2)
菅田登(住友金属工業) (H.2)

目 次

A編 研究概要

1.はじめに	3
2.各種構造要素の疲労強度評価法	4
2.1 緒論	4
2.2 現状の疲労解析の方法と問題点	4
2.3 構造モデル実験	5
2.4 各種構造の疲労強度評価	5
2.5 ホットスポット応力基準による評価	6
2.6 結論	7
3.疲労強度に対する板厚効果の評価法	13
3.1 緒論	13
3.2 板厚効果についての研究結果	13
3.3 板厚効果についての現状ルール	14
3.4 疲労強度に対する板厚効果評価法の提案	15
3.5 板厚効果評価法の適用の例	16
3.6 結論	17
4.鋼材の種類と疲労強度の関係	24
4.1 母材および溶接継手の疲労強度	24
4.2 ウイブル分布ランダム応力に基づく疲労強度比	24
5.溶接欠陥の許容基準	30
5.1 緒論	30
5.2 研究の概要	30
5.3 アンダーカットの評価方法	34
5.4 結論	36
6.溶接部補修法の検討	37
6.1 緒論	37
6.2 ショットピーニング及びTIGドレッシングによる疲労強度改善効果の検討	37
6.3 結論	38
7.钢管継手の疲労強度評価法	41
7.1 钢管継手の疲労強度についての研究成果	41
7.2 疲労強度評価法に対する提案	41
8.溶接部の応力評価法及び疲労き裂進展解析	48
8.1 緒論	48
8.2 基礎継手溶接止端部の応力集中係数	48
8.3 応力集中係数と疲労強度に関する板厚効果	49
8.4 基礎継手におけるホットスポット応力	50
8.5 疲労亀裂発生寿命の推定	50

8.6 疲労亀裂の進展解析	50
8.7 鋼管継手の応力解析	51
8.8 結論	51
9.まとめ	66

B編 研究報告

1.はじめに	71
2.各種構造要素の疲労強度評価法	71
2.1 各種構造要素の疲労強度評価法（実験編）	71
2.1.1 緒論	71
2.1.2 現状の疲労解析の方法と問題点	72
2.1.3 ブラケット構造の疲労強度	77
2.1.4 スティフナー構造の疲労強度	87
2.1.5 ダブラー・パッド・プレート構造の疲労強度	93
2.1.6 結論	98
2.2 各種構造要素の疲労強度評価法（解析編）	98
2.2.1 緒論	98
2.2.2 ホットスポット応力に関する従来の研究	99
2.2.3 構造モデル実験	100
2.2.4 溶接止端部近傍の応力分布	100
2.2.5 ホットスポットの定義方法	101
2.2.6 ホットスポットの定義案の比較	102
2.2.7 FE Analysis によるホットスポット応力の導出	104
2.2.8 結論	105
3.疲労強度に対する板厚効果の評価法	114
3.1 緒論	114
3.2 供試材料および実験方法	114
3.3 溶接まま継手の疲労試験結果と考察	118
3.3.1 溶接まま継手の疲労試験結果	118
3.3.2 溶接まま継手の板厚効果についての考察	119
3.4 溶接部改善継手の疲労試験結果	132
3.5 各種継手の板厚効果	139
3.5.1 板厚効果指数による継手分類	139
3.5.2 板厚効果指数の寿命依存性	139
3.5.3 ワイブル分布ランダム応力に基づく板厚効果	140
3.6 応力解析による板厚効果の検討	144
3.7 板厚効果評価基準の提案	147
3.8 結論	149
4.鋼材の種類と疲労強度の関係	152
4.1 緒論	152

4.2	供試材及び実験方法	152
4.3	母材の疲労試験結果と考察	153
4.3.1	鋼材の公称強度別S-N線図	153
4.3.2	鋼材強度と疲労強度の関係	153
4.4	突合せ溶接継手の疲労試験結果と考察	154
4.5	十字隅内溶接継手の疲労試験結果と考察	154
4.5.1	溶接まま継手の疲労試験結果	154
4.5.2	溶接部の改善継手の疲労試験結果	154
4.5.3	十字隅内溶接継手についての考察	155
4.6	ワイブル分布ランダム応力に基づく疲労強度比	155
4.7	結論	156
5.	溶接欠陥の許容基準	181
5.1	緒論	181
5.1.1	研究の目的	181
5.1.2	研究の概要	181
5.2	基礎継手試験片による実験的検討	184
5.2.1	実験研究の内容	184
5.2.2	供試継手の製作と溶接止端部形状	184
5.2.3	コインチェック	192
5.2.4	疲労試験	196
5.3	アンダーカットの形状と応力集中係数	206
5.3.1	アンダーカットの断面形状とモデル化	206
5.3.2	アンダーカット底の応力集中係数	208
5.4	アンダーカットを有する隅肉継手の疲労強度	216
5.4.1	隅肉継手の疲労寿命計算	216
5.4.2	疲労強度のアンダーカット依存性と強度のばらつき	234
5.5	アンダーカットの評価法	242
5.5.1	評価パラメータの決定	242
5.5.2	評価量の決定	242
5.5.3	施工現場における管理方法	244
5.6	結論	245
6.	溶接部補修法の検討	247
6.1	緒論	247
6.2	ショットピーニングによる疲労強度改善効果の検討	247
6.2.1	供試継手の製作とピーニング処理法	247
6.2.2	疲労試験	247
6.2.3	疲労試験結果の検討	247
6.3	TIGドレッシングによる疲労強度改善効果の検討	253
6.3.1	供試継手の製作とTIGドレッシングによる処理法	253
6.3.2	疲労試験	253

6.3.3 疲労試験結果の検討	253
6.4 結論	258
7. 鋼管継手の疲労強度評価法	261
7.1 緒論	261
7.2 供試模型および試験方法	261
7.2.1 供試模型	261
7.2.2 試験方法	262
7.3 鋼管継手部近傍の応力集中	262
7.3.1 応力計測、解析結果	262
7.3.2 ホットスポット応力	263
7.4 鋼管継手の疲労試験結果と考察	265
7.4.1 疲労試験結果	265
7.4.2 亀裂発生寿命	265
7.4.3 板厚貫通寿命	266
7.5 結論	266
8. 溶接部の応力評価法及び疲労亀裂進展解析	291
8.1 緒論	291
8.2 基礎継手溶接止端部の応力集中係数	291
8.2.1 解析対象と解析方法	291
8.2.2 応力集中係数の推定式	292
8.2.3 応力集中係数の推定式の精度	293
8.2.4 応力集中係数 K_t に影響を及ぼす諸因子	293
8.3 応力集中係数と疲労強度に関する板厚効果	304
8.3.1 板厚効果係数	304
8.3.2 応力集中係数 K_t に関する板厚効果係数 “n” と疲労における板厚効果係数 “-m” の比較	304
8.3.3 まとめ	305
8.4 基礎継手におけるホットスポット応力	310
8.5 疲労亀裂発生寿命の推定	315
8.5.1 素材の疲労試験結果	315
8.5.2 亀裂発生寿命の推定方法	316
8.5.3 各種試験体の解析結果	316
8.5.4 亀裂発生寿命に関する板厚効果についての考察	316
8.5.5 まとめ	317
8.6 疲労亀裂進展解析	324
8.6.1 微小亀裂の進展解析	324
8.6.2 パリス則による疲労亀裂の進展解析	341
8.7 鋼管継手溶接止端部の応力集中係数	353
8.7.1 解析モデル及び解析方法	353
8.7.2 解析結果	353
8.7.3 まとめ	354

8.8 結論	361
9.まとめ	362

A編 研究概要

1 はじめに

海底資源の掘削を目的とした海洋構造物の歴史は浅く、その設計法および建造法についても、最新の技術は取り入れられてはいるがまだ発展段階にある。海洋構造物や船舶はたえず波浪による激しい繰返し荷重をうけている。従って海洋構造物の稼働中の損傷は少くなく、しかも疲労損傷がこの内の大部分を占めている。

ALEXANDER. L. KIELLAND 号の事故の調査結果等を契機に疲労強度基準の早急な導入が必要と考えられ、欧州ではただちに規格が制定されその適用が進められた。

これらの規格は短期間にまとめられたため、設計にあたっては合理的でない面、検査にあたっては品質基準が明確でない点がみられ、少なからぬ混乱をまねくことになった。

海洋構造物は今後荒海あるいは氷海等更に苛酷な海象条件での使用が増える傾向にある。

従って、合理的な疲労設計法及び溶接部の品質基準の確立を目的に本研究部会が設立された。

研究計画の企画立案にあたって疲労強度評価の問題点の抽出を行ったが非常に多くの問題点が提起された。従って本部会では今後海洋構造物の建造を進めるにあたって早急に解決を要する問題に焦点をあて、基礎的な事項に関するものなどは別の機会にゆずることとした。研究を進めた各項目には腐蝕環境下の問題も含まれているがこの様な考え方からこれは除いている。また、各項目の研究目的は各章に、さらに目的の概要を研究成果の要約と共に第9章にまとめている。

なお、B編は各章を詳細に説明し、A編は各章の概要をまとめたものである。

1-2

2. 各種構造要素の疲労強度評価法

2.1 緒 論

海洋構造物の歴史は船舶のそれに比べ浅く、その設計法に最新の技術は取り入れられてはいるが、経験による証明が少なく未だ発展段階である。海洋構造物の稼働中の事故についてみると DnV の調査によると、各タイプの海底資源の掘削リグのほとんどが損傷を起こしており、損傷の大部分は疲労クラックである。その内訳は表に示すように、コラムとプレースの接合部やプレースの集合継手の他、フェアリーダグやハイドロフォン等の機器品の強度部材への取り付け部分を起点とした損傷も多い。有名な事故である 1980 年に起きたアレキサンダーキーランドの転覆事故は、ハイドロフォンのプレースへの取り付け溶接部の疲労亀裂を起点としたといわれている。

このような疲労亀裂の多さから、海洋構造物の使用中の割れを防止し耐用年数を評価するための設計いわゆる疲労設計の重要性が増加した。

疲労設計を規格化する動きは特に欧州において多く、ECSC (欧洲石炭鋼材団体) や UKORSP (英国海洋鋼材規格会) で行われた膨大な疲労試験の結果とともに船級協会や関係省庁では 1970 年代後半から 1980 年代前半にかけて疲労設計規格の改良充実が行われた。これらの機関の規格はそれぞれ立派なものではあるが、実験室におけるデータを基にして作成されたものであり、実機に対する適用実績が少ないまま規格化されたため、それを実機に適用した場合多くの問題を生じた。

本研究はこれらの問題を解決することを目的にしたものであり、海洋構造物における疲労上の代表的な構造部材 3 種について疲労試験と応力分布の計測と FEM 計算を行い、疲労設計法を吟味した。

研究の成果は、疲労設計に関し海洋構造物と逆の発展である経験から数値化の傾向にある船体にも十分に応用できるものであると考えている。

表 1980 年に DnV より公表されたき裂の場所別比率

Location	Percentage (%)
Interior Connection Column / Bracing	24.6
Exterior Connection Column / Bracing	35.0
Manholes : Drain Holes in Bracings	7.7
K-Mode Points	8.7
Hydrophones	3.0
Fairleads	15.9
Others	5.1
Total	100

2.2 現状の疲労解析の方法と問題点

海洋構造物の疲労強度に対する船級協会や関係官庁の規格では、装置が 20 年で 10^8 回の繰り返しに耐えるかどうかを想定した海域での外力を用いて行われる。20 年で想定されるダメージは線形損傷法則を用いるが、その際使用する S - N 線図は基礎的な実験データのほぼ 98 % の生存確率のものを用いている。

図 2.1 と図 2.2 に DnV で規定する S - N 線図を例示する。図 2.1 に示す数多くの S - N 線図は詳細形状に応じて使い分ける。例えば C 線図は溶接部をフラッシュ仕上げした場合などであり、D 線図は通常の突き合わせ溶接継手、F 線図はスタッドなどの付加物、F 2 は F より厳しい形状の付加物などである。また海水環境の影響はいくつかの考慮があるが図 2.1 & 2.2 は DnV の場合である。これらの継手分類と値は BS の橋梁に対するものを踏襲しているので、海洋構造物に適用する際、どの線図をどう使えば良いのかに關し不明確な点が多い。図 2.2 は鋼管継手に対する線図であり、前述した ECSC や UKORSP の鋼管継手構造のデータを基にそのホットスポット応力により疲労照査するためのものである。

図 2.3 に概要を示す実機に対し、応力集中の推定が難しく疲労強度が問題になる箇所、プレースの集合継手やプレ

ースとコラムの継手部分に対しては有限要素法による応力解析が行われる。図2.4は有限要素の計算モデルであり亀裂の発生予想点では最小要素寸法が板厚以下であるような細かな要素分割がなされている。

海洋構造物の構造詳細部分にどの疲労設計線図を使用するか、またその線図を適用するに際してどのような問題点があるかを図2.5に例示した。プレースとコラムの接合部は鋼管継手と同様な有限要素法解析を行う。この結果に対し疲労線図として鋼管に対するT線図より低強度なF線図を使用するように船級協会より要求される場合もあるが、このF線図使用は安全側過ぎないかとの疑問も生ずる。

また、グラインディングでドレスした場合にどの線図を使うのか定かではない。また、F線図の適用範囲が広く、部材に応じ安全・非安全が混在しないかの疑問もある。

2.3 構造モデル実験

構造モデル実験は3種であり、研究目的は現行の海洋構造物に用いる規格の適用方法と平板構造のホットスポット応力評価である。

実験結果の詳細とそれから得られる実務的結論はB、C編に譲るが、ここではモデルの概要を示す。なお各モデルは近年に使用され始めた降伏点353 MPa級のTMCP鋼を使用している。同種の鋼板を使用したモデル試験としての意義もある。

(1) ブラケットモデル

ブラケットは角形のプレースの端部とコラムの結合部に用いられる他、船体の桁の端部などでもよく使用されている。図2.6にモデルの種類と形状を示したが、直行するI形の梁の交差部にブラケットを設けている。A、B、C、Dの4種類のブラケットの各6体の疲労試験と応力分布計測を行った。Aは通常の船体に用いられる形である。BはAの亀裂発生点であるブラケットの端部を応力の流れをスムーズにしたソフトトウの形状にしている。DはDn-Vで推奨する形状であり、トウの端部をドレスした上に隅肉のルートからの亀裂発生を防ぐようにフルペネにする工夫がなされている。CはDのフルペネを省略した形状である。

ホットスポットは疲労亀裂の大部分の発生点である隅肉溶接の止端の評価を対象としているが、ブラケットモデルの内C、Dはブラケットのトウ端の角回り溶接部を仕上げたため隅肉止端からの亀裂発生はなかった。

(2) スティフナモデル

スティフナは板のたわみを防ぐために用いる他の局部的な軸力に対する断面積の補填に用いられる。特に、後者はスティフナの端部で構造が不連続になる。図2.7に示すスティフナのモデルの端部形状は海洋構造物や船体で用いる標準的なものである。主板の板厚TはS R 202の研究項目の一つである板厚効果も併せて調べるために15mmと30mmの2種の形状とし、各10体の疲労試験と応力分布計測を行った。

(3) タブラー・パッドモデル

図2.8に示すタブラー・パッドモデルの40φの円形の付加物は防食用のアノードの取り付けの座として用いられる。鋼管で作成される海洋構造物のプレースではパッドがその表面での唯一の構造不連続部である。パッドは強度部材ではなく、それに対する疲労設計のために主となる鋼管の板厚の増加を招くという意味で詳細に照査する必要がある。キーランドの転覆事故も強度部材でないハイドロフォーンが亀裂の起点となったが舾装品に対する疲労の配慮も必要である。タブラー・パッドモデルの主板の板厚Tはスティフナモデルと同様に15mmと30mmとした。またパッドを取り付ける溶接の隅肉の脚長は5mmと7mmの2種とした。板厚T2種と脚長2種の合計4種のモデルで各6体の疲労試験と応力分布の計測の他主板の両面にパッドを設け面外曲げを無くした種類のモデルの試験も追加した。

2.4 各種構造の疲労強度評価

(1) ブラケット構造の疲労強度評価

疲労試験結果を図 2.9 に示す。

- i) Type A, B については DnV の F 曲線による設計が可能であるが、別途ほかの平板溶接構造の結果と合わせ、廻し溶接止端部のホットスポット応力に着目した検討を行う必要がある。
- ii) Type C, D

次の部分については下記の曲線を用いて評価が行える。

プラケット自由縁部	B 曲線
隅内溶接部	F 曲線

(2) スティフナ構造の疲労強度評価

疲労試験結果を図 2.10 に示す。

スティフナ構造の疲労強度は公称応力で評価する場合、DnV の F カーブで評価できる。また主板厚が 30mm 程度であっても板厚効果が現われることがわかった。

溶接止端のホットスポット応力で評価する場合は、溶接止端の応力分布は FEM で計算できるが、今回、溶接の局部形状は無視しその要素幅は板厚の 1/4 程度にするのが効果的であることがわかった。

(3) ダブラー・パッドの疲労強度評価

疲労試験の結果を図 2.11(a) と図 2.11(b) に示す。図 2.11(a) は公称応力範囲と破断寿命の関係を示す。図中の点線は実験データの平均線から 2 倍の標準偏差 (2σ) を差し引いた線であり、実線は DnV の F 線図である。

図 2.11(b) は亀裂発生点すなわち溶接止端における応力値と破断寿命の関係を示している。ここで、溶接止端における応力は止端から 10mm と 30mm 離れた 2 点のひずみから直線外挿して求められるものである。点線は平均線マイナス 2σ の線で、DnV の T 線図（実線）とはほぼ一致している。

ダブルー・パッド構造の疲労強度は公称応力を用いて DnV の F クラスの線図で評価できる。この場合主板の板厚が増加すると角変形量が小さくなり曲げ応力が減少すること、及びダブルー・パッド付加による応力集中も小さくなることが期待できるので板厚の影響は考慮する必要がない。

一方、止端部における局部応力により評価する場合は DnV の T 線図で評価できるが、この場合は板厚の影響を考慮する必要がある。なお、溶接止端部の応力はタブラー・パッド及び主板を板要素でモデル化した有限要素法により計算することが出来る。この場合、要素の大きさはダブルー・パッドの円周を 16 分割程度とし、溶接部に隣接する要素の大きさが板厚程度となるようにすればよい。

2.5 ホットスポット応力基準による評価

ホットスポット応力は溶接止端近傍の 2 点 (α_1, α_2) を直線で結びその外挿線上の止端位置の応力である。定義方法として図 2.12 に示す 6 種の方法を比較検討した。検討は図 2.13, 2.14 に例示するように 3 種の構造モデルの疲労データをホットスポット応力で整理し比較した。

比較から、ホットスポット応力基準による平板構造の疲労強度照査の方法として次の方法を推奨したい。すなわち部材の重要度に応じて 2 種の方法を考え、通常の平板継手に対してはホットスポット応力の推定方法として B 法 (0.5T, 1.5T) を用い (図 2.13), $\sigma_{hs} = 10593 \cdot N_f^{-0.331}$ (2σ ベース) を寿命推定として用いる。この推定式は UK DEn のパイプ継手 (板厚 32mm ベース) に対する $\Delta \sigma_{ht-M} = 10388 \cdot N_f^{-0.333}$ (2σ ベース) と良好に対応している。すなわち、板厚効果 ($T = 32mm \rightarrow 22mm$) による強度増加と溶接ビード形状による低下とが相殺されたことによって対応すると考える。したがって、SR 202 研究の限られたプラケットモデル、ダブルー・モデル、スティフナモデルの疲労試験結果からではあるが、B 法 (0.5T, 1.5T) を用いることが有効と考えられる。

一方、部材の重要度が大きい部位については、UKDEn の T 線図と F 線図の中間に位置し B 法 (0.5T, 1.5T) に対して計算の結果約 10% の安全率を加味することに相当する F 法 ($1.57 \sqrt[4]{(T^3)}, 4.9 \sqrt[4]{(T^3)}$) を用い、(図

2.14) 寿命推定線図（SRF 線図）として $\Delta \sigma_{hf} = 11421 \cdot N_f^{-0.343}$ を提案する。

3種の平板構造モデルについて、S R 202 では更に亀裂発生近傍の応力を数種の有限要素法により導出した。

目的は実用的な規模でホットスポット応力を有限要素法により求める手法を確立するにある。通常の設計実務では構造の寸法と形式を度々変えながらトライアンドエラーで最終設計寸法とする。モデルによる疲労試験はその破壊モードと強度の絶対値を求めるには適しているが、各寸法毎に試験すると多くの時間を要する。実用的な納期で構造寸法を決定するには、できるだけ簡単な FE Analysis が望まれる。

3種の構造モデルに対し最も詳細であると考えられるソリッド要素による FE Analysis を溶着金属の形状をも配慮して行った。

実用的な平板要素による FE モデルの例を図 2.15 に示した。使用した要素は標準的な NASTRAN QUAD 4 等である。平板要素による FE Analysis においては、要素の最小寸法と計算値の関係及び溶着金属を増厚によりモデル化することの可否を調べた。

その結果ホットスポット応力を求めるための FE Analysis の要素の最小の長さは 1.0 t を越えないようにするべきであり、また要素の巾もそれに釣り合いのとれた、例えば長さの 2 倍以内であることが望ましい。その際溶接ビードの配慮は不要である。また FE Analysis の結果から簡単にホットスポットを求めるという観点から評価点と要素のガウス点（要素中心等）を一致させると便利である。

2.6 結論

3種の構造要素模型による疲労試験と FE 解析を行い、図 2.5 に示した問題点の解明を図った。

その結果、現行の DnV UKDEN の疲労規格を海洋構造物の部材に適用する際、F 線図適用のプラケット、パッド、スティフナ等のき裂発生予想点では、問題なく F 線図を適用可能であり、さらに本研究で提案したホットスポット応力の定義と線図を F 線図に替えて適用しても良い。

また、同上規格の B、C 線図を適用するプラケットの自由辺やドレスした止端では、同線図は充分な安全率を有して適用可能である。

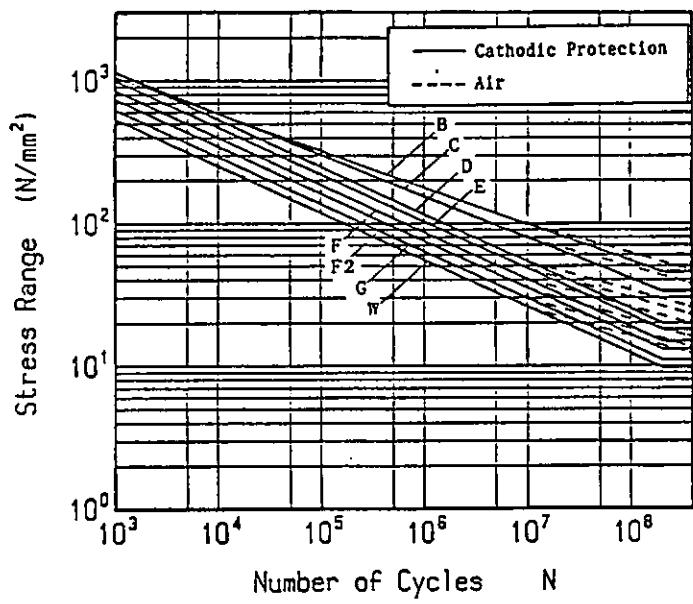


図 2.1 非鋼管継手に対する疲労評価 S - N 線図

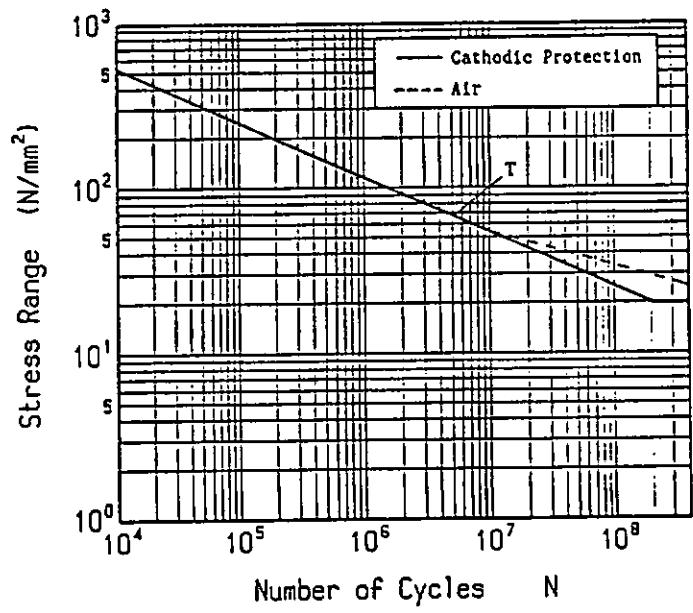


図 2.2 鋼管継手に対するホットスポット応力による疲労評価 S - N 線図

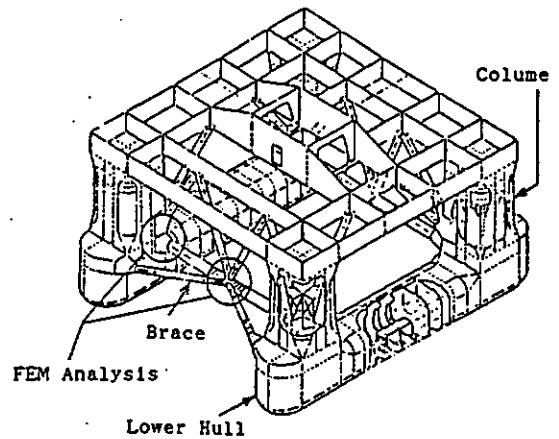
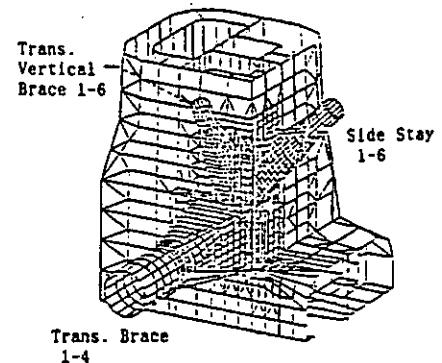
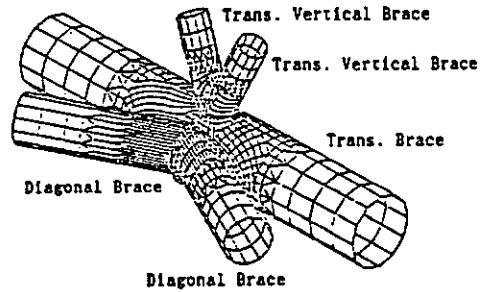


図 2.3 セミサブリグの構造概略



(a) Analysis Model of Brace to Column Connection



(b) Analysis Model of Brace Connection

図 2.4 F E M の要素分割例

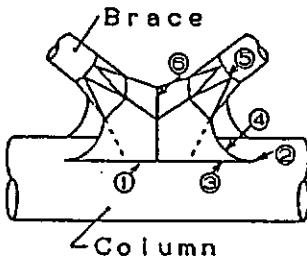
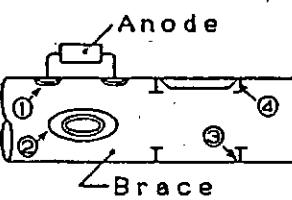
Structure to be Analyzed	Fatigue Assess			Question
	S-N Class	Used Stress		
K Sharped Brace to Column Connection 	① Cross Boxes	Fillet Weld (As Weld)	F	Undefined Hot Spot Assessment Method ?
		Fillet Weld (Grind)	F	Ditto Only 2.2 Times Life Exp. by Grind (by DNV)
	② Bracket Toe	Fillet Weld (As Weld)	F	Local Stress How to Take into the Bracket Figure ?
		Fillet Weld (Grind)	C	Ditto Can use Class C for the Part ?
	③ Bracket to Column	Fillet Weld (As Weld)	F	Local or Undef. Hot Spot Assessment Method ?
		Fillet Weld (Grind)	F & G.Effect	Ditto
Fittings on Braces 	④ Bracket Free Edge	Base Metal	B	Local Stress No Question
		Butt Weld (As Weld)	E	Local Stress Ditto
	⑤ Flare Joint	Fillet Weld (As Weld)	F	Local Stress How to Assess Angled Joint ?
	⑥ Box Brace Con.	Fillet Weld (As Weld)	F	Nominal Stress Class F too much Conservative ? How about Weld Leg Length Effect ?
	① Pad Plate	Fillet Weld (As Weld)	F	Nominal Stress How about Grind Smooth ?
		Fillet Weld (Grind)	Ditto	Ditto
	② Doubler	Ditto	Ditto	Ditto
	③ Ring Stiff.	Fillet Weld (As Weld)	F	Nominal Stress Class F too much Conservative ?
	④ Stiff. End	Fillet Weld (As Weld)	F	Nominal Stress Effect of Toe End Figure ?
		Fillet Weld (Grind)	F & G.Effect	Ditto How to Grind & How about the Effect ?

図 2.5 UKDEN, Dnv 規則により疲労評価する際の方法, 適用線図と問題点

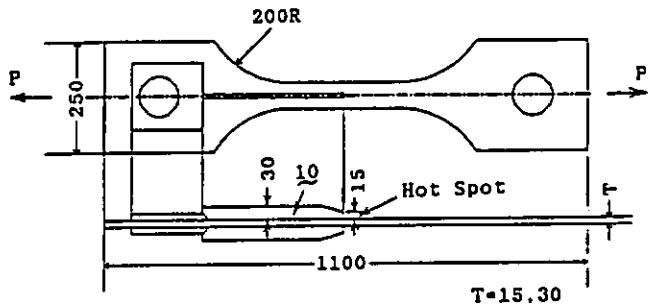
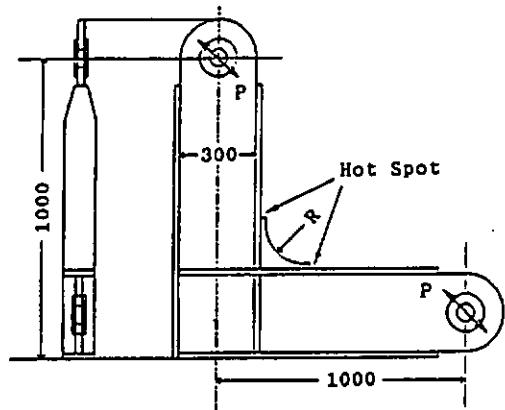


図 2.7 スティーフナ構造モデル

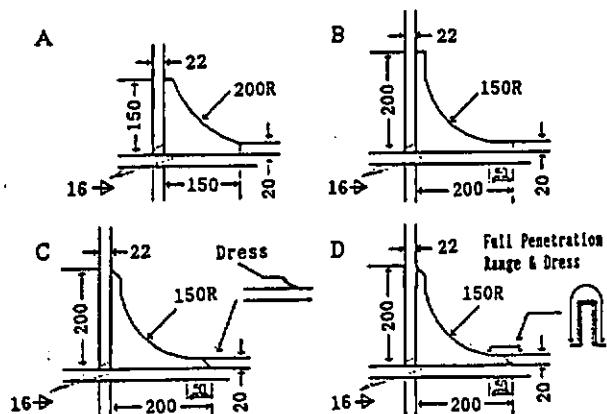


図 2.6 ブラケット構造モデル

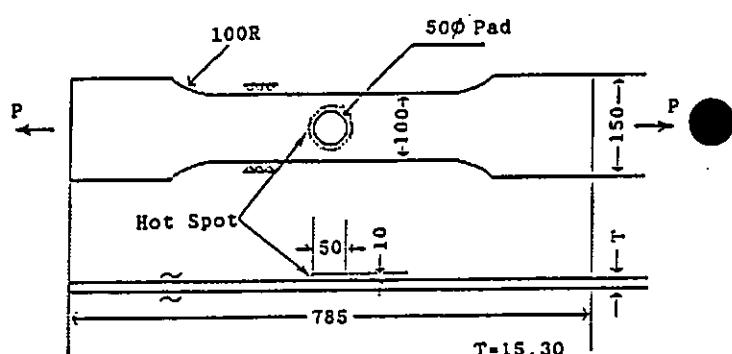


図 2.8 ダブルパッド構造モデル

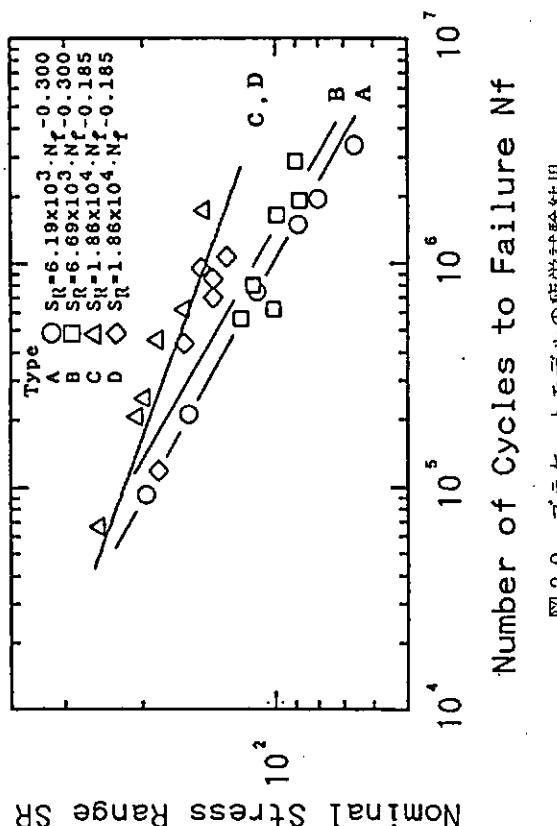


図 2.9 ブラケットモデルの疲労試験結果

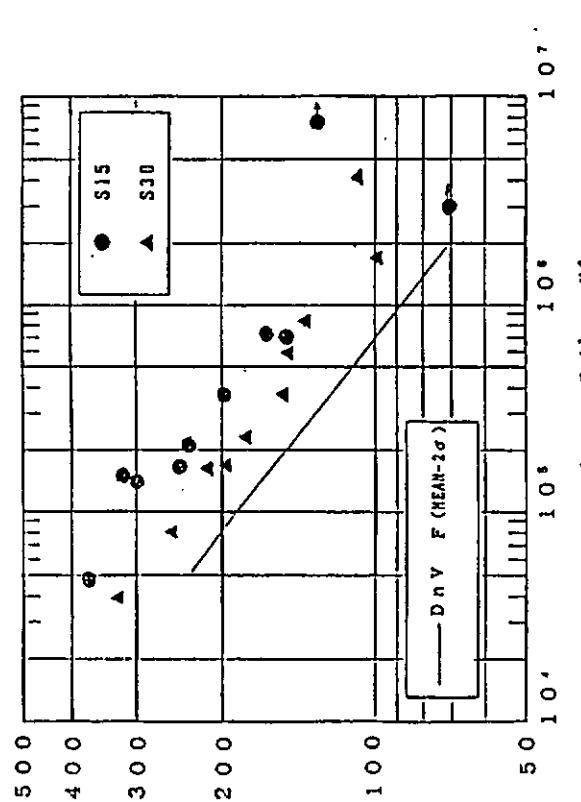


図 2.10 スティーフナモデルに対する S-N 線図

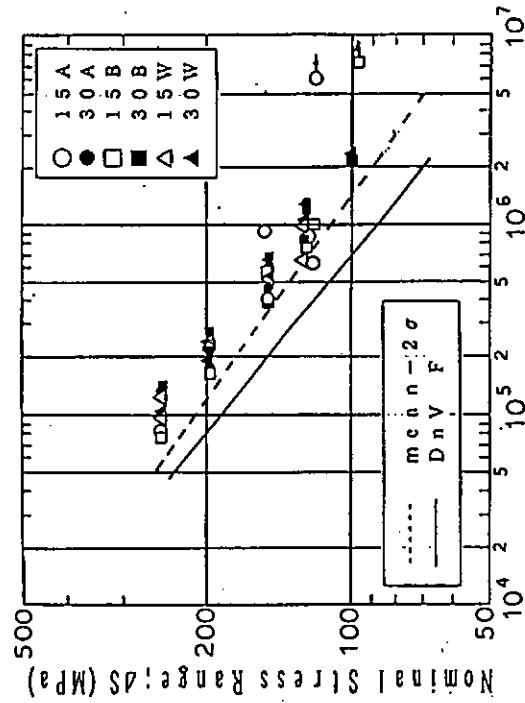


図 2.11(a) 公称応力範囲と破断寿命の関係

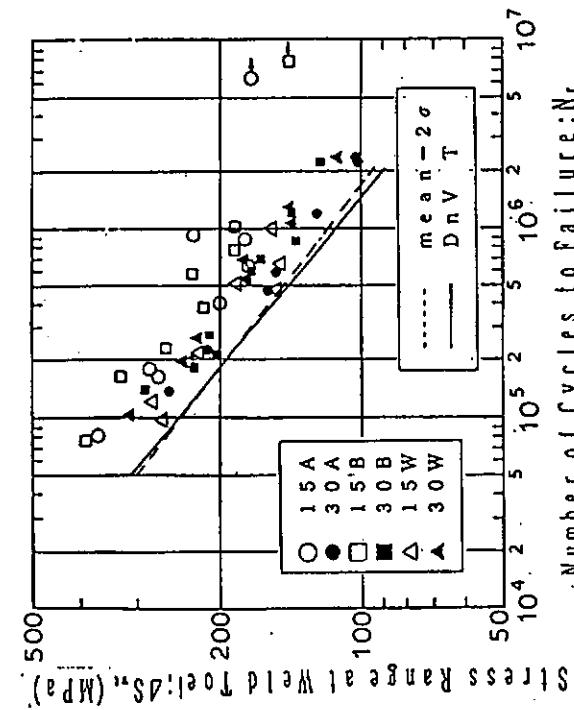


図 2.11(b) 溶接止端応力範囲と破断寿命の関係

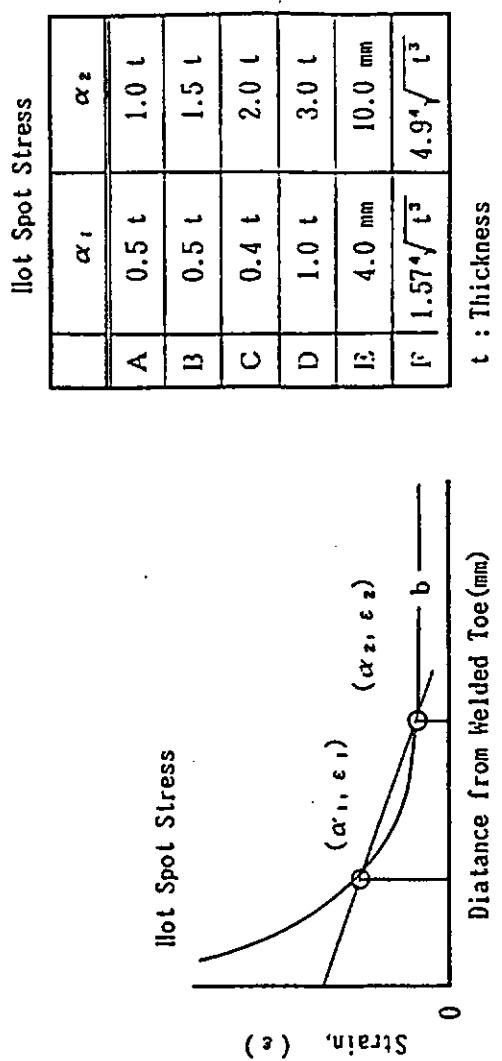


図 2.12 ホットスポット応力の定義方法

	α_1	α_2
A	0.5 t	1.0 t
B	0.5 t	1.5 t
C	0.4 t	2.0 t
D	1.0 t	3.0 t
E	4.0 mm	10.0 mm
F	$1.574\sqrt{t^3}$	$4.94\sqrt{t^3}$

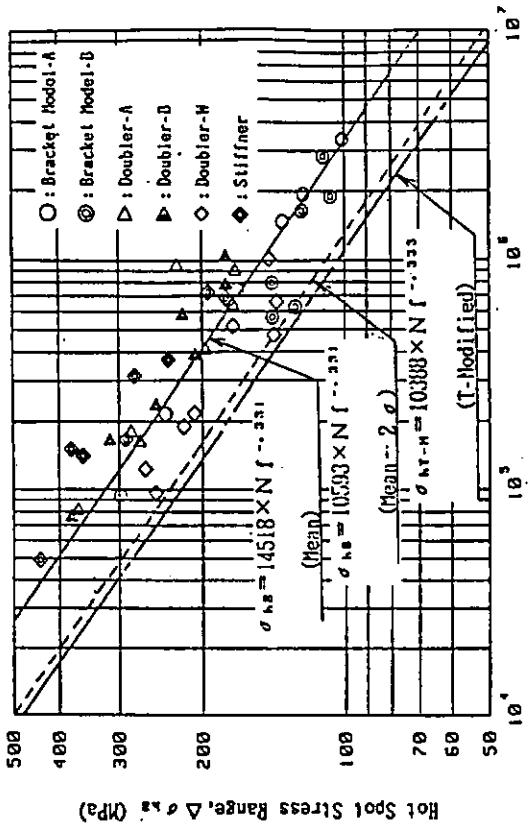


図 2.13 $\triangle \sigma_{hs}$ – N_f 線図 (ホットスポット応力 B 法)

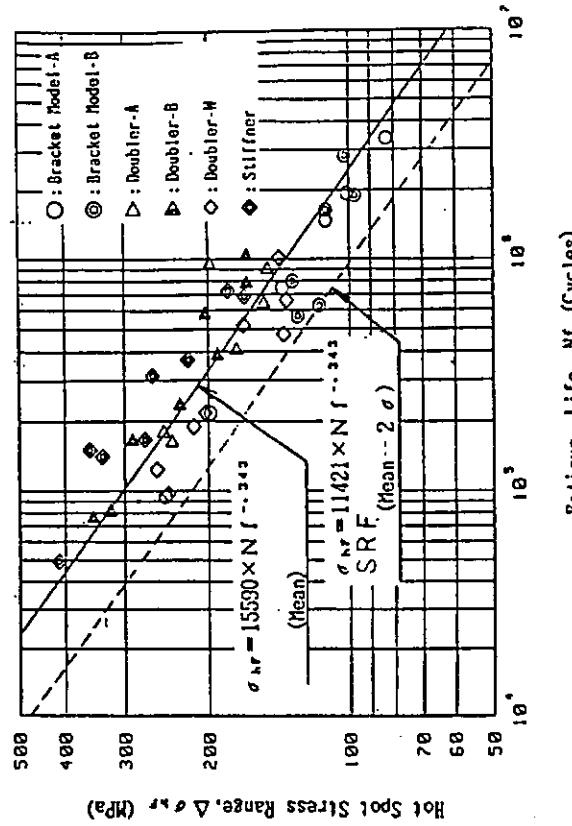


図 2.14 $\triangle \sigma_{hs}$ – N_f 線図 (ホットスポット応力 F 法)

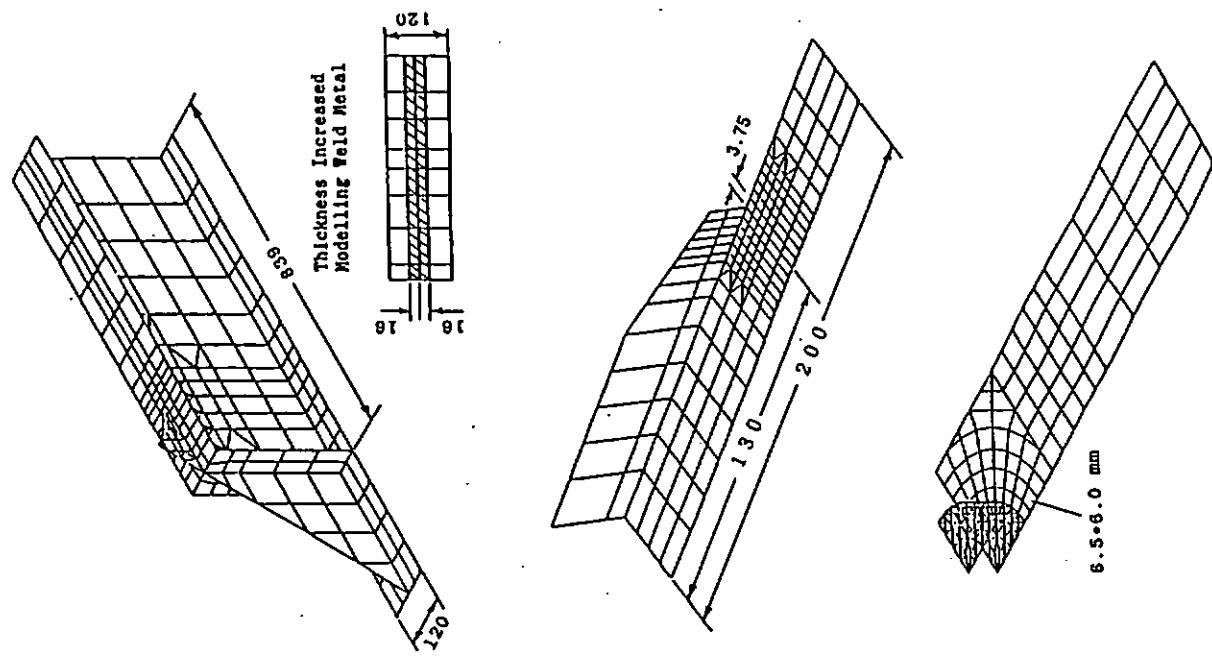


図 2.15 板要素による FE 解析モデル

3. 疲労強度に対する板厚効果の評価法

3.1 緒論

海洋構造物の安全設計上、疲労は重要な検討事項であり、疲労寿命評価のための手法や設計S-N線図が定められている。欧州における溶接継手の疲労研究で板厚効果の重要性が認識され、1984年に設計ルールに取り入れられた。^{1), 2)} すなわち、溶接継手の疲労強度は、継手種類、載荷形式に関係なく板厚の $\approx 1/4$ 乗に比例するとしている。しかし、その後も板厚効果については欧州を中心に多くの研究が行なわれているが、それらはほとんどが曲げ疲労試験によっており、載荷形式（引張り、曲げなど）による板厚効果の差に関しては系統的な研究は無い。

一方、構造物の大型化、厚板化と言う一般的傾向の下で、安全で経済的な構造物を製作するために、工業的な板厚効果軽減策が要望される。溶接止端研削などの形状改善処理によって板厚効果が減少することが期待されるので、改善処理が板厚効果に及ぼす影響についての系統的な研究も必要である。

このため、本研究では、海洋構造物に広く適用されているTMCP鋼の溶接継手により板厚効果の影響因子を調べた。本研究では、既存データが十分とは言えない引張り疲労試験を主眼として実施し、比較のため曲げ疲労試験も行った。継手は隅肉溶接による非荷重伝達型の十字またはT字継手である。溶接まま継手のほかに、溶接止端研削などの形状改善処理を行なった継手についても板厚効果を調べた。形状改善処理は、設計基準で推奨されているプロファイル処理と、もっと簡便な止端研削について比較検討した。溶接付加物の寸法を主板厚にはば比例させた場合と、主板厚に関係無く溶接付加物寸法を一定にした場合について試験した。

さらに、実験により計測された疲労亀裂発生寿命、亀裂伝播寿命および破断寿命について板厚効果を調べ、理論解析による検討も行なった。これらの結果により、継手種類別の板厚効果、板厚効果の寿命依存性、ランダム荷重に対する板厚効果などの考察をし、あらたな板厚効果評価基準の検討を行なった。

3.2 板厚効果についての研究結果

本研究では、YP360 MPa級鋼(TMCP)の溶接継手について疲労強度に対する板厚効果を調べた。溶接継手は十字継手(記号C)とT字継手(記号T)であり、いずれも非荷重伝達型の隅肉溶接(手溶接)である(図3.1)。リブ板厚(t_2)と溶接脚長(l)を主板厚(t_1)に応じて変化させた付加物比例継手(記号1)と、 t_2 と l を t_1 に関係なく一定とした付加物一定継手(記号2~4)について、溶接まま(記号A)、プロファイル処理(記号P)、止端研削処理(記号G)の条件で疲労試験を行った。これらの試験シリーズを表3.1に示す。

図3.2に溶接部形状改善方法を示す。プロファイル処理は、溶接止端をロータリーバーにより半径3mmまたは6mmに仕上げ、溶接ビード部分はディスクグラインダーで平坦に整形する処理である。この場合、止端部分は板厚方向に削り込まないようにしたので、多少のアンダーカットあるいは窪みが残っている。一方、止端研削処理は、溶接止端を半径3mmまたは6mmのロータリーバーにより深さ0.4mmに削り込み、アンダーカットを除去する処理である。この場合、溶接ビード部分は溶接ままである。

各試験シリーズの各板厚毎に寿命が約 $5 \times 10^4 \sim \times 10^6$ の範囲でS-N線図を求めた。疲労試験は応力比0~0.1とし、室温大気中で行った。破断寿命は N_f のほかに、歪ゲージ法により亀裂発生寿命 N_c も計測した。

これらの実験のほかに、応力解析も行って、疲労強度の板厚効果の検討をした。すなわち、疲労強度 $\Delta\sigma$ の板厚 t に対する依存性は

$$\Delta\sigma = \beta \cdot t^m \quad (3.1)$$

と表わされ、この板厚効果指数 m の影響因子を調べた。その結果、次の結論を得た。

- (1) 平板横溶接継手では、試験片幅を溶接止端部の亀裂発生源がいくつか含まれる程度のある一定値以上とすれば、試験片幅は疲労試験結果に大きな影響を与えない。

- (2) 亀裂発生寿命は、溶接止端部より10mmの位置に貼付した歪ゲージにより歪範囲をモニターし、歪範囲が初期値から5%低下した時の荷重繰返し数として検出できる。この亀裂発生寿命は亀裂深さ1～2mm程度に対応している。
- (3) 実験による板厚効果の影響因子に関しては次のようなことが判明した。
- (3-1) 破断寿命よりも亀裂発生寿命に対する板厚効果の方が大きい。亀裂伝播寿命に対する板厚効果は非常に小さい。
 - (3-2) 引張り荷重を受ける溶接まま十字継手の板厚効果は、主板厚と溶接付加物寸法の関係で異なる。溶接付加物寸法が主板厚の増大に伴って増す場合(図3.3のA→D方向)が最も板厚効果は大きい。
 - (3-3) 溶接付加物寸法が主板厚の増大に伴って比例的に増す場合、引張り荷重下の十字継手よりも、曲げ荷重下のT字継手の方が板厚効果が大きい。
- (4) 溶接部改善処理の影響については、
- (4-1) 改善処理により疲労強度は上昇し、板厚効果は減少する(図3.4)。すなわち、板厚が大きい程、改善処理による疲労強度上昇率は大きい。
 - (4-2) プロファイル処理と止端研削では、疲労強度と板厚効果に有意の差はない(図3.4)。両処理による応力集中率低減効果が大きく、プロファイル処理継手の止端部に残る未研削の窪みは疲労強度に影響しなかった。
- (5) 継手種類と負荷方法の組合せにより、疲労寿命が 10^5 、 2×10^6 回における板厚効果指數mのレベルは次のように分類できる(図3.5)。
- (a) $m = -1/10$: 溶接付加物寸法が一定の溶接まま継手。溶接ままの突合せ継手を含む。
 - (b) $m = -1/5$: 軸荷重を受ける溶接ままの十字継手(付加物寸法が主板厚に応じて増加)。
 - (c) $m = -1/3$: 曲げ荷重を受ける溶接ままのT字継手(比例継手)。
 - (d) $m = -1/10$: 改善処理継手(プロファイル処理、止端研削)。
 - (e) $m = -1/10$: 主板厚が一定で溶接付加物寸法が変化する溶接ままの十字継手(この場合は付加物についての寸法効果を表わす)。
- (6) 板厚効果指數は疲労寿命にも依存し、長寿命になるほど板厚効果は大きい。特に溶接ままの継手でこの傾向が強い(図3.6)。
- (7) 構造物に作用するランダム応力の頻度分布を考慮した疲労強度による板厚効果指數は、疲労寿命 10^5 、 2×10^6 回以上の寿命に対応する応力が疲労損傷に対して支配的になるためである。
- (8) 応力解析による板厚効果では次のようなことが判明した。
- (8-1) 溶接付加物の寸法を主板厚に比例させても、止端半径は比例的に変化しないので、板厚が大きくなるに従って、溶接止端部の応力集中係数は大きくなる。この傾向が実験の板厚効果にはば対応しており、板厚効果の主要原因と考えられる。
 - (8-2) 亀裂伝播解析よりも、有効応力集中係数による板厚効果が大きい。また、亀裂伝播解析では初期亀裂が小さいと板厚効果は大きいという結果が得られた。
 - (8-3) このようなことから、溶接継手の板厚効果は亀裂発生挙動と深さ1mm程度までの成長過程で決まっていると考えられる。

3.3 板厚効果についての現状ルール

疲労強度に対する板厚効果評価法はすでにいくつかの溶接鋼構造設計基準や設計指針に取り入れられている。表3.2にDEn¹⁾、DNV²⁾、ECCS³⁾、JSSC(日本鋼構造協会)⁴⁾の板厚効果評価法の比較を示す。

いずれの基準・指針も板厚効果指数を $m = -\frac{1}{4}$ としている。本研究では継手種類や負荷方法により板厚効果が異なるという結果が得られた。欧州においても、鋼管継手や曲げ荷重を受ける平板継手では板厚効果はより大きく、溶接部改善処理をすると板厚効果は小さくなり、また溶接付加物寸法一定継手の板厚効果は小さいなどの研究結果を報告している⁵⁾。このような知見は、まだ十分には疲労設計基準・指針に反映されていない。

適用継手種類は各基準・指針でまちまちであり、DEn, DNV, ECCS では全ての溶接継手に適用されるのに対し、JSSC は適用する継手を限定している。溶接部形状改善処理をした継手を適用除外しているのは JSSC のみであり、この継手に対しては欧州の基準・指針は安全側すぎるといえる。また、溶接付加物寸法に言及しているのも JSSC のみであり、板厚効果をより厳密に評価している。

また、現行基準に対して、鋼管継手では $m = -\frac{1}{4}$ は危険側とする指摘が多い⁶⁾。継手種類によって板厚効果指数を変えることも提案されており⁶⁾、この提案でも鋼管継手の板厚効果はかなり大きい。

3.4 疲労強度に対する板厚効果評価法の提案

本研究の結果と文献データによる $N_f = 10^5, 2 \times 10^6$ に対する疲労強度を (3.1) 式で表わしたときの m の値を、継手種類、負荷方法で分類して図 3.5 に示す。DEn¹¹⁾ は $N_f = 2 \times 10^6$ に対する疲労強度で板厚効果を求めているが、本研究では、 $N_f = 10^5$ と 2×10^6 の両者の板厚効果について検討した。図 3.5 に両寿命における板厚効果指数 $-m$ を示す。図中の水平実線で示すように、 m のレベルにより、継手を次のように分類できる。

(1) 溶接ままの継手

- (a) $m = -1/10$ レベル：溶接付加物寸法が一定の十字継手 (AC 2, AC 3, AC 4), T字継手 (AT 2), および突合せ溶接継手 (NRIM データ⁷⁾)
- (b) $m = -1/5$ レベル：引張り荷重を受ける溶接まま十字継手 (Case 1-1 ~ 4, NRIM データ⁸⁾)
- (c) $m = -1/3$ レベル：曲げ荷重を受ける溶接まま T字継手 (ATI, KSC, NSC データ^{9,10)})

(2) 溶接部形状改善処理継手

- (d) $m = -1/10$ レベル：溶接部をプロファイル処理した継手 (PC 1, PC 2, PT 1, PT 2) および止端部研削した継手 (GC 1, GT 1)

(3) 主板厚が一定で付加物が大きくなる溶接ままの継手

- (e) $m = -1/10$ レベル：主板厚が一定で付加物が大きくなる溶接ままの継手 (Case 4-1 ~ 4)

注：Case 1 ~ Case 4 の分類は B 編 3 章による。

図 3.5 に見られるように多くの継手では、 $N_f = 10^5$ よりも、 $N_f = 2 \times 10^6$ の板厚効果の方が大きい。このような、 m の疲労寿命依存性を図 3.6 に示す。実験範囲はおよそ $N_f = 10^5 \sim 2 \times 10^6$ であるが、この図では外挿部分も表示している。すなわち、(a), (b), (c)の継手では、長寿命域でかなり大きな板厚効果指数となるが、(d), (e)の継手では、この図の全寿命範囲で $m = -0.1$ 前後である。

ワイブル分布関数²⁾に従うランダム応力が与えられると、疲労損傷率を $D = 1$ とする $\Delta \sigma_{max}$ を決めることができる。この $\Delta \sigma_{max}$ について板厚効果係数 m を求めた結果を図 3.8 に示す。継手分類は図 3.5 と同じである。図 3.5 と図 3.7 を比較すると、(a), (b), (c)の継手では、 $N_f = 10^5, 2 \times 10^6$ に対するよりも、 $\Delta \sigma_{max}$ の板厚効果の方がかなり大きい。これは、大部分の損傷支配応力の繰返し数が 2×10^6 よりも長寿命側であるためである。また、そのような領域は本研究の実験データ範囲からはずれ、外挿値となっている。

以上のように、疲労強度の板厚効果は、継手種類、負荷方法のみならず、評価する疲労寿命にも依存することが明らかとなった。図 3.5 に見られるように多くの継手では、 $N_f = 10^5$ よりも、 $N_f = 2 \times 10^6$ の板厚効果の方が大きい。設計基準でこのような寿命依存性を考慮するのは複雑すぎて実用的でなく、何らかの簡略化が必要である。

現行ルールでは寿命範囲に関係なく、板厚に応じて設計 S-N 線図（両対数表示）を上下方向に平行移動させる。

すなわち、全寿命域に対して同一の板厚効果指數を適用する。さらに、設計 S-N 線図に安全率が含まれていることを考えると、 $N_f = 10^5$ と 2×10^6 の平均的な板厚効果をとるのが妥当と考えられる。実用性の観点から、この程度の簡略化は必要であろう。このような観点から、海洋構造物の疲労強度に対する板厚効果の評価方法を以下のように提案する。

溶接継手において、溶接線に直角方向の応力による疲労破壊を評価するときは、次式により疲労強度の板厚補正を行う。

$$\Delta \sigma = \Delta \sigma_0 \left(t / t_0 \right)^m \quad (3.2)$$

$\Delta \sigma$: 評価すべき部材の疲労強度

$\Delta \sigma_0$: 参照する基本疲労曲線における疲労強度

t : 評価すべき部材の板厚

t_0 : 参照する基本疲労曲線の基準板厚

m : 継手種類、応力状態等により、表 3.3 の値をとる。

ただし、 $t < 22\text{mm}$ のときは、 $t = 22\text{mm}$ として (3.2) 式を適用する。板厚効果指數 m は継手種類と負荷方法の組合せにより表 3.3 のごとく、 $-1/3$, $-1/6$, $-1/10$, 0 の 4 段階とする。

$m = -1/3$ は、溶接ままの鋼管継手のように曲げ応力主体で溶接止端部から破壊し、その設計 S-N 線図が曲げ疲労試験から求められている場合である。鋼管継手に適用される T-Curve^{1,2)} は鋼管継手の疲労試験に基づいているので、この場合に相当し、現行設計ルールよりは大きな板厚効果となる。

$m = -1/6$ は、基本的には引張り応力を受ける溶接ままの平板継手に適用される。この場合は、現行設計ルールよりはゆるやかな板厚効果である。一般的に溶接まま継手では、曲げ応力よりも引張り応力による方が疲労強度は低くなる。したがって、部材断面の曲げ応力が支配的であっても、設計 S-N 線図が引張り試験結果に基づいているときはこの程度の板厚効果で良いであろう。

$m = -1/10$ は、溶接ままの突合せ継手と、および溶接付加物寸法がある一定値以下の溶接ままの継手に適用される。現在のところ、溶接付加物寸法限界を定めるためのデータはないが、設計 S-N 線図作成に用いた試験片の溶接付加物寸法を限界値として良いであろう。また、 $m = -1/3$, $-1/6$ に分類されている継手に、グラインダー処理による形状改善がされたときは、この板厚効果が適用される。

$m = 0$ は、 $m = -1/10$ に分類されている溶接ままの継手に、グラインダー処理による形状改善がされたときである。この場合は応力集中率がかなり低減されるので、板厚効果を考慮する必要はないと考えられる。

前章で述べたように形状改善継手は、長寿命域においても、ワイル分布応力に対しても、 $m = -1/10$ 前後であるので、この基準はかなり信頼度が高いと考えられる。継手形状改善による疲労寿命アップを認めている設計基準もあるが、板厚の大きい領域で形状改善効果が大きいことを考えると、設計 S-N 線図として溶接まま継手のそれを用い、板厚効果を $m = -1/10$ としても工業的メリットは大きい。

本研究では、設計 S-N 線図と板厚効果適用下限板厚についての検討は行なっていない。下限板厚は設計 S-N 線図として何を用いるかに依存する。したがって、既存ルール^{1,2)} の設計 S-N 線図を前提とすれば、本提案による板厚効果基準についても適用下限板厚は 22mm である。

3.5 板厚効果評価法の適用の例

現状ルール^{1,2)} では、継手種類・部材種類に関わらず、 $m = -1/4$ が適用されるが、本提案の板厚効果評価法では、継手種類などによって、板厚効果指數を使い分けることになる。以下に、DEn, DNV の設計 S-N 線図を用いる場合について、板厚効果評価基準の適用方法の考え方について代表的な例を挙げる（表 3.3 線図・部材の例 参照）

- (1) • T-Curve : 鋼管継手（溶接まま，サドル部またはクラウン部）の疲労照査
 サドル部またはクラウン部に作用する応力は管壁の面外曲げが主体になり，T-Curveは鋼管継手（溶接まま）の実験から求められているので，この部分の疲労照査では $m = -\frac{1}{3}$ を用いる。
- (2) • F, F_2 , G, W-Curves : 溶接ままの平板・平板面外継手，重ね継手の止端部の疲労照査
 この設計 S-N 線図は軸力疲労試験結果に基づくと考えられるので，溶接ままの平板・平板面外継手や重ね継手では，断面の応力が引張り応力か曲げ応力かに関わりなく， $m = -\frac{1}{3}$ を用いる。また，本報告書第2章の修正T-Curveを用いて平板継手の疲労照査をするときも， $m = -\frac{1}{3}$ として良い。
- (3) • B, C, D, E, W-Curves : 溶接ままの突合せ継手（完全溶込み，止端部），荷重方向継手（ルート部を除く）の疲労照査
 溶接ままの突合せ継手は $m = -\frac{1}{3}$ を用いる。荷重方向継手で溶接部が破断する場合も，応力集中は突合せ継手（止端部）程度かそれ以下と考えられるので， $m = -\frac{1}{3}$ を用いる。
 • F, F_2 , G-Curves : 小さな付加物溶接の止端部の疲労照査
 犠牲電極取り付け溶接など，付加物寸法が一定（所定寸法以下）の取り付け溶接では， $m = -\frac{1}{3}$ を用いる。
 • T, F, F_2, G, W -Curves : 止端処理をした各種継手
 (1), (2)に分類されている継手に止端処理などにより形状改善をした場合は， $m = -\frac{1}{3}$ を用いる。鋼管継手のサドル部またはクラウン部を形状改善した場合もこれに含まれる。
- (4) • B, C, D, E, W-Curves : 溶接部形状改善処理した突合せ継手（完全溶込み，止端部），荷重方向継手（ルート部を除く）の疲労照査
 溶接部形状改善処理（止端研削，溶接余盛研削）した突合せ継手や荷重方向継手の応力集中係数はほぼ1になり疲労強度も母材なみになるので，このような継手では板厚効果を考慮しなくても良いと考えられる。

3.6 結論

本研究では，海洋構造物用 YP 360 MPa-TMCP 鋼の 10 ~ 80 mm 厚の十字継手と T 字継手について疲労試験を行ない，各種継手の疲労特性を調べた。これにより，疲労強度に及ぼす板厚効果の影響因子について考察し，評価基準の検討を行なった。その主要結論は次のようなである。

- (1) 実験による板厚効果の影響因子に関しては次のようなことが判明した。
 (1-1) 破断寿命よりも亀裂発生寿命に対する板厚効果の方が大きい。亀裂伝播寿命に対する板厚効果は非常に小さい。
 (1-2) 引張り荷重を受ける溶接まま十字継手の板厚効果は，主板厚と溶接付加物寸法の関係で異なる。溶接付加物寸法が主板厚の増大に伴って増す場合が最も板厚効果は大きい。
 (1-3) 溶接付加物寸法が主板厚の増大に伴って比例的に増す場合，引張り荷重下の十字継手よりも，曲げ荷重下の T 字継手の方が板厚効果が大きい。
 (1-4) 板厚効果指数は疲労寿命にも依存し，長寿命になるほど板厚効果は大きい。特に溶接ままの継手での傾向が強い。
- (2) 溶接部改善処理の影響については，
 (2-1) 改善処理により疲労強度は上昇し，板厚効果は減少する。すなわち，主板厚が大きい程，改善処理による疲労強度上昇率は大きい。
 (2-2) プロファイル処理と止端研削では，疲労強度と板厚効果に有意の差はない。両処理による応力集中率低減効果が大きく，プロファイル処理継手の止端部に残る未研削の窪みは疲労強度に影響しなかった。
- (3) 継手種類と負荷方法の組合せにより，板厚効果指数は $m = -\frac{1}{3}, -\frac{1}{6}, -\frac{1}{9}$ の 3 レベルに分類できる。

(4) 以上の結果に基づいて、継手種類と負荷方法の組合せに応じて板厚効果指数を $m = -\frac{1}{3}, -\frac{1}{6}, -\frac{1}{10}, 0$ とする板厚効果評価基準を提案した。

参考文献

- 1) Department of Energy, UK, "Offshore Installations : Guidance on Design and Construction" April 1984
- 2) Det Norske Veritas, Norway, Classification Notes, No. 30.2, "Fatigue Strength Analysis for Mobile Offshore Units" August 1984
- 3) European Convention for Constructional Steelwork, Technical Committee-6, "Recommendations for the Fatigue Design of Steel Structures" 1985
- 4) 日本鋼構造協会“疲労設計指針（案）”, JSSC レポート No. 14, 1989
- 5) Proceedings of Int. Offshore Conf. on Steels in Marine Structures, Delft, The Netherlands, June, 1987
- 6) Haagensen, P. J., Slind, T., Orjasaeter, O. "Size Effects in Machine Components and Welded Joints" IIW Annual Meeting, Doc. 1306-88 (89?), Helsinki, sept. 1989
- 7) 金属材料技術研究所, 疲れデータシート, No. 5, 1978
- 8) 金属材料技術研究所, 疲れデータシート, No. 5, 1979
- 9) 川崎製鉄株式会社 “十字すみ肉溶接継手の疲労強度に及ぼす寸法効果”, 日本造船学会材料分科会資料, 昭和63年2月2日
- 10) 新日本製鉄株式会社内データ

表 3.1 疲労試験シリーズ

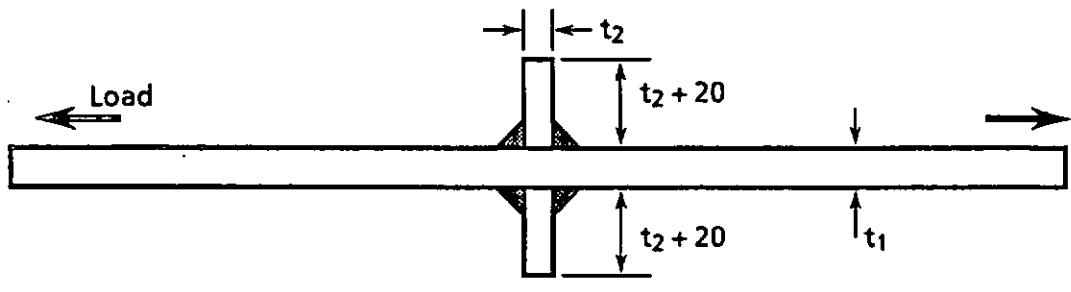
Loading	Code of Series	Welded Attachment		Treatment of Weld	Main Plate Thickness t_1 (mm)
		Rib Plate Thickness	Weld Leg Length		
Pulsating Tension	AC1	$0.5 \cdot t_1$	$0.4 \cdot t_1$	As Welded	10, 22, 40, 80
	AC2	22 mm	16 mm	ibid.	10, 22, 40, 80
	AC3	10 mm	9 mm	ibid.	10, 40, 80
	AC4	40 mm	32 mm	ibid.	22, 40
	PC1	$0.5 \cdot t_1$	$0.4 \cdot t_1$	Profiled	10, 22, 40, 80
	PC2	22 mm	16 mm	ibid.	22, 40, 80
	GC1	$0.5 \cdot t_1$	$0.4 \cdot t_1$	Toe-Ground	10, 22, 40, 80
Pulsating Bending	AT1	$0.5 \cdot t_1$	$0.4 \cdot t_1$	As Welded	22, 40, 80
	AT2	22 mm	16 mm	ibid.	22, 40, 80
	PT1	$0.5 \cdot t_1$	$0.4 \cdot t_1$	Profiled	22, 40, 80
	PT2	22 mm	16 mm	ibid.	22, 40, 80
	GT1	$0.5 \cdot t_1$	$0.4 \cdot t_1$	Toe-Ground	22, 40, 80

表 3.2 各設計基準・設計指針における板厚効果の取り扱い

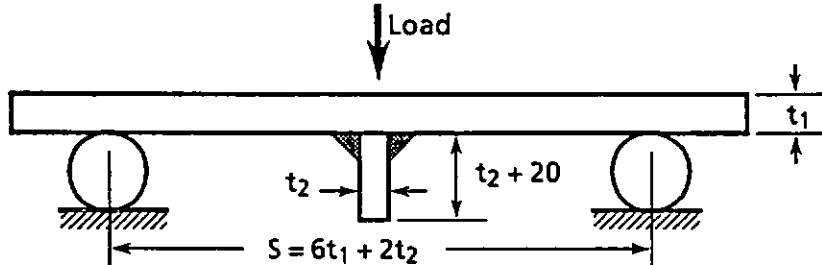
設計基準 設計指針	板厚効果 の指数	基準板厚 t_o 適用板厚 t	適用 継手種類
D E n	$m = -1/4$	平板継手： $t_o = 22\text{mm}$ $t > 22\text{mm}$ 鋼管継手： $t_o = 32\text{mm}$ $t > 22\text{mm}$	◎Class B～G (平板継手) と Class T (鋼管継手) ◎溶接部形状改善処理の有無にかかわらず、全ての継手に適用される。
D N V	$m = -1/4$	平板継手： $t_o = 22\text{mm}$ $t > 22\text{mm}$ 鋼管継手： $t_o = 32\text{mm}$ t : 記述なし	◎Class B～G (平板継手) と Class T (鋼管継手) ◎溶接部形状改善処理の有無にかかわらず、全ての継手に適用される。 ◎鋼管継手の適用肉厚下限についての記述はない。
E C C S	$m = -1/4$	$t_o = 25\text{mm}$ $t > 25\text{mm}$	◎荷重に対して直角方向の隅内溶接と突合せ溶接、 および鋼管継手 ◎これ以外の継手種類や溶接部形状改善処理の有無についての記述はない。
J S S C	$m = -1/4$	$t_o = 25\text{mm}$ $t > 25\text{mm}$	◎溶接まま継手に適用され、その種類は限定されて いる (主として止端破壊となるもの)。 ◎十字溶接継手においては付加板の厚さが12mm以下 の場合は適用しない。 ◎溶接部形状改善処理をした場合、板厚効果は適用 されない。

表 3.3 溶接継手疲労強度の板厚効果指数 m

m	適用溶接部材種類	線図 ¹⁾ ・部材の例
(1) -1/3	◎溶接ままの継手において、部材断面の曲げ応力が支配的(平均応力が0)で基本疲労曲線が曲げ疲労試験結果に基づいているとき。	T-Curve: ・鋼管継手 (枝管・主管継手、溶接まま)
(2) -1/5	◎溶接ままの継手において、部材断面の引張り応力が支配的のとき。 ◎部材断面の曲げ応力が支配的であっても、基本疲労曲線が引張り疲労試験結果に基づいているとき。	F, F2, G, W-Curves: ・平板・平板面外継手 (引張り、曲げとも適用、突合せは除く)
(3) -1/10	◎溶接ままの突合せ継手。 ◎溶接付加物寸法がある一定値(基本疲労曲線の付加物寸法: 22mm)以下の溶接ままの継手 ◎m = -1/3, -1/5 に分類されている溶接まま継手に止端半径 3mm 以上となる溶接部形状改善処理を施した溶接継手。	B, C, D, E-Curves: ・平板突合せ継手(溶接まま) ・鋼管突合せ継手(溶接まま) F, F2, G-Curves: ・小さな付加物の取り付け(溶接まま) T, F, F2, G-Curves: ・(1), (2)の継手に止端処理をしたとき
(4) 0.0	◎m = -1/10 に分類されている溶接まま継手に溶接部形状改善処理を施したとき。	B, C, D, E-Curves: ・(3)の溶接まま継手に止端処理をしたとき



(a) Cruciform joint (width: 80 mm)



(b) Tee joint (width: 100 mm)

図 3.1 疲労試験片形状 (単位: mm)

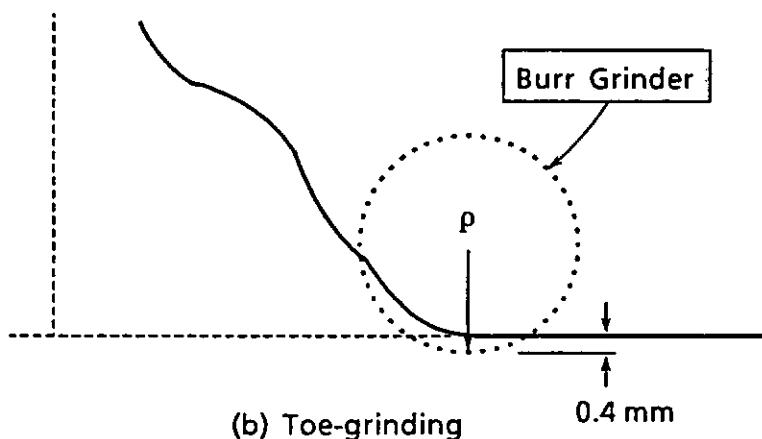
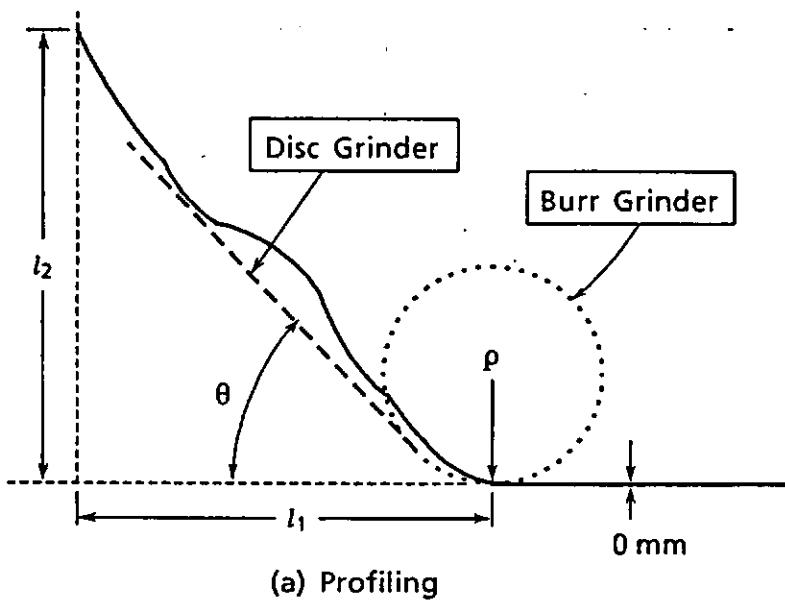


図 3.2 溶接部の形状改善処理方法

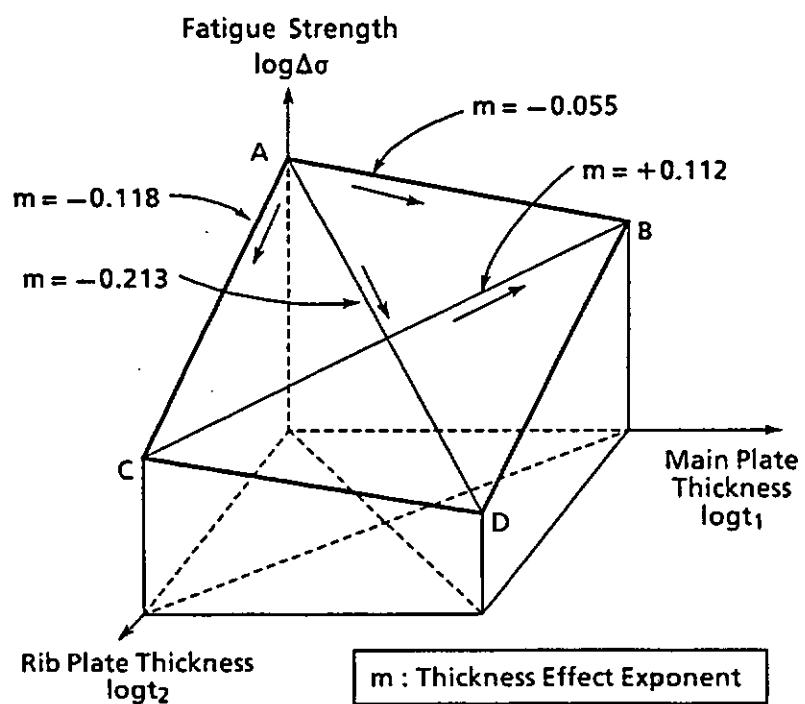


図 3.3 溶接まま十字継手における疲労強度の主板厚と溶接付加物寸法に対する依存性

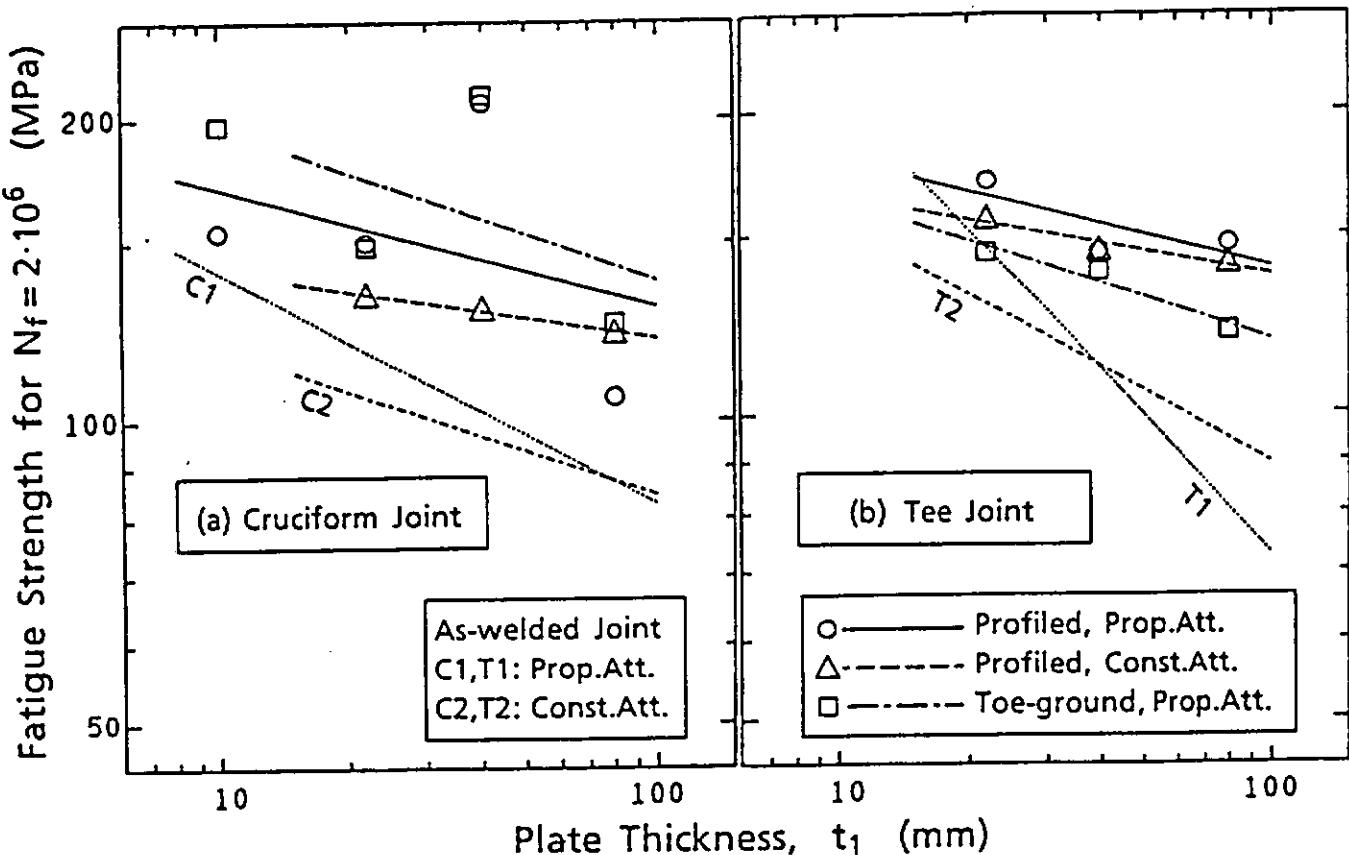


図 3.4 破断寿命 $N_f = 2 \cdot 10^6$ に対する疲労強度の板厚依存性

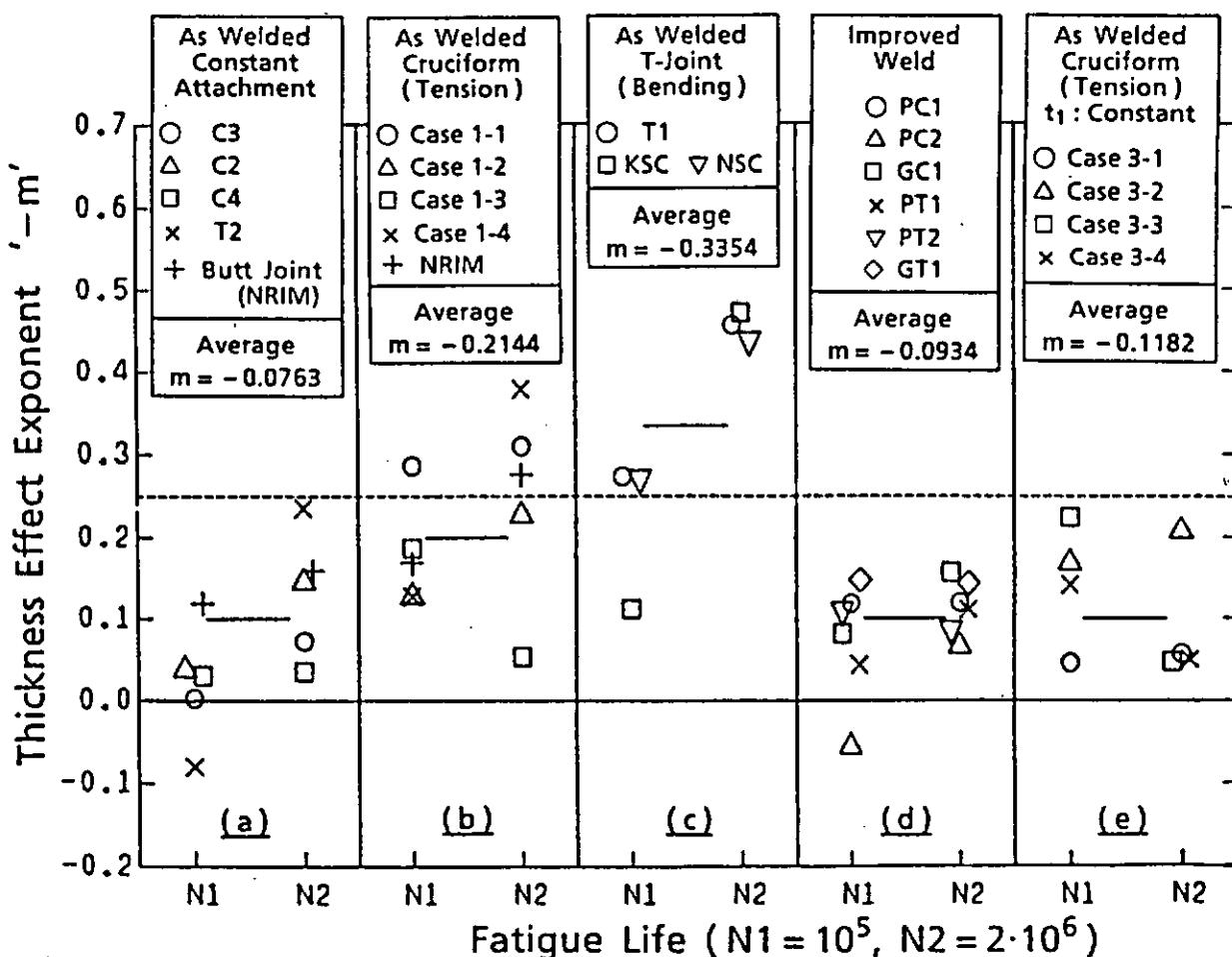


図 3.5 継手種類と載荷方法の組合せによる板厚効果指数

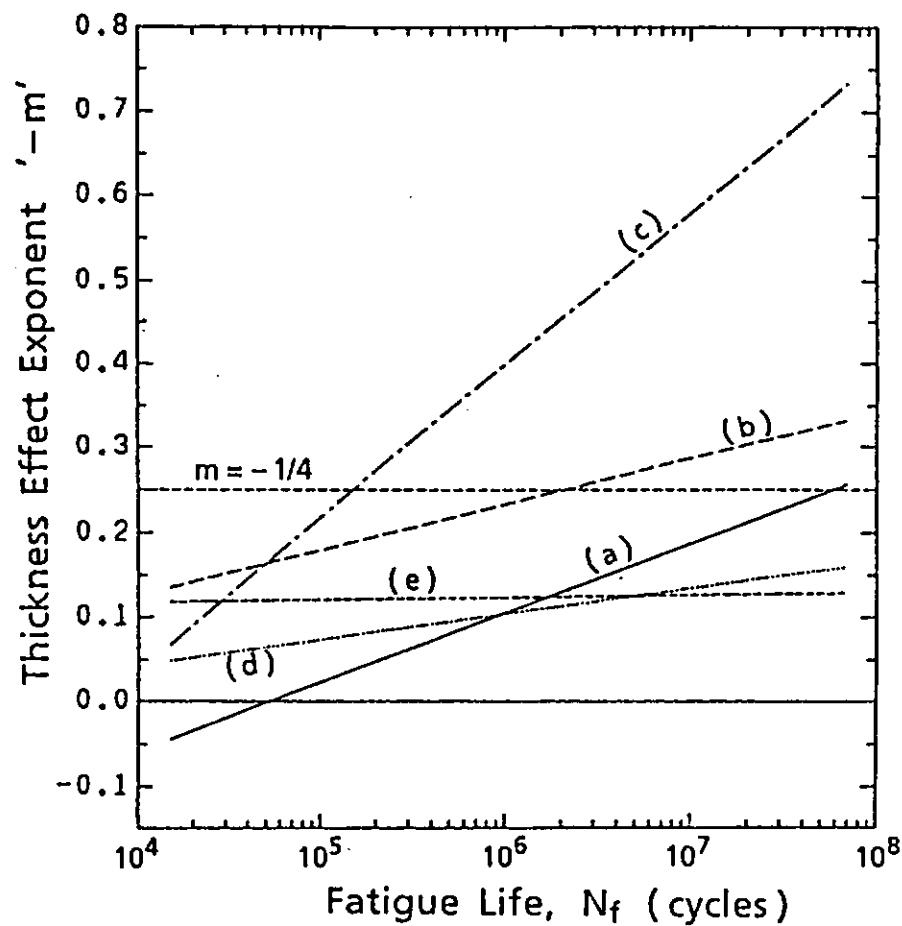


図 3.6 繋手種類別の板厚効果指数の疲労寿命依存性

(継手分類は図 3.5 と同じ)

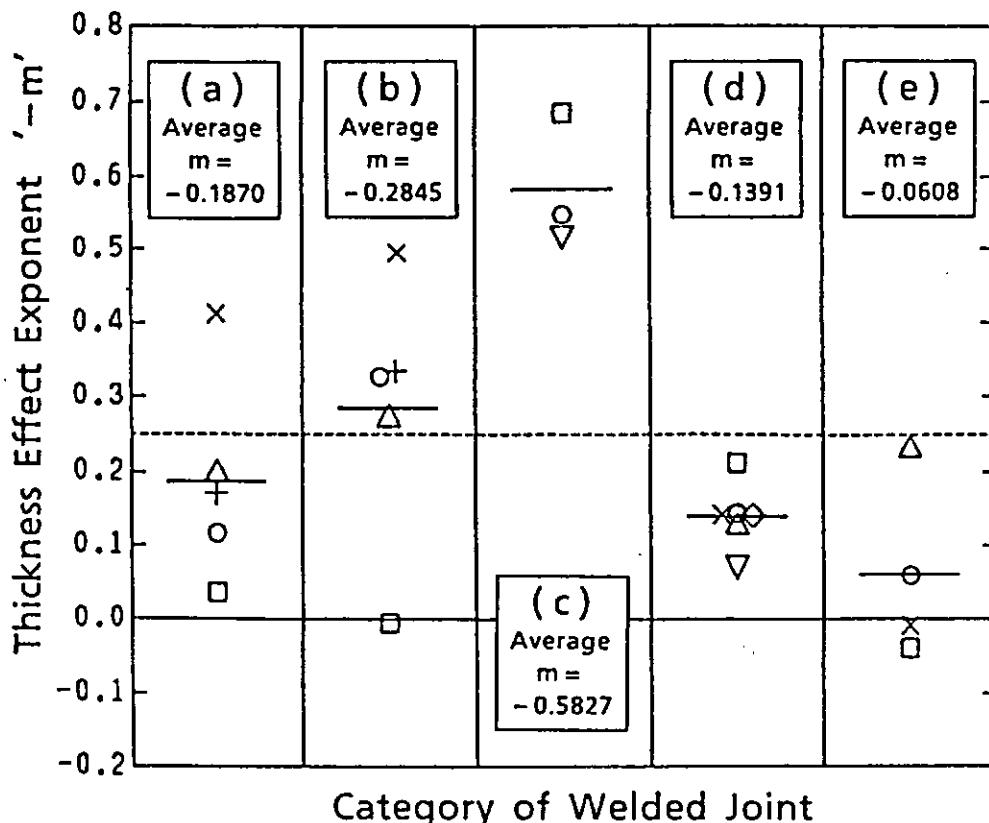


図 3.7 ワイブル頻度分布応力による板厚効果指数

(継手分類は図 3.5 と同じ)

4 鋼材の種類と疲労強度の関係

4.1 母材および溶接継手の疲労強度

海洋構造物の疲労設計における合理的な使用鋼材を検討するために、22mm厚の軟鋼である YP 235 MPa（記号24）、HT 60である YP 451 MPa 級鋼（記号46）および HT 80 である YP 686 MPa 級鋼（記号70）の溶接継手について鋼材種類と疲労強度の関係を調べた。溶接継手は十字継手（記号C）であり、非荷重伝達型の隅肉溶接（手溶接）である（図4.1）。リブ板厚（ t_2 ）をほぼ $0.5 \times$ 主板厚（ t_1 ），脚長（1）= 9 mmとした付加物比例継手（記号1）について、溶接まま（記号A），プロファイルド処理（記号P），止端研削処理（記号G）の条件で疲労試験を行なった。本研究で疲労試験をしなかった母材¹⁾（記号BM），突合せ継手¹⁾（記号B）およびHT 50 である YP 360 MPa 級鋼（記号36）の十字継手については既報データ^{2), 3)}を引用した。これらの試験シリーズを表4.1に示す。

図4.2に溶接部形状改善方法を示す。プロファイルド処理は、溶接止端部をロータリーバーにより半径3 mmに仕上げ溶接ビード部分はディスクグライダーで平坦に整形する処理である。

この場合、止端部分は板厚方向に削り込まないようにしたので、多少のアンダーカットあるいは窪みが残っている。一方、止端研削処理は、溶接止端部を半径3 mmのロータリーバーにより深さ0.4 mmに削り込み、アンダーカットを除去する処理である。この場合、溶接ビード部分は溶接ままである。このような溶接部改善処理は十字継手について行い、突合せ継手は行っていない。

各試験シリーズ毎に疲労寿命が約 $5 \times 10^4 \sim 5 \times 10^5$ の範囲で S-N線図を求めた。疲労試験は応力比0～0.1とし、室温大気中で行った。破断寿命 N_f のほかに、ひずみゲージにより亀裂発生寿命 N_c も計測した。その結果、次の結論を得た。

- (1) 亀裂発生寿命は、溶接止端部より10 mmの位置に貼付したひずみゲージによりひずみ範囲をモニターし、ひずみ範囲が初期値から5%低下した時の荷重繰返し数として検出できる。その亀裂発生寿命は亀裂深さ1～2 mm程度に対応している。
- (2) 母体の疲労強度は比較的明瞭に鋼材強度に依存し、静的強度が高くなるほど疲労強度も上昇する傾向が認められる（図4.3）。
- (3) 突合せ溶接継手および十字隅肉溶接継手による溶接まま継手疲労強度は鋼材間の差異ほとんど見られない（図4.3）。
- (4) 十字隅肉継手の N_p に対する疲労強度は溶接まま、溶接部改善処理とも高強度鋼の方がやや高い（図4.4, 4.5）。
- (5) 溶接部改善処理のプロファイルド継手疲労強度は鋼材間の差異はほとんど見られないが、トウグラインド継手のそれは高強度鋼ほど高くなる傾向が見られる（図4.5）。
- (6) 十字隅肉溶接継手による溶接まま継手疲労強度に対する鋼材強度依存性は破断寿命より亀裂発生寿命に対する効果が比較的大きい（図4.6）。
- (7) 溶接ままに比べ溶接部改善処理の疲労強度は高い。その改善効果は N_f より N_c に対する効果の方が大きく、軟鋼より高強度鋼の方が比較的大きい（図4.7）。

4.2 ワイブル分布ランダム応力に基づく疲労強度比

応力範囲がワイブル分布関数に従うランダム応力で与えられると、疲労損傷率を $D = 1$ とすると $\Delta \sigma_{max}$ を決めることができる。この $\Delta \sigma_{max}$ について疲労強度比、 $1/\kappa$ ($\kappa =$ 軟鋼の $\Delta \sigma_{max}$ / 各鋼の $\Delta \sigma_{max}$) を求めた結果を図4.8に示す。

- (1) 構造物に作用するランダム応力の頻度分布を考慮した疲労強度比、 $1/\kappa$ と鋼材強度の関係は、平滑母材では鋼材強度の上昇に伴って疲労強度も上昇する。所謂疲労強度の鋼材強度依存性が顕著に認められる。しかし、溶接まま

継手および溶接部改善処理継手の疲労強度のそれは比較的小さい(図4.8)。

(2) 溶接継手疲労強度の向上は止端部の応力集中を極力小さくする必要がある。

参考文献

- 1) 征矢勇夫: JSSC 疲労設計指針委員会資料(未公開)
- 2) 第202研究部会報告書「海洋構造物の疲労設計法および溶接部の品質に関する研究」, 日本造船研究協会(S 62.3)
- 3) 第202研究部会報告書「海洋構造物の疲労設計法および溶接部の品質に関する研究」, 日本造船研究協会(H 1.3)
- 4) Det Norske Veritas, Norway, Classification Notesp, No. 30.2, " Fatigue Strength Analysis for Mobil Offshore Units " August 1984

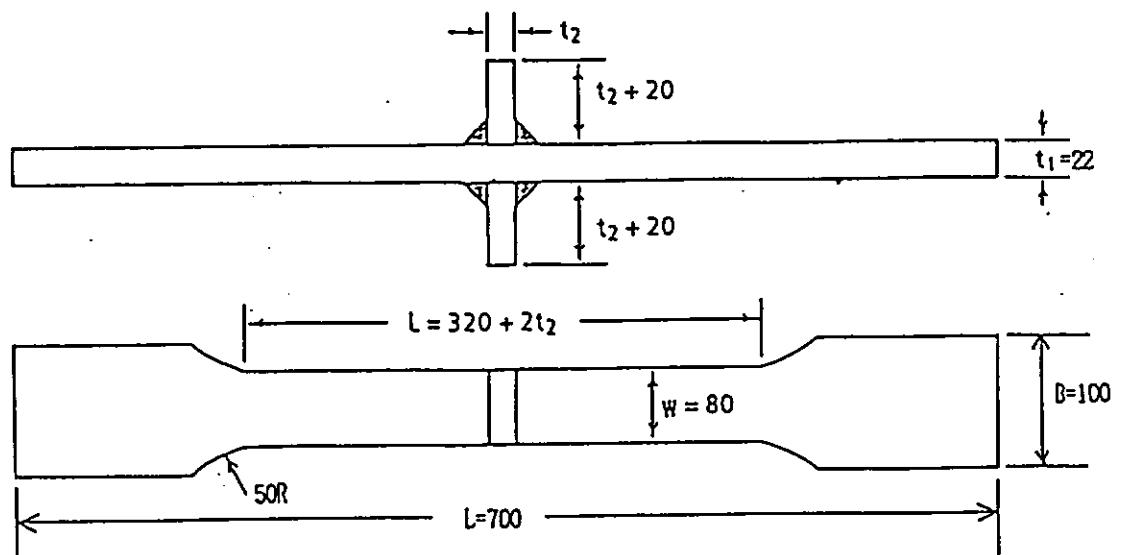


図 4.1 試験片形状(単位 mm)

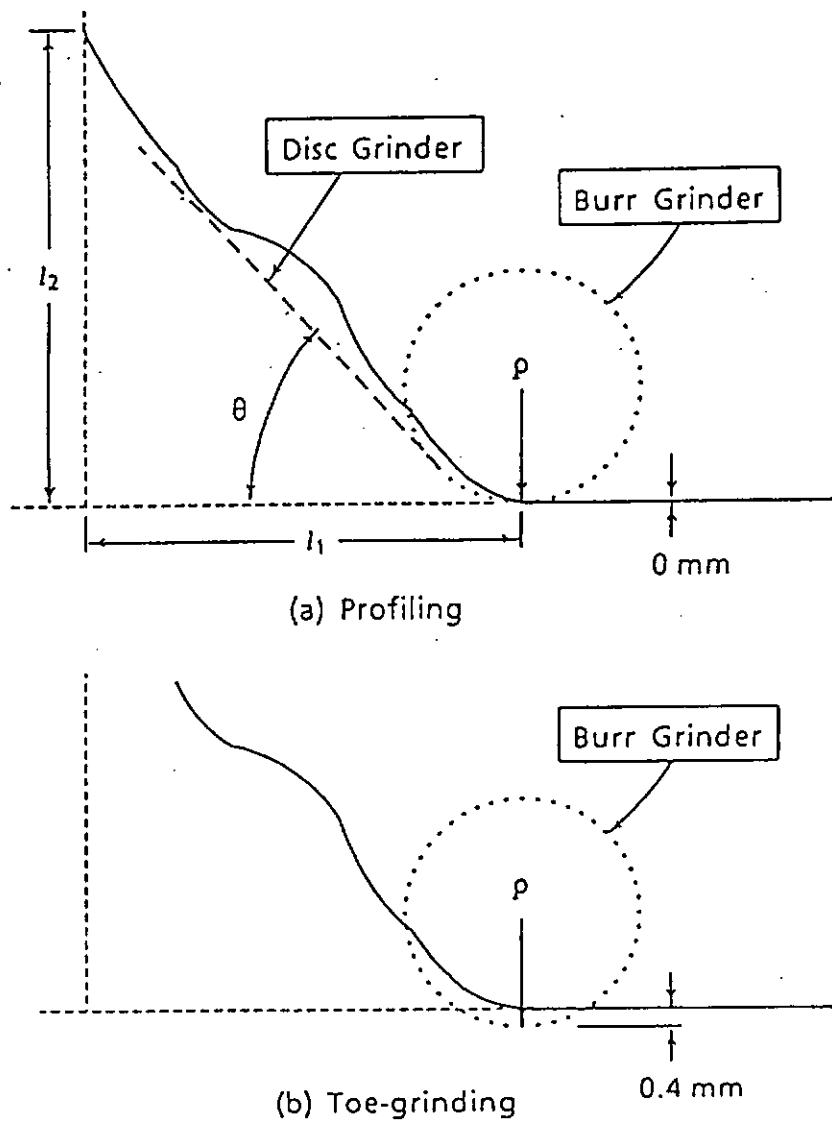


図 4.2 溶接部の形状改善処理方法

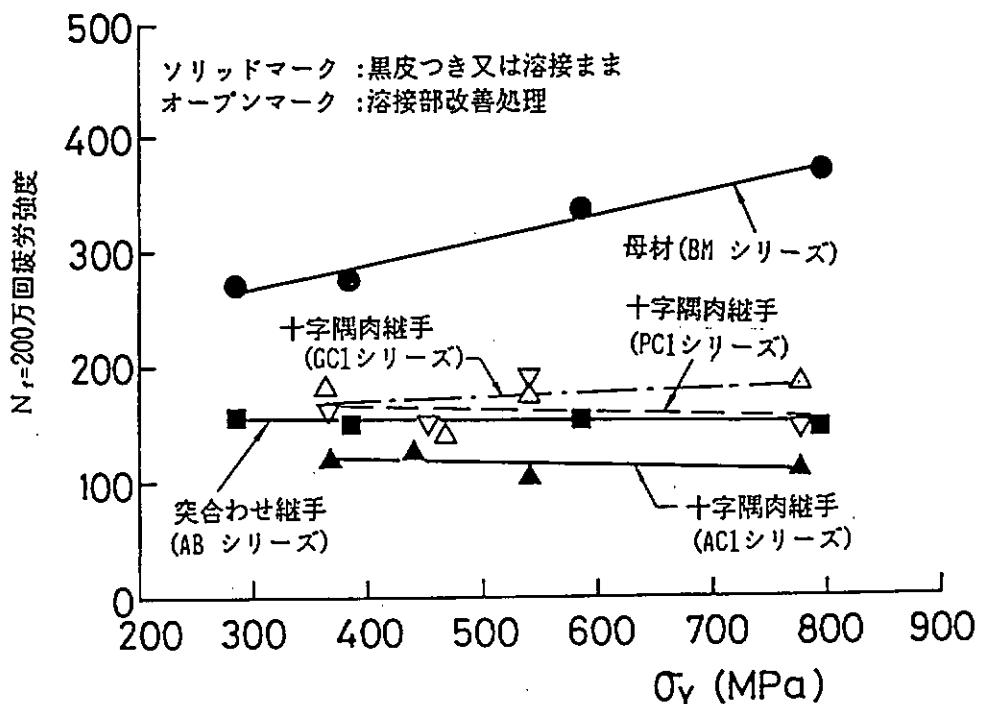


図 4.3 200 万回疲労強度と降伏強さ σ_y の関係

表 4.1 鋼材の種類と疲労強度に関する試験シリーズ

継手種類 荷重	鋼材の種類	シリーズ	主板厚 t_1 (mm)	リブ板厚 t_2 (mm)	脚長 l_1 (mm)	溶接止端部 処理方法
母材 引張	軟鋼 YP235MPa	24 BM	20	—	—	—
	HT50 YP360MPa	36 BM				
	HT60 YP451MPa	46 BM				
	HT80 YP686MPa	70 BM				
突合わせ 継手 引張	軟鋼 YP235MPa	24 AB	20	—	—	溶接まま
	HT50 YP360MPa	36 AB				
	HT60 YP451MPa	46 AB				
	HT80 YP686MPa	70 AB				
リブ十字 継手 引張	軟鋼 YP235MPa	24 AC1	22	10	9	溶接まま
		24 PC1				プロファイルド
		24 GC1				トウグラインド
	HT50 YP360MPa	36 AC1 ⁵⁾	22	10	9	溶接まま
		36 PC1 ⁶⁾				プロファイルド
		36 GC1 ⁶⁾				トウグラインド
	HT60 YP451MPa	46 AC1	22	10	9	溶接まま
		46 PC1				プロファイルド
		46 GC1				トウグラインド
	HT80 YP686MPa	70 AC1	22	10	9	溶接まま
		70 PC1				プロファイルド
		70 GC1				トウグラインド

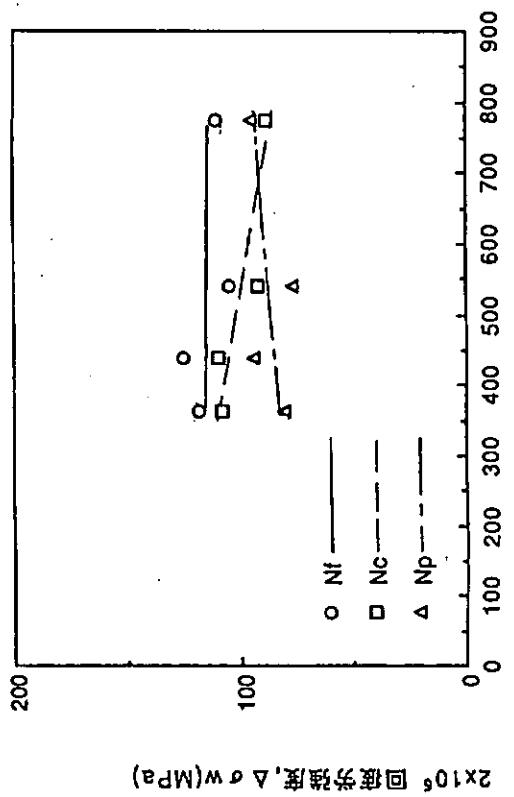


図 4.4 十字継手 (AC1 シリーズ) の N_f , N_c , N_p = 200 万回
疲労強度と降伏強さ σ_y の関係

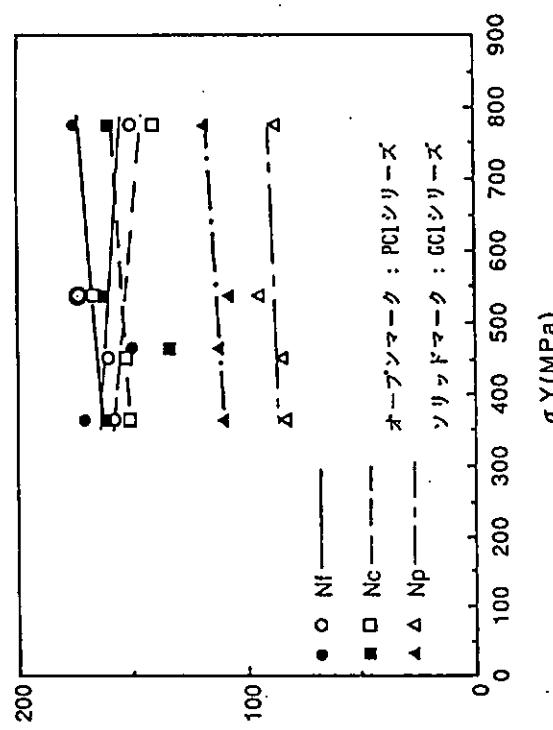


図 4.5 十字継手 (PC1, GC1 リーズ) の N_f , N_c , N_p = 200 万回
疲労強度と降伏強さ σ_y の関係

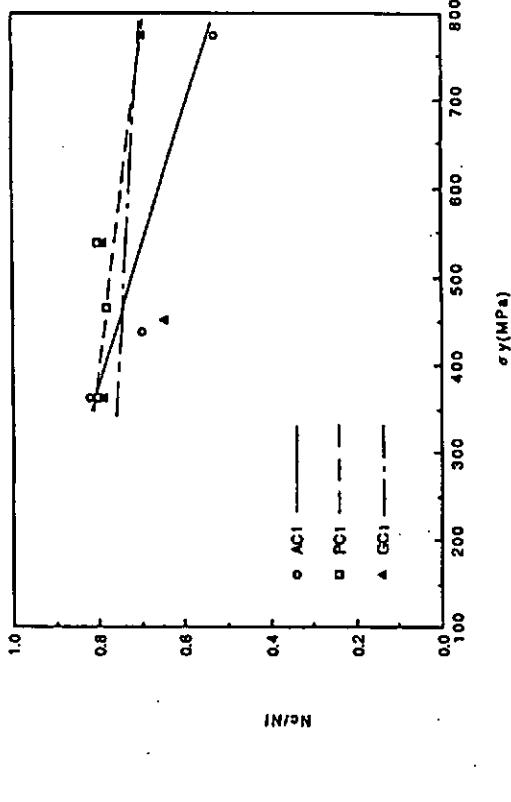


図 4.6 N_c / N_f と降伏強さ σ_y の関係

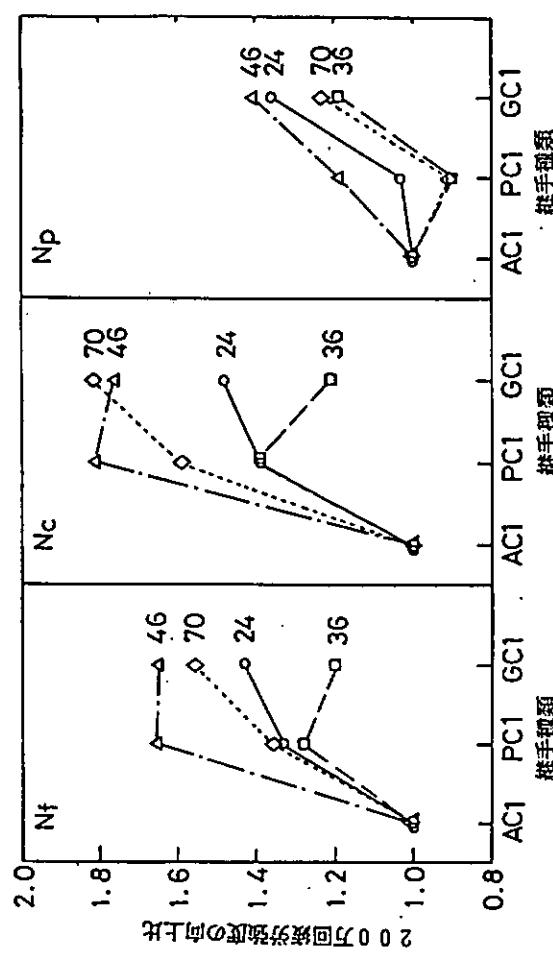


図 4.7 十字継手の溶接部改善処理による 200 万回疲労強度の向上比

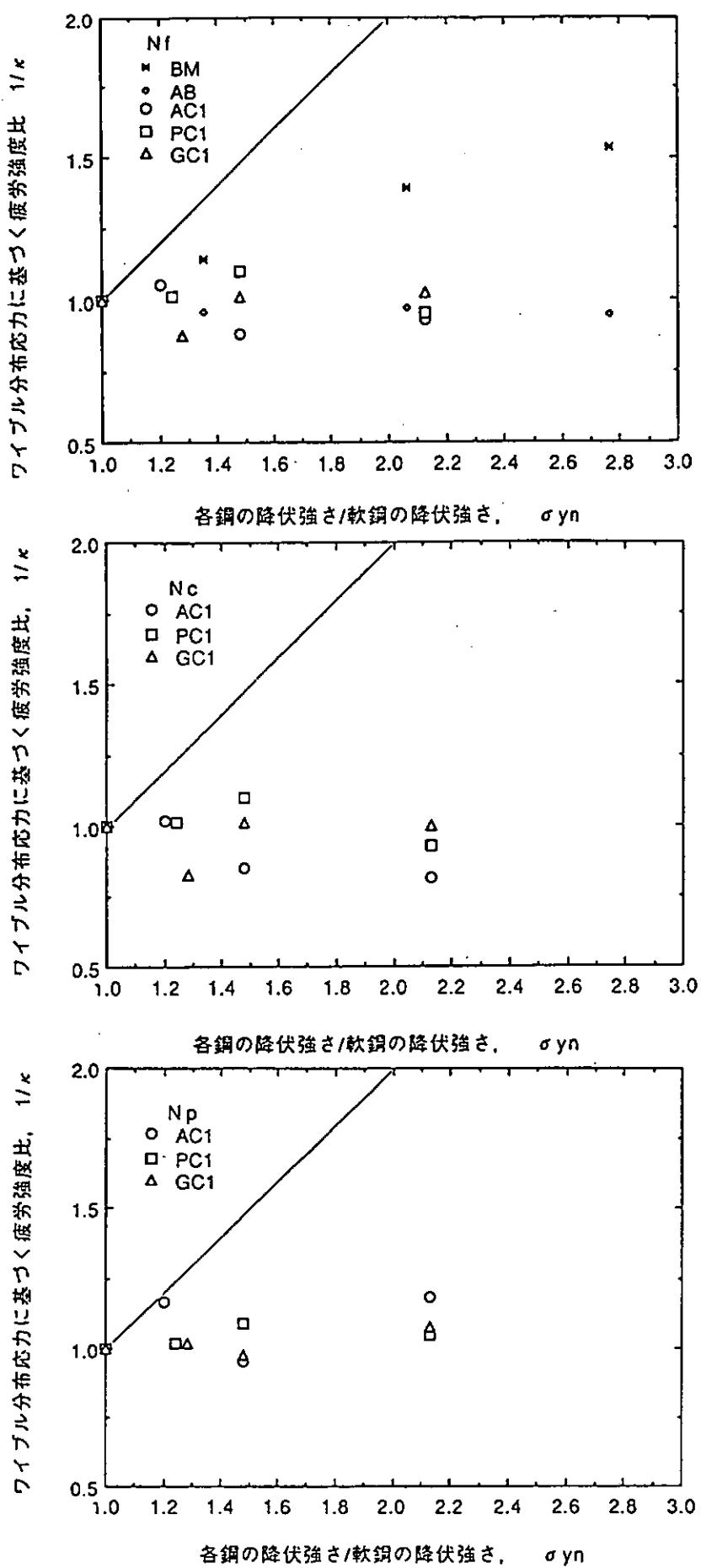


図 4.8 各鋼材の継手種類におけるワイブル分布応力に基づく疲労強度比 $1/\kappa$ と
降伏強さ σ_{yn} の関係

5. 溶接欠陥の許容基準

5.1 緒論

海洋構造物は過酷な海象に耐えうるように稼働海域の環境条件に応じた設計が行われている。海洋構造物の損傷のうち、疲労による損傷は考慮すべき重要な損傷の一つであり、海洋構造物は疲労強度の入念なチェックのもとに構造設計がなされている。

製造の面からは想定した疲労強度を確保するために、損傷の起点となることの多い溶接継手部の工作品質をいかに適切に管理し、確保するかが重要となってくる。

これに対応して、各種の規則や規定で溶接部の品質確保のための管理基準が設定されている。

しかしながら、実状にもとづいた調査、研究が少ないことも原因して共通の認識と理解が得られておらず、その結果、必要以上に厳しい溶接部品質管理基準が要求され、製造者が混乱に巻き込まれるケースもある。

日本造船学会では、これらの要望に応えるべく、「海洋構造物の工作法懇談会」を設置して、「海洋構造物の品質管理基準（JOQS）」を制定した。しかし、溶接継手部の品質基準については「研究が進み、データが集積された時点で別途定める」ということで、仮基準の設定にとどまっている。

本工作法分科会ではこれを受け、昭年61年度から平成2年度に亘って、"合理的な溶接部品質の管理基準"を提案することを目的として、基礎データの集積、解析手法の開発を進めてきた。

5.2 研究の概要

表5.1に工作法分科会が以上の目的で溶接継手部の基本的疲労特性を解明すべく、単純継手に焦点を当てた「基礎継手試験」の各年次別の試験実施項目を示す。得られた試験データを基にして、止端部アンダーカットの疲労強度に及ぼす影響を定量化し、溶接継手の品質管理基準を設定するための検討を行なった。

検討のための基礎データとしては、設計法分科会において実施された板厚効果の検証のための試験データも参照した。さらに隅肉ビード止端部に発生する疲労亀裂の伝播寿命の計算結果とアンダーカット底部の応力集中計算およびビード止端部の形状を基にした管理量の検討等を総合的に検討して管理基準を作成した。

以下にその内容を述べることとする。

(1) ビード止端アンダーカットの応力集中係数の計算

止端部にアンダーカットを有する溶接継手の疲労強度は、応力集中源となるアンダーカット底の応力集中度に密接に関係していると考えられる。そこで境界要素法によりビード止端の応力分布を計算し、応力集中係数を求めた。アンダーカットのモデルとしては、ビード止端の半楕円形切欠モデル、V型切欠モデルの2種のモデルを設定し、アンダーカットの深さ、先端の曲率半径をパラメタとした計算を実施した。結果を図5.2に示す。応力集中係数は、

表5.1 基礎継手に関する試験実施内容
(試験項目と試験体個数)

フランク角		90度		50度		
荷重様式	軸力	軸力		曲げ		
止端条件	As-weld	As-weld	Coin-checked	As-weld	Coin-checked	
アンダーカット	0 mm	7 個	9 個	7 個	7 個	7 個 (pass)
	0.3	7	9	7	7	7 (fail→pass)
	0.5	--	9	7	7	—
	1.0	—	9	7	7	—
実施年度		S 62	S 61	H 01	S 62	S 62
試験担当	鋼板	新日鐵	新日鐵	新日鐵	新日鐵	新日鐵
	継手製作	三井	日立	住重	日立	石播
	試験	三井	三菱	住重	日立石播	石播

アンダーカットの深さ、先端の曲率に影響されるが、荷重モードによる影響は大きくなかった。ビードフランク角、アンダーカット深さ、先端半径を変えた計算結果をもとにして、応力集中係数を簡便に表現する簡易表示式を導いた。

リブ十字継手、軸力引張

$$k_t = \{ 1 + 2\sqrt{\frac{d}{r}} \} \{ 1.66 - 5.18 \left(\frac{d}{t_1} \right) + 2.19 \cdot \theta \cdot \left(\frac{r}{t_1} \right) - 16.1 \left(\frac{d}{t_1} \right) \left(\frac{r}{t_1} \right) \} \quad (5.1)$$

T継手、曲げ

$$k_t = \{ 1 + 2\sqrt{\frac{d}{r}} \} \{ 1.65 - 4.06 \left(\frac{d}{t_1} \right) + 1.51 \cdot \theta \cdot \left(\frac{r}{t_1} \right) - 11.5 \left(\frac{d}{t_1} \right) \left(\frac{r}{t_1} \right) \} \quad (5.2)$$

$$(適用範囲) \quad \leq 0.6, \quad 0.015 \leq \frac{d}{t_1} \leq 0.15, \quad 0.01 \leq \frac{r}{t_1} \leq 0.5$$

ここで、 d : アンダーカット深さ

l_1 : ビード脚長（主板側）

r : 先端曲率半径

l_2 : ビード脚長（リブ板側）

t_1 : 主板板厚

θ : ビードフランク角

t_2 : リブ板板厚

(2) すみ肉継手による疲労強度の検証

軸力引張、曲げの2荷重様式により、リブ十字継手、リブT継手の疲労試験を実施し、アンダーカットの深さが溶接継手の寿命を大きく左右するとの寿命データを得た。試験結果より判明した要点は以下の通りである。

- ① 深さが約1mmのアンダーカットが存在すると、継手の疲労寿命は健全継手の1/3～1/10になる。
- ② ビード止端のアンダーカットの存在を無視し、WireのPassあるいはNo-PassだけをCheckするCoin-checkでは、Wire Passとすることで疲労強度を改善することにはならない。
- ③ 引張荷重を受ける場合と曲げ荷重を受ける場合では同一寿命を与える公称応力範囲 $A\sigma_n$ は、曲げ荷重の方が約20%大きい。
- ④ 応力集中係数をもとに、亀裂の発生寿命(N_c)、亀裂の伝播寿命(N_p)を算出して両者の和として疲労寿命(N_f)を求め試験結果と比較した。荷重モード、継手形状、寸法、荷重のレベルなどで推定精度にはばらつきはあるが、概その寿命を算出できることがわかった。

以上の結果を継手の形状ごとに3系列に区分し、図5.2に示す。図中点で示したデータは、アンダーカット付試験片のすべての試験データで、曲線は応力集中係数をもとにした算出寿命を示している。

(3) アンダーカットが疲労強度におよぼす影響

試験によって得られた疲労寿命データを 2×10^6 回の強度として表現し、アンダーカットの深さが疲労強度におよぼす影響を比較検討した。図5.3は軸力引張試験シリーズの結果である。アンダーカットが存在すると、継手の疲労強度は低下し、強度のばらつきも大きくなることがわかる。

(4) ビード止端の仕上げ条件が疲労強度におよぼす影響

SR202部会で実施されたすみ肉継手に関するすべての試験結果を 2×10^6 回疲労強度に換算し、ビード止端の仕上げ条件が疲労強度におよぼす影響を調べた。図5.4は軸力引張荷重試験の結果を平均値と標準偏差で比較した図である。アンダーカットの深いシリーズからAs-weldedの健全継手、ビード止端のProfiling処理継手、Grinding処理継手の順に強度が改善されている。ただ、Profiling処理継手、Grinding処理継手のなかには、As-weldedの継手とほとんど変わらない強度データを示している継手もあり、ビード止端の処理条件を考慮にいれて疲労強度改善効果を期待する場合には、ビード止端の処理を明確に定義づけ、厳密な施工管理がされることが必要であることを示している。

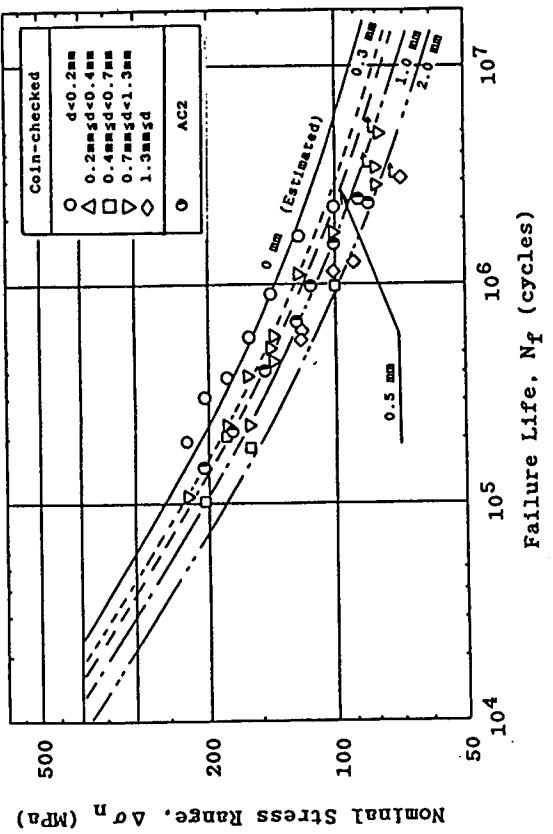


図 5.2(2) すみ肉溶接継手の疲労強度に及ぼすアンダーカットの影響
(リブT継手, リブ板厚22mm, 軸力試験結果)

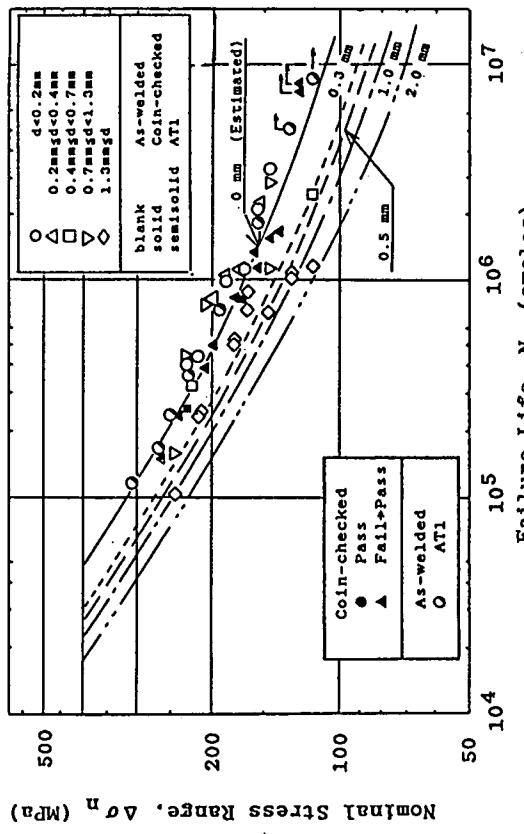


図 5.2(3) すみ肉溶接継手の疲労強度に及ぼすアンダーカットの影響
(リブT継手, リブ板厚10mm, 曲げ試験結果)

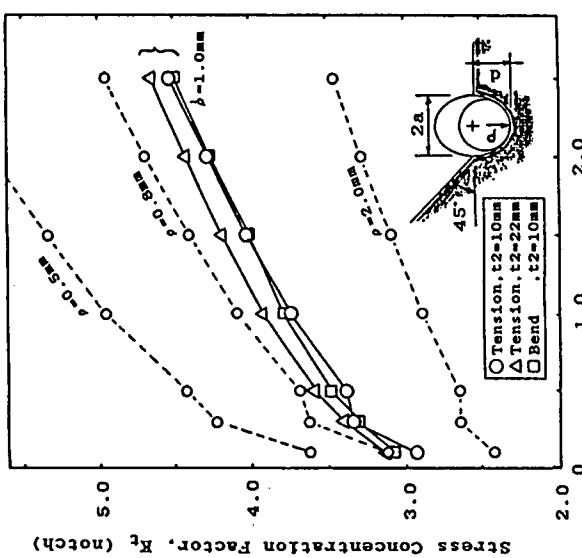


図 5.1 半梢円アンダーカットモデルによる応力集中係数計算結果

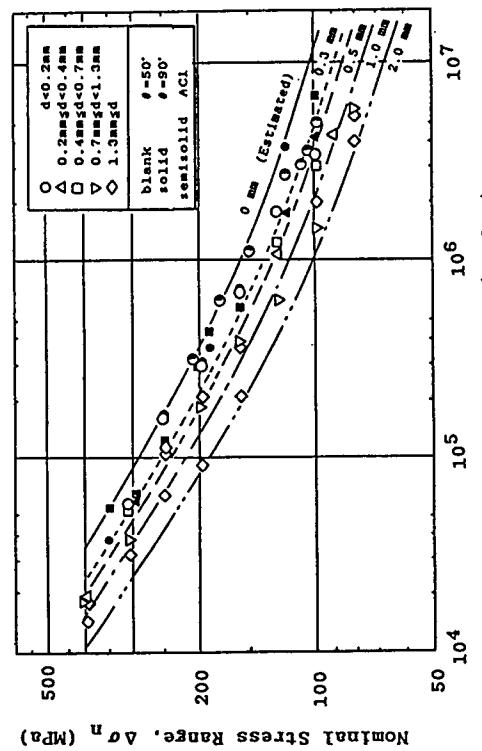


図 5.2(1) すみ肉溶接継手の疲労強度に及ぼすアンダーカットの影響
(リブT継手, リブ板厚10mm, 軸力試験結果)

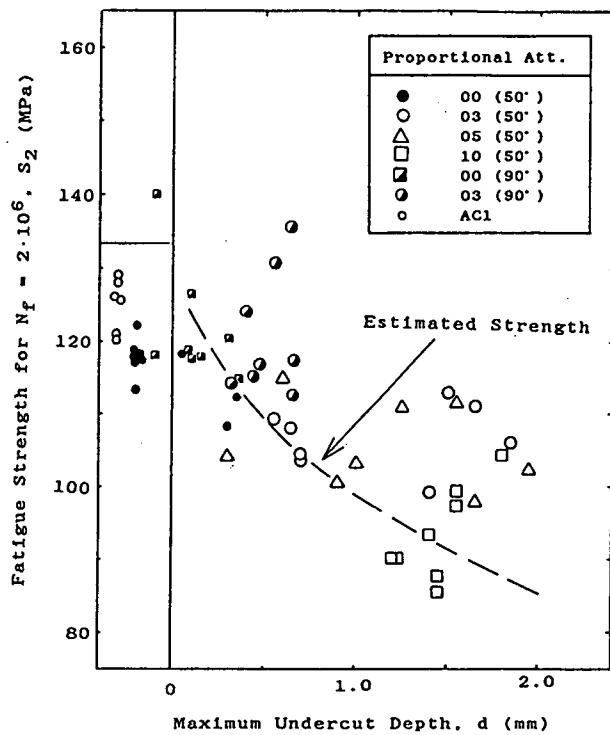


図 5.3 アンダーカットの深さが 2×10^6 回疲労強度におよぼす影響

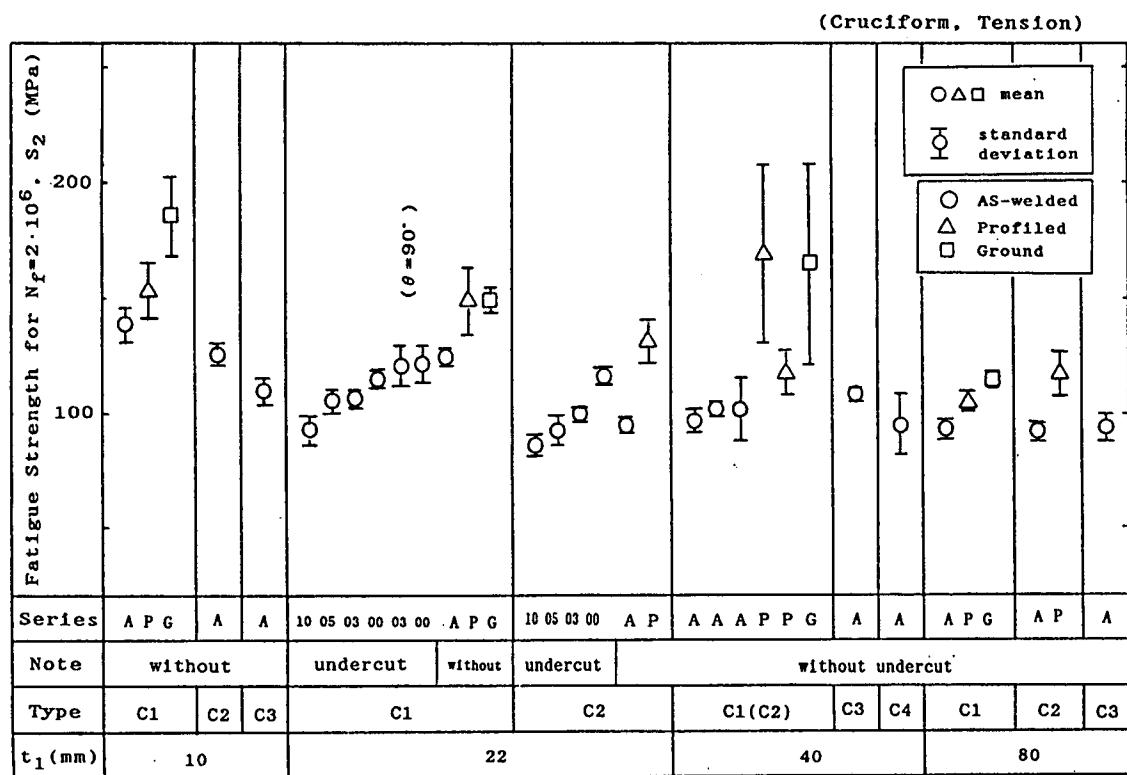


図 5.4 すみ肉十字継手の 2×10^6 回疲労強度（換算値）における平均強度と標準偏差

5.3 アンダーカットの評価方法

5.3.1 評価パラメーターの決定

一般に止端部に生じた溝の断面形状は先端が円弧のV字型に近似できる。疲労強度の面から考察すると、アンダーカットの下端の半径によって応力集中係数が決まり、この応力集中によって疲労強度の低下がもたらされるという観点からすると、アンダーカットの下端半径は最も重要な要素であるが、現場の作業としてこの半径を計測することは容易でない。しかしながら、形状が円弧の先端のV字型であると、アンダーカットの深さを押さえれば疲労強度を管理することが出来る。現場作業でもアンダーカットの深さの計測は可能であることから、溶接欠陥の管理量としてアンダーカットの深さを取り上げることとした。

5.3.2 評価量の決定

図5.4に基づき基礎継手の疲労試験結果から 2×10^6 回換算の引っ張りおよび曲げ疲労強度を示す。この図から次のことが分かる。

- a) Coin - checked weld は As - welded joint と同程度の強度で、コインチェックを行っても疲労強度改善に寄与していない。
- b) Toe - ground weld および Profiled weld と As - welded joint とは明らかに強度の差がある。
- c) As - welded joint ではアンダーカットの深さが増大するにつれて疲労強度は減少している。

以上の考察から溶接部欠陥の管理方法として表5.2に示すビード処理、またはアンダーカットの深さを確保することを提案する。

Special部材にAs-welded jointを採用する場合にはアンダーカットの深さ0mmを原則とするが、図5.3でアンダーカットの深さが0.3mmとなっても 2×10^6 回のN_fが10 MPa程度減少するだけなので、0.3mmまで許容することとした。

Primary部材にたいしては、一般船舶規則で、クラスIV（最重要部材、強力甲板の玄側厚板など）とクラスIII（中央部甲板など）の設定応力値として $0.7 \sigma_y$ と $0.6 \sigma_y$ が与えられ、その差が $0.1 \sigma_y$ であることから図5.3でアンダーカット0mmの応力よりも24 MPa（軟鋼と同等として）小さい応力に対応するアンダーカット0.5mmをPrimaryの許容値とした。

ビード処理の採用に際してはAs-welded joint（アンダーカット0mm）、Toe-ground weldまたはProfiled weldのそれぞれに応じたS-N線図を用いて疲労強度解析を行い、寿命を確認する必要がある。

As-weldedとビードを仕上げた場合のS-N線図の使い分けについて、規格の例を表5.3に示す。なお、Toe-ground weld、Profiled weldの形状について、規格と本提案と多少の差があるので、規格を適用する場合にはこの点に注意する必要がある。

Secondary部材については応力レベルが低いので外観よりアンダーカットの許容値を0.8mmとした。この部材については疲労強度解析の必要はない。

表5.2 アンダーカットの深さの許容値と採用可能なビード処理（提案）

	Special	Primary	Secondary
As-welded	$d \leq 0.3 \text{ mm}$	$d \leq 0.5 \text{ mm}$	$d \leq 0.8 \text{ mm}$
Toe-ground	○	○	-
Profiled	○	○	-

注1) 構造のカテゴリー

Special：この部材の損傷によって構造物の全損となるもの。

Primary : この部材の損傷によって構造物の重大損傷となるもの。

Secondary : 上記以外の部材

注 2) ビード処理

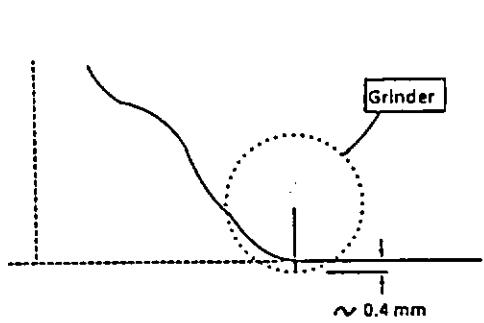
As-welded : 溶接したままで何らの形状的変更を加えていないもの。

Coin-checked もこれに含まれる。

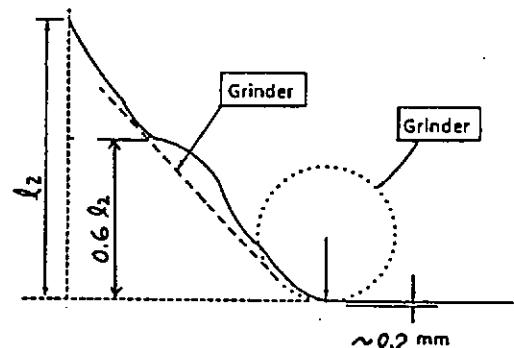
Toe-ground : 溶接止端部をグラインダーで深さ ~ 0.4 mm以下、半径 3 mm 以上円弧状に削る。アンダーカットの深さが 0.4 mmを超過する場合には溶接による手直しをおこなうこと。

Profiled : 溶接止端部をグラインダーで深さ 0.2 mm以下、半径 3 mm 以上の円弧状に削り、さらに隅肉止端から高さの60%まで滑らかに削る。

グラインダーで削る場合、溶接線上のキズに留意すること。



Toe-ground weld



Profiled weld

注 3) d : アンダーカットの深さ。

○ : 採用可能なビード処理。Toe-ground, Profiled のどちらでもよい。

- : Toe-ground も Profiled も不要である。

注 4) いずれの溶接継手も適当な防食装置により海水腐食から保護されていること

表 5.3 鋼管継手のビード仕上げによる S-N 線図

規 格	As-welded S-N線図	ビードを仕上げた場合	
		S-N線図	仕上げ方法
AWS D1. 1-90	X ₂	X ₁	溶接ビードをグラインダーで滑らかに仕上げた場合
API RP 2A 1987	X'	X	溶接ビードをグラインダーで滑らかに仕上げた場合
UKDEn Offshore Installation Guidance on design and construction 1984	T	寿命 2 倍または 強 度 1.3 倍	溶接止端をグラインダーで滑らかな 凹面に仕上げた場合（アンダーカットのある場合にはその深さより 0.5 mm深く母材を削る）

注) いずれの規格においても溶接継手は適当な防食装置により海水腐食から保護されていることを前提としている。

5.4 結論

以上の研究の結果、次の結論を得た。

- (1) スミ肉溶接の止端部に生ずるアンダーカットの断面形状は先端に円弧を持ったV字型で近似できる。
- (2) まず、これまでの疲労試験に基づく推定から亀裂発生寿命を推定した。次にアンダーカットのない溶接止端部の半径を1mmとし、ここに0.1mmの亀裂が存在したと仮定し、荷重による応力分布をGlinkaの式を用いて推定し、パリス則によって亀裂が板厚の1/2まで進展する亀裂伝播寿命を計算した。これらを加算して試験片の破断寿命を求めるとき、板厚毎に実験した疲労試験結果とほぼ一致した。これで疲労強度に対する板厚の効果が説明出来る。
- (3) 同手法でAs-welded jointでアンダーカットのある場合について疲労強度を推定すると実験結果とほぼ一致した。

S-N線図上で、実験値から上記手法による勾配を用いて 2×10^6 回の応力を求め、アンダーカットによる疲労強度差を得ることができた。

この結果を基にして、As-welded jointについて構造部材の重要性に応じたアンダーカットの許容値案を提案する。この場合にはアンダーカットのないAs-welded jointのS-N線図を用いて疲労強度計算を行う。

- (4) 海洋構造物の溶接部形状試験に用いられるコインチェックについて検討した結果、譬えこの試験に合格しても、溶接部の疲労強度はAs-welded jointと変わらず、従って、コインチェックによって溶接部の疲労強度は改善されないことが判明した。この場合はAs-welded jointとして扱う。
- (5) Profiled joint, Toe-ground jointの疲労強度は明らかにAs-welded jointよりも向上しており、その効果が認められる。
規格でもS-N線図もそれぞれに応じたものの使用が認められる例がある。
例えば、Profiled jointについてAWS, APIではそれぞれ、As-welded jointにたいするX₁, X'の使用が認められる。
また、Toe-ground jointについても、UKDEnでは鋼管継手にたいし、As-welded jointのS-N線図の強度または寿命の増加が認められる。
- (6) 今回の試験はすべて空気中で行われたので、同等の疲労強度を確保するために溶接継手は適当な防食装置により海水腐食から保護されなければならない。

6. 溶接部補修法の検討

6.1 緒 言

一般に溶接部を有する部材の疲労強度は、それを有しない部材の疲労強度に較べ低下することが知られている。またこの疲労強度と密接に係わる疲労き裂に関しては、その発生点が溶接ビード止端部に集中していることが知られている。この主要因としては、溶接ビード止端部における切欠き効果、引張残留応力等の影響が考えられる。そのため、溶接部材の疲労強度改善を目的としたコインチェックド（Coin- Checked）処理、プロファイルド（Profiled）処理、トウグラウンド（Toe- ground）処理、再溶融（Toe- remelted）処理、ハンマーピーニング（Hammer Peening）処理、およびショットピーニング（Shot Peening）処理等の溶接ビード止端部の補修法が考案され、実際に施されている。

そこで本章では、EH 36相当の TMCP 鑄すみ肉十字継手を供試材とし、溶接ビード止端部処理の疲労強度改善効果を把握することを目的とした。補修法としてショットピーニング処理と TIG ドレッシング処理の二つを取り上げ、まずこれらの処理を施した試験片の疲労試験を実施し、各々の疲労強度について検討を行った。また、これらの溶接ビード止端部処理を施した場合の溶接継手部材における疲労強度の改善効果を、他の疲労試験結果と比較することにより検討を加えた。

6.2 ショットピーニングおよびTIG ドレッシングによる疲労強度改善効果の検討

6.2.1 供試継手の製作とショットピーニング処理およびTIG ドレッシング処理法

供試材は、ショットピーニング処理材および TIG ドレッシング処理材ともに TMCP 型降伏点 $36 \text{ kgf}/\text{㎟}$ (353 MPa) 級鋼 EH 36Mod. であり、板厚は 22mm である。試験片形態は荷重非伝達型すみ肉十字継手であり、被覆アーク溶接により試験継手を作成し、図 6.2.1.1 に示すような平行部幅 80mm、長さ 1000mm の試験片に加工した。

ショットピーニングは MIL-S-13165¹⁾ に準じて主板側のビード止端部に施した。また、ショットピーニングの強さは、ALMEN INTENSITY の 0.20C (A 条件: SC-A 材), 0.40 A (B 条件: SC-B 材) の 2 種類とした。なお、ショットピーニングによって生ずる残留圧縮応力の領域を表面深さでみると、B 条件は A 条件のほぼ半分のピーニング強さ²⁾である。

TIG ドレッシングは、すみ肉ビードの溶接の後、主板側の溶接ビード止端部を TIG トーチを用いて再溶融し、滑らかに整形した。このとき、1 ランの TIG ドレッシング処理を施したビードフランク角 50° と 80° の試験片をそれぞれ TC1-A 材、TC1-B 材とした。また、2 ラン TIG ドレッシング処理を施す位置の順序を逆転させることによって作成した試験片をそれぞれ TC2-C 材、TC2-D 材とした。

6.2.2 疲労試験

疲労試験においては、図 6.2.2.1 に示すように、ビード止端部より 10mm の位置に等間隔に 16 枚の歪ゲージを貼付し、疲労き裂の成長を観測した。ここで、初期の繰返し歪振幅が 95% になる時点をき裂発生寿命 (N_c) とし、 N_c を測定した。一方、板厚の中央にゲージ長さ 90mm のクラックゲージを貼付し、このゲージの切断をもって破断寿命 (N_f) とし、 N_f を観測した。

6.2.3 疲労試験結果の検討

ショットピーニングとはいわゆる冷間加工法の一種であり、ショットの雨注により部材表面層の金属組織に塑性流動を生じさせ、その結果として、表面層に残留圧縮応力を誘起させる一手法である。この場合、外部から負荷が加えられて表面に引張応力が作用しても、それはショットピーニングによって得られている残留圧縮応力によって相殺される。通常、疲労破損は引張応力下で起こり、圧縮応力下では起きないとから、ショットピーニングが部材の疲労強度改善の目的で利用される³⁾。

本実験で用いた二つのショットピーニング条件は、ショットピーニングによって生ずる残留圧縮応力の深さ方向の領域に関し、SC-A材は、SC-B材のはぼ2倍である。図6.2.3.1からは、SC-A材とSC-B材における破断寿命にはほとんど有意差が認められないが、 2×10^6 回の応力繰返しにおける疲労強度はSC-A材で160 MPa、SC-B材で125 MPaと二つのショットピーニング強さの差が現われており、疲労強度に対するショットピーニング処理の影響を窺い知ることができる。

ショットピーニングによる疲労強度改善に影響を与える主因子としては、ショットの粒度、硬さ、投射量、被加工金属の硬さ等が挙げられる。これらの諸因子の一つ一つについては、近年かなり研究が為されてきたようであるが、それらを総合したショットピーニングによる疲労強度改善の定量的評価には未だ至っていないのが現状のようである。また、本実験で用いたA条件のショットピーニングはかなり強力なもの²⁾であり、結果としてかなりの疲労強度の改善を達成することができたが、このような疲労強度に有益なショットピーニングを実際の工作現場で溶接ビード止端部に施すことは容易ではなく、未だ解決されねばならない問題として残されている。

一方、TIGドレッシングとは、TIGトーチを用いて溶接ビード止端部を再溶融し、その形状を滑らかにしたりその部分の硬さを増すことによって溶接部材の疲労強度を改善しようとする^{4), 5)}。一手法である。

図6.2.3.2は、1ランTIGドレッシング処理に対し2ランTIGドレッシング処理を施すことが、溶接部材の疲労強度の改善に大きく寄与することを示している。このことは、一回目のTIGドレッシング処理を施すことによって溶接ビード止端部の形状は改善されるが、一方で、その熱影響部（HAZ）の硬度が高くなりすぎる危険性を含んでいることを示唆している。そのため、2回目のTIGドレッシング処理を施し熱影響部の硬度を適切なレベルまで下げる必要があり⁴⁾、このことが疲労強度の改善につながる。

TIGドレッシング処理は静的強度が高くなればなるほど大きな効果が得られる⁴⁾とされているが、それは入熱量、溶接速度等と深く係わっており、TIGドレッシング処理を施す際には十分な注意が必要である。

6.3 結論

各溶接ビード止端部処理を施した試験片および溶接のままの試験片の疲労試験結果とAWS D1.1-90⁶⁾およびAPI RP 2A⁷⁾が与える設計曲線とを併せて図6.3.1に示す。同図は、 2×10^6 回の応力繰返しにおける溶接部材の疲労強度改善のためにはTIGドレッシング処理が最も有効であり、次いでショットピーニング処理、プロファイル処理、コインチェック処理の順になっていることを示している。また同図より、各種溶接ビード止端部処理を施した試験片の試験結果は総てAWS-X₁曲線およびAPI-X曲線より安全側であり、また、溶接のままの試験片の試験結果もAWS-X₂曲線およびAPI-X'曲線より安全側となっていることがわかる。この極めて少ない試験結果から言及することには問題があるが、各設計曲線とも充分安全側の曲線を与えていると言えよう。しかしながら溶接ビード止端部処理を施した部材に対する設計曲線であるAWS-X₁曲線およびAPI-X線は、疲労強度改善効果の少ない補修法に対しても安全側となっており、本試験中最も疲労強度改善効果が大きかったTIGドレッシング処理に対して適切な設計曲線であるとは言い難い状況にある。

このように、現在、溶接ビード止端部の補修による溶接部材の疲労強度改善の効果は認められ、設計曲線が与えられているが、各補修法に対する設計曲線が与えられている訳ではなく、必ずしも適切な曲線とは言い難い。それ故、今後、溶接ビード止端部の各補修法による疲労強度改善効果の定量的把握が行われ、適切な設計曲線が与えられることが望まれる。

参考文献

- 1) MIL-S-13165B, MILITARY SPECIFICATION, "SHOT PEENING OF METAL PARTS", 1966.
- 2) BIGNONET, A., PICOUET, L., LIEURADE, H. P. and CASTEX, L., "THE APPLICATION OF

SHOT PEENING TO IMPROVE THE FATIGUE LIFE OF WELDED STEEL STRUCTURES", STEEL IN MARINE STRUCTRES (SIMS), 1987, p. 669 - 678.

3) 金属表面技術協会編, "金属表面技術便覧", 1972, p. 1402 - 1404, 日刊工業新聞社

4) BIGNONNET, A., " IMPROVING THE FATIGUE STRENGTH OF WELDED STEEL STRUCTRES", STEEL IN MARINE STRUCTURES (SIMS), 1987, p. 1 - 20

5) 日本鋼構造協会, "止端加工による疲労強度向上法", JSSC レポート No. 6, 1987.

6) AMERICAN WELDING SOCIATY, " ANSI / AWS D 1. 1 - 90 STRUCTURAL WELDING CODE STEEL ", 1990.

7) AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, " RECOMMENDED PRACTICE FOR PLANNING, DESIGNING AND CONSTRUCTING FIXED OFFSHORE PLATFORMS ", API RP 2A, 17 TH EDITION, 1987.

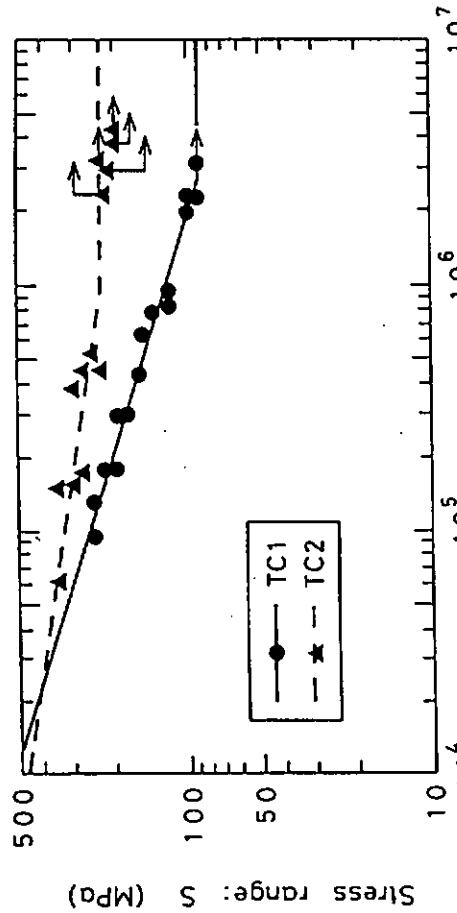


図 6.2.1.1 試験片形状および寸法
Number of cycles to failure: N_f

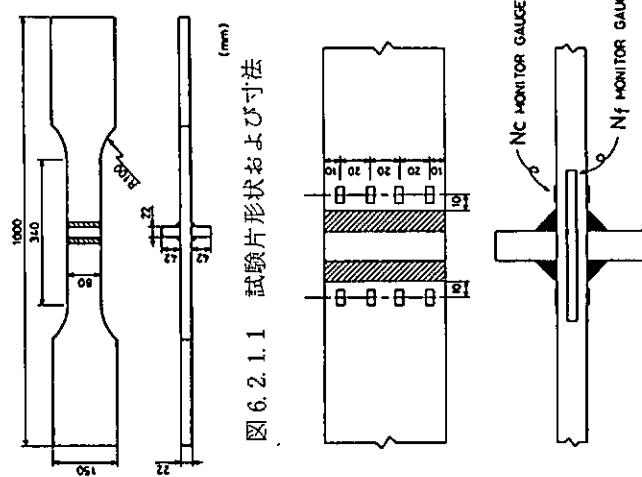


図 6.2.2.1 N_c , N_f 検出用モニターゲージの貼付位置
Number of cycles to failure: N_f

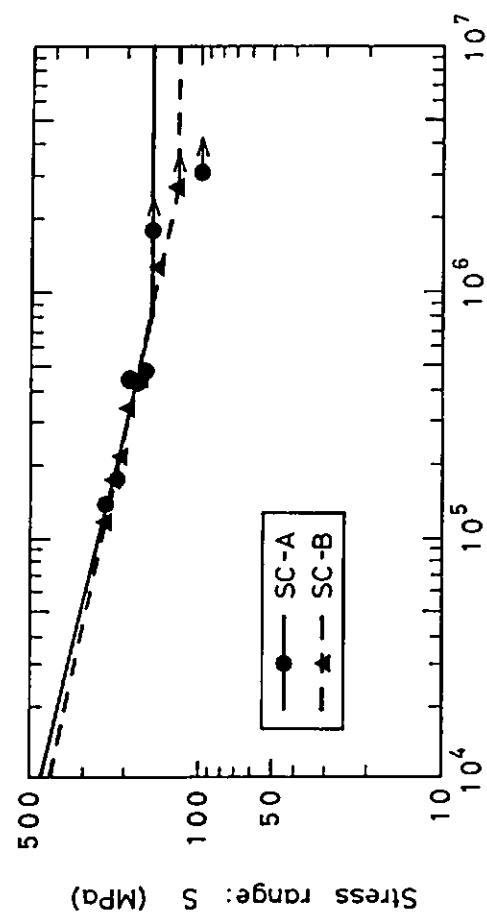


図 6.2.3.1 ショットビーニング処理材の $S - N_f$ 曲線
Number of cycles to failure: N_f

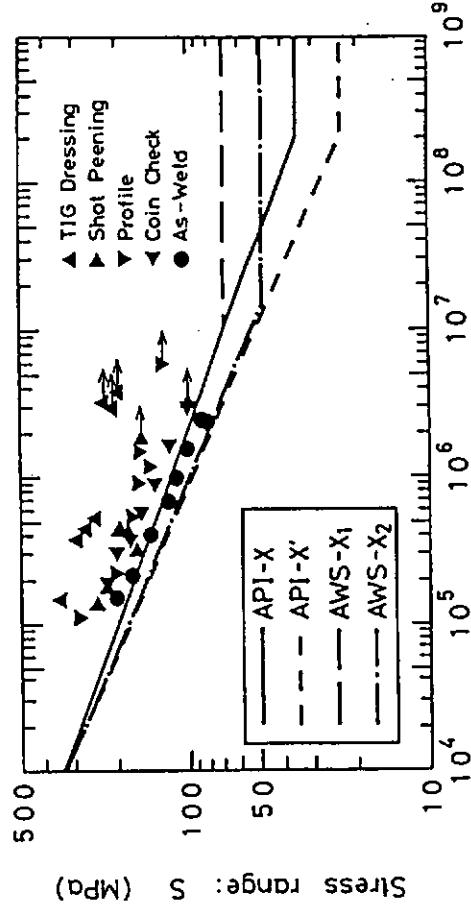


図 6.3.1 各溶接部処理材の疲労試験結果と疲労設計曲線
Number of cycles to failure: N_f

7 鋼管継手の疲労強度評価法

7.1 鋼管継手の疲労強度についての研究成果

海洋鋼管構造物の疲労設計における設計基準の評価のため、溶接部形状をパラメータとした試験、解析を実施しその効果を調べた。

試験、解析の対象とした継手模型を図7.1に示す。主管板厚はT継手で31.8mm（UK DEn, DnVの鋼管継手基準板厚に相当）およびX継手で22mm（UK DEn, DnVの平板継手基準板厚に相当）を用いた。鋼板はT MCP型E H36キロ級鋼を用いた。

図7.2に本試験模型に用いた溶接部改善方法を示す。疲労試験はT継手で応力比-1, X継手で応力比0とし、室温大気中にて行った。目視亀裂発生寿命（N2）、歪ゲージ法による亀裂発生寿命（N1）、封入空気圧による板厚貫通寿命（N3）および破断寿命（N4）を計測した。また、静的載荷による応力計測も行い、実際の応力分布状態を求めた。

薄肉シェル要素モデルおよび、立体要素モデルの有限要素法解析も行い、溶接止端部の形状差異による応力分布状態の変化も求め、実験値との比較、検討を行った。その結果、次の結論を得た。

- (1) X継手の実測歪と有限要素法解析値（シェル要素モデル、立体要素モデル）とは止端から約4～5mm以上離れば良く合い、また止端部の溶接形状の影響が除かれることを確認した²⁾（図7.3）。
- (2) X継手において、溶接止端部から溶接ビード上の実測値のくい違いは大きく、溶接形状を考えてピーク歪（応力）を解析的に求めるのは実用的でない（図7.3）。
- (3) X継手のサドル部における板厚方向の応力分布は曲げ応力状態であり、しかも溶接側表面では応力勾配が急激に大きくなり、平板継手の曲げ応力状態と同様の傾向を示す（図7.4）。
- (4) UK DEn定義²⁾から得られる主管サドル部のホットスポット応力は、溶接部の形状と関係なくほぼ一定となり、妥当な方法と考えられる。またX継手、T継手についてのDnVの推奨公式³⁾は、UK DEnのホットスポット応力とほぼ同じ結果を与えることが判明した（表7.1）。
- (5) 5%歪低下に基づく亀裂発生寿命と目視亀裂発生寿命の関係は一定していない。これは歪ゲージ貼付位置と亀裂発生位置とのずれ等が原因と考えられる。
- (6) 亀裂発生寿命（N1）は、溶接止端半径およびアンダーカットとの相関が大であり、止端半径が大きく、アンダーカットが小さくなるにつれ高寿命となる。また、トウグラウンド継手の条件としては、止端半径3mm以上、削り込み深さ0.4mm以下が適当であることが確認された（表7.2、表7.3、図7.5、図7.6）。
- (7) 鋼管継手（ホットスポット応力）と平板継手（公称応力）の亀裂発生寿命は、ほぼ同一線図となる。
- (8) 板厚貫通寿命はUK DEnのデータと良く一致し、UK DEnの設計線図も妥当であると考えられる。また、PTシリーズ（板厚31.8mm）では溶接ままコインチェック継手の強度差は見られないことが確認された。溶接ままとトウグラウンド継手の強度差は、DnVの推奨値より大きい傾向にある。トウグラウンド継手では、X継手（板厚22mm）とT継手（板厚31.8mm）の疲労強度は厚板で高強度となっており、通常の板厚効果はほとんどない（図7.7）。
- (9) 鋼管継手と平板継手の板厚貫通寿命は、钢管継手で若干長寿命となっている。

7.2 疲労強度評価法に対する提案

本研究の結果から、疲労強度評価について下記のように提案する。

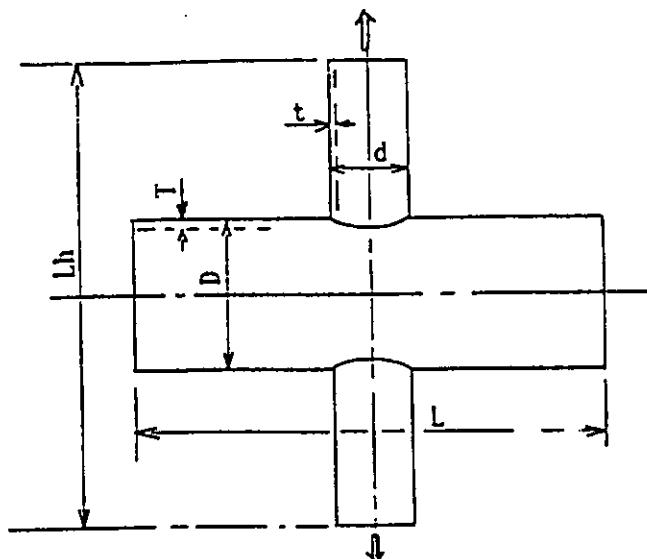
- (1) 主管サドル部の応力の評価はUK DEn定義のホットスポット応力を用い、設計線図もこれに倣う。
- (2) T継手、X継手のホットスポット応力はDnV推奨式を用いても良い。
- (3) トウグラウンド処理条件は止端半径3mm以上、かつ削り込み深さ0.4mm以下（アンダーカットは削り取る）とする。

(4) 板厚が22mmと32mmのトウグラウンド処理された継手の疲労強度はほとんど同じである。

(5) コインチェックによる止端改善効果は考えない。

参考文献

- 1) Department of Energy, UK, "Background to New Fatigue Design Guidance for Steel Welded Joints in Offshore Structures", 1984.
- 2) Department of Energy, UK, "Offshore Installations : Guidance on Design and Construction" April 1984.
- 3) Det Norske Veritas, Norway, "Fatigue Strength Analysis for Mobile Offshore Units" Classification Notes, No. 30.2, August 1984.



X型 (P X シリーズ)

$$D = 500.0 \text{ mm}, \quad T = 22.0 \text{ mm}.$$

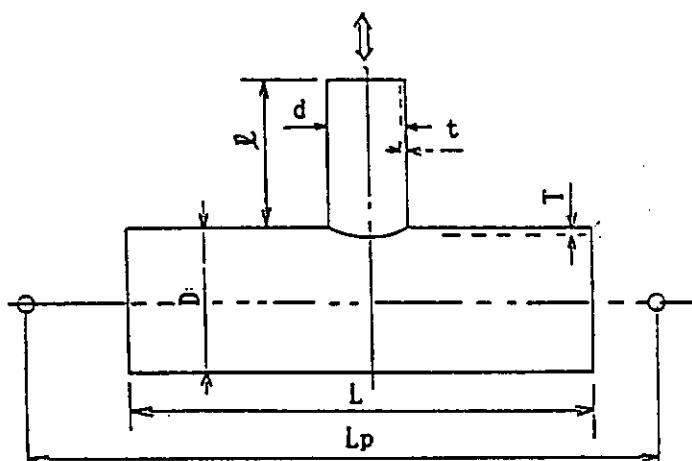
$$d = 250.0, \quad t = 16.0.$$

$$L = 1500.0, \quad L_h = 1700.0$$

応力集中率

$$K_t = 13.6 \text{ (after Wordsworth)} \\ = 10.8 \text{ (after DnV)}$$

溶接止端処理	{ As-welded Coin-checked weld Toe-ground weld	(PXW) (PXF) (PXG)
--------	---	-------------------------



T型 (P T シリーズ)

$$D = 914.4 \text{ mm}, \quad T = 31.8 \text{ mm}.$$

$$d = 457.2, \quad t = 15.9,$$

$$L = 2650.0, \quad L_p = 3710.0, \quad \ell = 1300.0$$

応力集中率

$$K_t = 6.45 \text{ (after Kuang)} \\ = 8.05 \text{ (after Wordsworth)}$$

溶接止端処理	{ As-welded Coin-checked weld Toe-ground weld	(PTW) (PTF) (PTG)
--------	---	-------------------------

図 7.1 鋼管継手模型形状、寸法

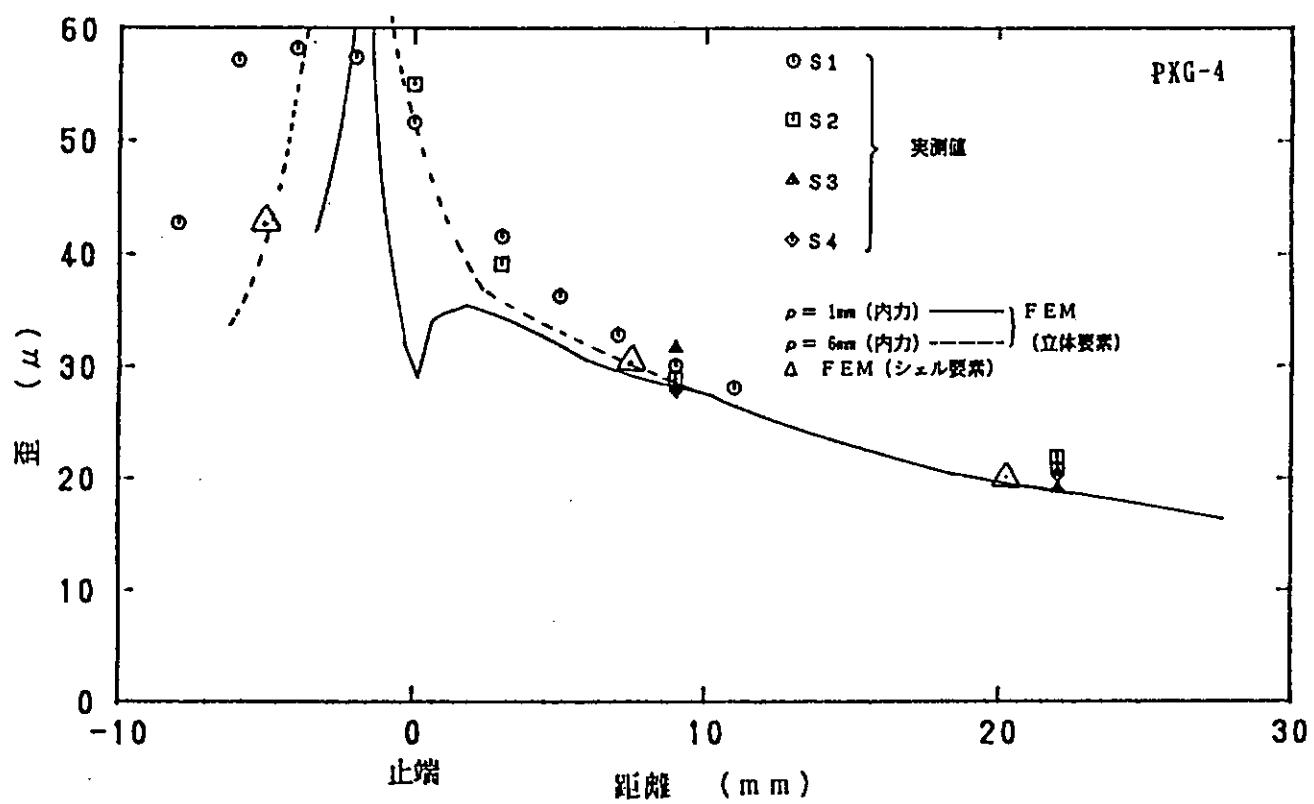
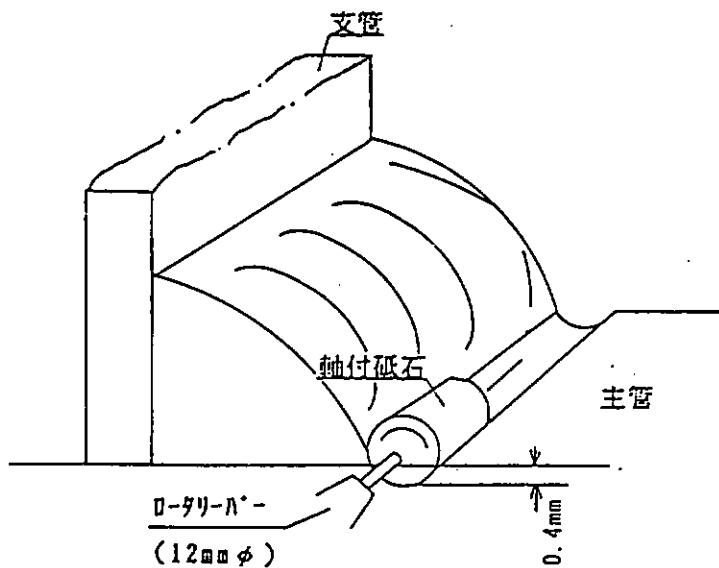
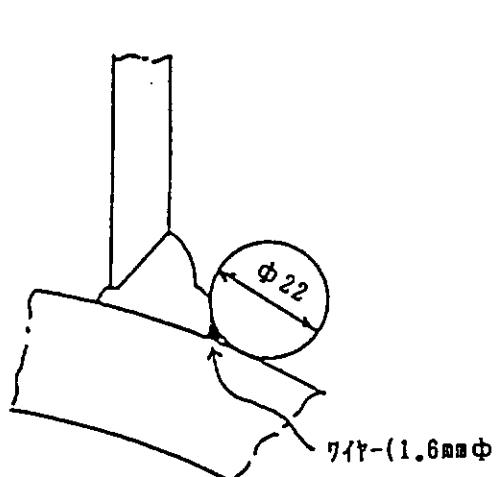


図 7.3 表面ひずみ分布比較

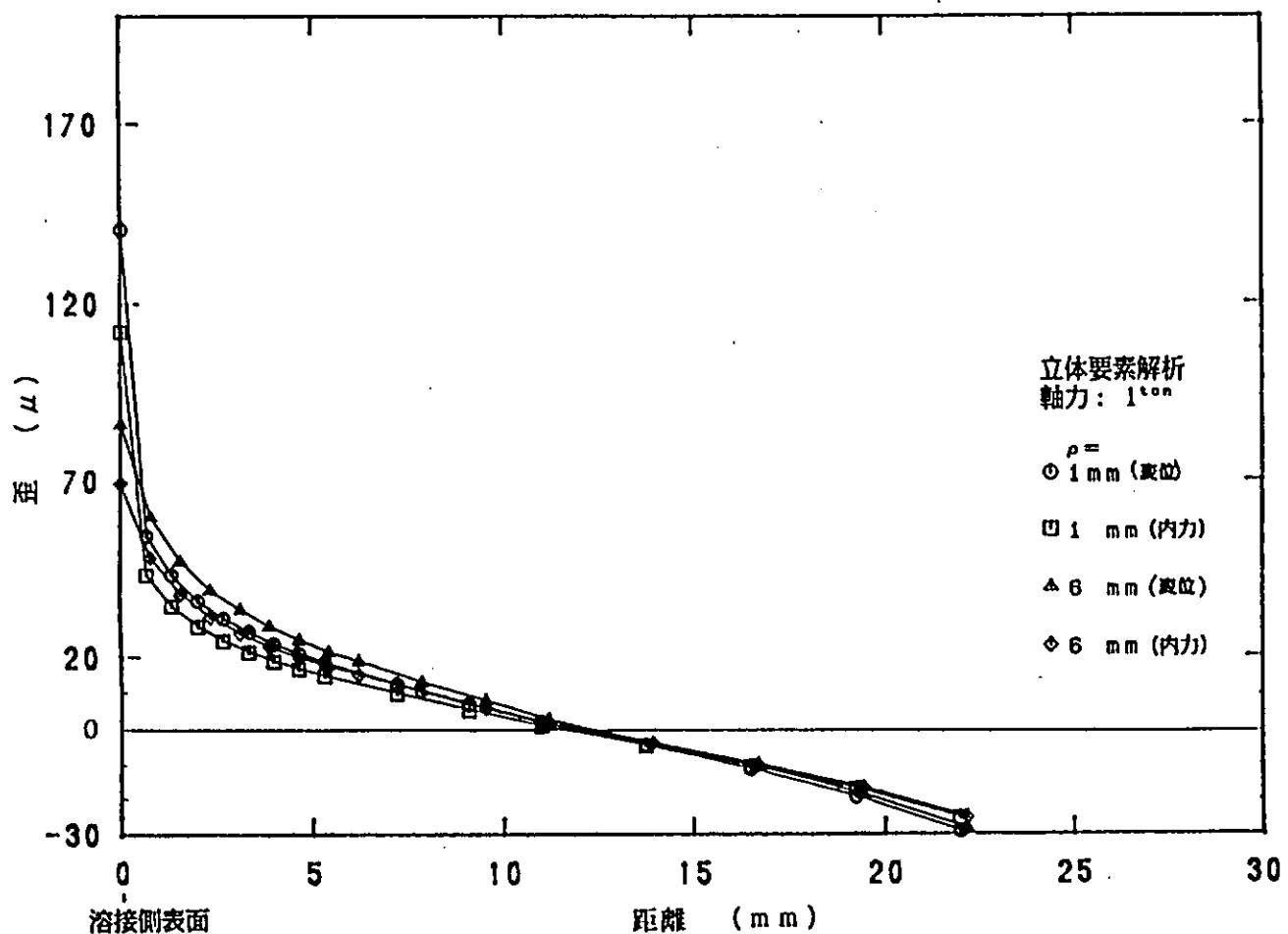


図 7.4 板厚方向ひずみ分布 (FEM)

表 7.1 応力集中率 (主管サドル部)

	UK DEN (ホットスポット)	公式	FEM	NK
P X W - 1 - 4	11.0 10.5	13.6 (Wordsworth and Smedley)		巨視的応力集中率 (仮想溶接止端部)
P X F - 1 - 2 - 4	10.7 10.8 11.1	10.8 (DnV recommended formula)	14.1 (薄肉シェル、相貫部)	10.35
P X G - 1 - 2 - 4	9.9 10.1 10.4			
P T W - 1 - 4	6.7 7.2	6.45 (Kuang, DnV recommended formula)		巨視的応力集中率 (仮想溶接止端部)
P T F - 1 - 4	6.3 6.2		6.67 (薄肉シェル、相貫部)	4.52
P T G - 0 - 1 - 2 - 3 - 3 - 4	6.7 6.6 6.8 6.8 6.4 6.3	8.05 (Wordsworth)		

表 7.2 PXW, PXF, PGX シリーズの疲労試験結果

試験体記号	荷重範囲 ΔP (kN)	荷重波形 R	応力比 R	試験 速度 (Hz)	公称応力 範囲 $\Delta \sigma_n$ (MPa)	ホットスポット 応力範囲 $\Delta \sigma_s$ (MPa)	疲労発生寿命 N _f (cycles)	目標疲労生存寿命 N _s (cycles)	振幅減衰寿命	破壊寿命 N _t (cycles)	亀裂発生位置
PXW-1 343.0	正弦波	0	2	29.2	320.5	2.0 × 10 ⁴	1.1 × 10 ⁴	2.68 × 10 ⁴	2.85 × 10 ⁴	2.85 × 10 ⁴	サドル部
PXF-1 343.0	"	"	2	29.2	312.6	8.65 × 10 ⁴	2.8 × 10 ⁴	2.04 × 10 ⁴	2.23 × 10 ⁴	2.23 × 10 ⁴	"
PGX-1 343.0	"	"	2	29.2	289.1	2.38 × 10 ⁴	2.23 × 10 ⁴	7.09 × 10 ⁴	7.68 × 10 ⁴	7.68 × 10 ⁴	"
PXW-4 176.4	"	"	4	15.0	156.8	7.57 × 10 ⁴	2.37 × 10 ⁴	1.85 × 10 ⁴	2.20 × 10 ⁴	2.20 × 10 ⁴	"
PXF-4 176.4	"	"	4	15.0	166.6	9.71 × 10 ⁴	4.77 × 10 ⁴	3.44 × 10 ⁴	4.33 × 10 ⁴	4.33 × 10 ⁴	"
PGX-4 215.6	"	"	4	18.3	191.1	6.03 × 10 ⁴	9.71 × 10 ⁴	2.02 × 10 ⁴	2.18 × 10 ⁴	2.18 × 10 ⁴	"
PXF-2 137.2	"	"	5	11.7	126.4	6.43 × 10 ⁴	4.08 × 10 ⁴	7.79 × 10 ⁴	7.90 × 10 ⁴	7.90 × 10 ⁴	"
PGX-2 176.4	"	"	5	15.0	152.2	>1 × 10 ⁴	>1 × 10 ⁴	—	—	—	—

表 7.3 PTW, PTF, PTG シリーズの疲労試験結果

試験体記号	荷重範囲 ΔP (kN)	荷重波形	応力比 R	試験 速度 (Hz)	公称応力 範囲 $\Delta \sigma$ (MPa)	ホットスポット 応力範囲 $\Delta \sigma_h$ (MPa)	亀裂発生寿命 N_s (cycles)	目視観察発生寿命 N_s (cycles)	板厚貫通寿命 N_s (cycles)	破断寿命 N_s (cycles)	亀裂発生位置
PTW-1	1038.8	正弦波	-1	1.0	47.1	313.6	2.00×10^4	—	1.54×10^4	2.29×10^4	サドル部
PTF-1	1038.8	"	"	1.0	47.1	295.0	1.78×10^4	1.54×10^4	1.44×10^4	1.67×10^4	"
PTG-0	2077.6	"	"	1.0	94.2	633.5	6.50×10^3	1.00×10^4	—	—	"
PTG-1	1038.8	"	"	1.0	47.1	310.4	2.85×10^4	2.94×10^4	6.94×10^4	9.75×10^4	"
PTW-4	392.0	"	"	2.0	17.8	127.4	2.26×10^4	3.12×10^4	2.76×10^4	3.80×10^4	"
PTF-4	392.0	"	"	2.0	17.8	110.0	9.00×10^4	2.11×10^4	2.80×10^4	5.06×10^4	"
PTG-4	588.0	"	"	2.5	26.7	168.9	$>1 \times 10^4$	$>1 \times 10^4$	—	—	—
PTG-2	1470.0	"	"	1.0	66.7	451.0	6.81×10^4	6.28×10^4	2.04×10^4	2.61×10^4	サドル部
PTG-3	744.8	"	"	2.5	33.8	228.2	$>1 \times 10^4$	$>1 \times 10^4$	—	—	—
PTG-3'	882.0	"	"	1.5	40.0	254.9	7.68×10^4	7.7×10^4	1.52×10^4	1.94×10^4	サドル部

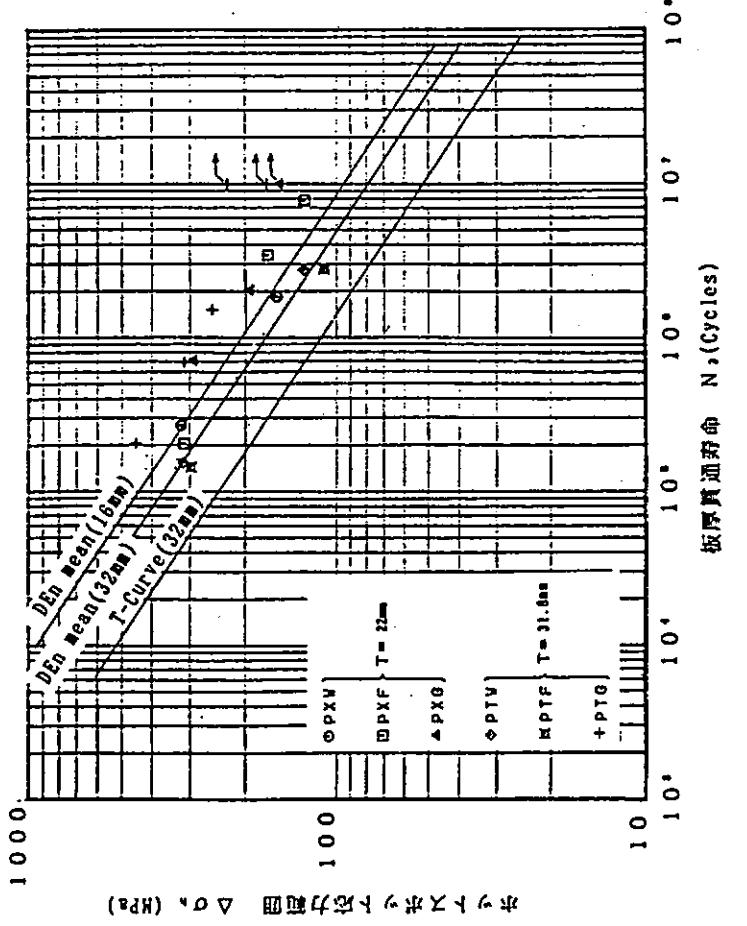


図 7.6 初期亀裂発生位置での上端半径とアンダーカットの関係

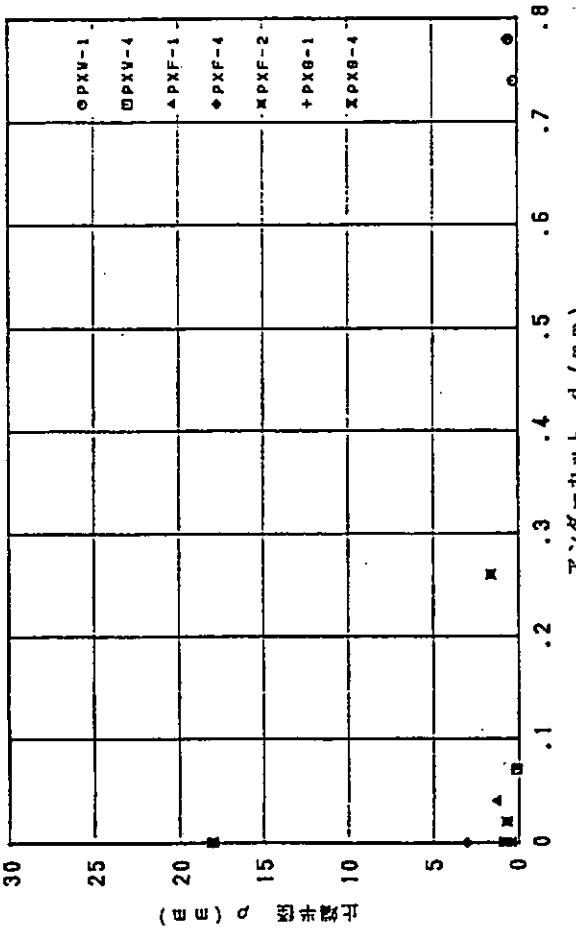


図 7.5 初期亀裂発生位置での止端半径とアンダーカットの関係

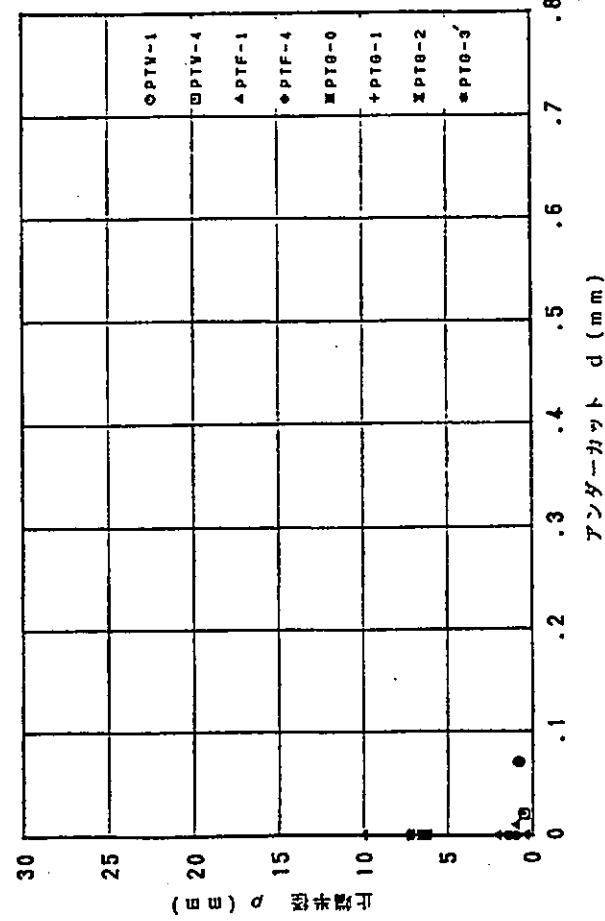
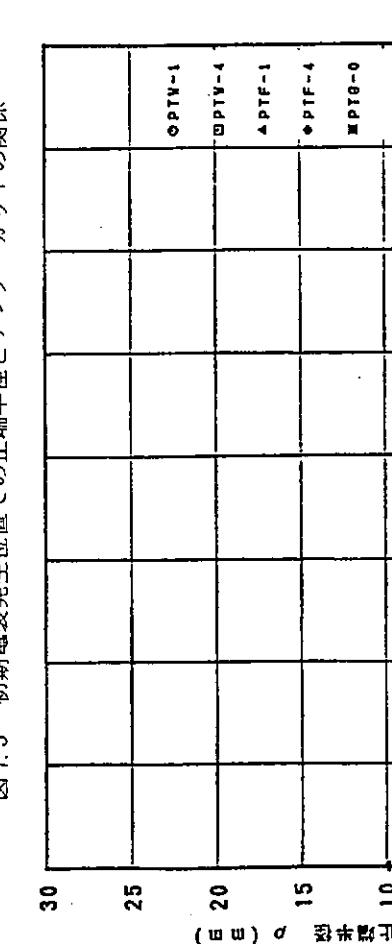


図 7.6 初期亀裂発生位置での上端半径とアンダーカットの関係

図 7.7 $\Delta \sigma_n - N_3$ 線図



8. 溶接部の応力評価法及び疲労き裂進展解析

8.1 緒論

溶接構造物においては大抵の場合その溶接部、とくに止端部から疲労亀裂が発生し破壊に到る。1984年に DEn¹⁾ および NV²⁾ でルール化された疲労における板厚効果についても、結局のところ、その溶接部の疲労強度をいかに評価するかが問題となっている。この板厚効果則を実際の設計に適用すると非常に厳しいものになるため、ルール化された後も各国で研究が続けられている^{3), 14)}。

本 SR 202 委員会では、板厚10mm～80mmまでの軸力を受ける十字継手及び曲げを受けるT字継手について系統的な疲労試験を実施し、板厚効果についての新たな提案を行なった。板厚効果の原因の一つは溶接部の残留応力によるものであるという報告¹⁵⁾もあるが、ここでは、板厚効果を溶接止端部の応力集中係数または応力勾配と関連付けて検討することとした。応力集中係数に関しては後川らによる計算式¹⁶⁾があるが、この計算式は板厚20mmの溶接継手についての系統的有限要素法（FEM）計算から導き出されたものであるため、ここで扱っている40mm、80mmといった厚板溶接継手には適用できない。そこで、ここでは二次元境界要素法（BEM）により、溶接止端部形状パラメータを系統的に変化させて解析を行い、溶接継手部の板厚が80mm程度まで適用できる応力集中係数の推定式を求めることにした。さらに二次元有限要素法でも同じような解析を行い、境界要素法により得られた推定式の妥当性を検証した。得られた応力集中係数の推定式もしくは応力分布を使用して、

- 1) 応力集中係数と疲労における板厚効果の関係
- 2) 基礎継手におけるホットスポット応力の検討
- 3) 疲労亀裂発生寿命の推定
- 4) 疲労亀裂の進展解析

等を行ない、厚板溶接継手部の疲労強度評価の検討を行なった。

海洋構造物の溶接部の設計応力としては DEn や NV ではホットスポット応力が取られている。第6章の鋼管継手模型による確認試験結果はこのホットスポット応力で整理されている。十字型及びT字型鋼管継手疲労試験体について三次元シェル要素による FEM 解析及び三次元固体要素による FEM 解析を行い、ホットスポット応力の検討を行なった。三次元固体要素では溶接ビード及び止端部の小さな曲率半径もモデル化した。従ってこの解析においては鋼管継手溶接止端部でのピーク応力も得られており、応力集中という観点からの検討も行なった。

8.2 基礎継手溶接止端部の応力集中係数

- 1) 主板厚が10mm～80mmの広範囲に変化する場合の、軸力を受ける十字継手及び曲げを受けるT字継手に対して、境界要素法（BEM）解析による応力集中係数 K_t の推定式を以下の通り提案した。
 - (a) 軸力を受ける十字継手の応力係数
研究機関 A による応力集中係数 K_t の推定式は次式のようになる。
(各形状パラメータの定義は図 8.2.1 による)

$$K_t = 1 + \{ 1.348 + 0.397 \cdot \ln \left(\frac{S}{t} \right) \} \cdot Q^{0.467} \cdot f_\theta \quad (8.2.1)$$

ここで、

$$f_\theta = \frac{1 - \exp \left\{ - 0.90 \sqrt{\frac{W}{2h}} \cdot \theta \right\}}{1 - \exp \left\{ - 0.90 \sqrt{\frac{W}{2h}} \cdot \frac{\pi}{2} \right\}} \quad (8.2.2)$$

$$W = \begin{cases} t + 2h & : \text{十字継手} \\ t + h & : \text{T継手} \end{cases} \quad (8.2.3)$$

$$Q = \frac{11}{2.8 \cdot \left(\frac{W}{t}\right) - 2} \cdot \left(\frac{h}{\rho}\right) \quad (8.2.4)$$

$$S = t_p + 2h_p \quad (8.2.5)$$

研究機関Bによる応力集中係数K_tの推定式は次のようにになる。

(各形状パラメータの定義は図8.2.2による)

$$K_t = 1 + f(\theta) \{ \exp(0.17 - 0.14/(L/T)) \times (\rho/T)^{-0.309} - 1 \} \quad (8.2.6)$$

ここで、

$$f(\theta) = \frac{.97 + \{ .00052 + .00051 \ln(L) \} / \rho}{1 + (10.1 + .019/\rho) \exp[-\{\rho^5(12.2 + 9/L) + 5.3 - .61 \ln(L)\} \theta]} \quad (8.2.7)$$

$$\rho = \rho / T, \quad L = L / T, \quad \theta : \text{rad}$$

(8.2.5) 式の適用範囲: $0.0025 \leq \rho/T \leq 0.2, 0.26 \leq L/T \leq 5.2$

(b) 曲げ(純曲げ)を受けるT字継手の応力集中係数

研究機関Aによる応力集中係数K_tの推定式は次のようにになる。

(各形状パラメータの定義は図8.2.1による)

$$K_t = 1 + \{ 0.629 + 0.058 \cdot \ln(\frac{S}{t}) \} \cdot (\frac{\rho}{t})^{-0.431} \cdot \tanh(\frac{6h}{t}) \cdot f_\theta \quad (8.2.8)$$

ここで、 f_θ は(8.2.1)式、Sは(8.2.4)式による。

研究機関Bによる応力集中係数K_tの推定式は次のようにになる。

(各形状パラメータの定義は図8.2.2による)

$$K_t = 1 + f(\theta) \{ \exp(0.16 - 0.14/(L/T)) \times (\rho/T)^{-0.309} - 1 \} \quad (8.2.9)$$

ここで

$$f(\theta) = \frac{1.02 + \{ .00076 + .000681 \ln(L) \} / \rho}{1 + (9.8 + .027/\rho) \exp[-\{\rho^5(12.6 + 8.6/L) + 4.8 - .761 \ln(L)\} \theta]} \quad (8.2.10)$$

$$\rho = \rho / T, \quad L = L / T, \quad \theta : \text{rad}$$

(8.2.8)式の適用範囲: $0.0025 \leq \rho/T \leq 0.2, 0.26 \leq L/T \leq 5.2$

2) 上記2通りの提案式は、いずれの式を使用しても応力集中係数K_tを精度よく計算出来ることが、図8.2.3および図8.2.4に示すように、別途実施した有限要素法(FEM)解析により証明された。

3) 軸力を受ける十字継手及び曲げを受けるT字継手の応力集中係数K_tに影響を及ぼすパラメータとして、主板厚T、リブ板厚t、脚長、フランク角θ、半端半径ρ及び不溶着寸法の影響が調べられた。

8.3 応力集中係数と疲労強度に関する板厚効果

1) 軸力を受ける十字継手もしくは曲げを受けるT字継手の主板厚t₁と応力集中係数K_tの関係は

$$K_t = k \cdot t_1^n \quad (k \text{ は定数}) \quad (8.3.1)$$

で回帰できる。

2) (8.3.1) 式の指數 n を応力集中係数に関する板厚効果係数と呼ぶと、"n" は、図 8.3.1 に示すように、軸力を受ける十字継手及び曲げを受ける T 字継手の各試験シリーズ間で、疲労における板厚効果係数 "-m" と同じ様な変化挙動を示す。但し、その絶対値は異なっており、全般的に、"n" > "-m" の関係にある。

8.4 基礎継手におけるホットスポット応力

板構造モデルに関して検討されたホットスポット応力の算出法を軸力を受ける十字継手及び曲げを受ける T 字継手の基礎継手モデルに適用して、その意味あいを確認した。

板構造モデルや鋼管継手モデルにおいて推奨されているホットスポット応力の評価法を基礎継手に適用した場合には、そのホットスポット応力は基礎継手の公称応力に対応していることが分かった。

8.5 疲労亀裂発生寿命の推定

- 1) 基礎継手の疲労試験片に用いたものと同一材料から製作した砂時計型試験片を使用して応力比 -1 の径歪制御疲労試験を実施した。試験結果から導き出された繰り返し中の応力 - 歪関係の係数 a および $1/n$ の値は日本海事協会の鋼船規則検査要領 P 編付録「疲労強度計算に関する参考資料」に提示されている簡易算定式による計算値と非常に良く一致した。
- 2) As-welded の基礎継手の溶接止端部の曲率半径を $\rho = 1\text{mm}$ 、Improved weld のそれを $\rho = 6\text{mm}$ と仮定して基礎継手の応力集中係数 K_t を (8.2.1) 式もしくは (8.2.8) 式から算出し、径歪制御疲労試験結果より得られた繰り返し中の応力 - 歪関係式、ピーク歪振幅を算出する Stowell の式及び $\epsilon_{t_a} - N_c$ 線図から基礎継手の疲労亀裂発生寿命 N_c を推定した。
- 3) 2) の方法により推定した疲労亀裂発生寿命 N_c から求めた 10^5 レベルでの時間強度は、図 8.5.1 および図 8.5.2 に示すように、各継手シリーズとも実験結果と良く一致した。
- 4) 2) の方法により推定した疲労亀裂発生寿命 N_c から求めた $2 \cdot 10^6$ レベルでの時間強度は、十字継手の As-welded では高目の推定に、十字継手の Improved weld 及び T 字継手では低めの推定になった。
- 5) 図 8.5.3 および図 8.5.4 に示すように、十字継手では疲労亀裂発生寿命の推定値から求めた板厚効果係数と疲労試験結果から得られている板厚効果係数は良く一致した。しかし、T 字継手の As-welded シリーズではかなり低めの推定となった。

8.6 疲労亀裂の進展解析

8.6.1 微小亀裂の進展解析

溶接止端部の微小領域がその材料の降伏応力を越えている場合に、Dugdale モデルより得られる塑性域長さ ρ をもとに、small scale yielding 状態の K と ρ との関係を利用して等価 K 値 (K) を定め、発生寿命も亀裂伝播仮定に含める手法の初期検討を行なった。進展計算結果の一例を図 8.6.1, 8.6.2 に示す。計算結果はほぼ実験結果と同じオーダーでの寿命評価を示したが、曲げを受ける場合は推定寿命結果が実験値よりも少し長寿命側となる傾向が見られた。

8.6.2 パリス則による疲労亀裂の進展解析

溶接止端部に半梢円表面亀裂が存在すると仮定し、以下に示す比較的容易な手法を用いて疲労亀裂解析を実施した。

- ① 解析対象構造要素であるリブ十字継手または T 字継手を 2 次元構造とみなし、平板の有限要素法により溶接

止端部から生じた亀裂の応力拡大係数（K値）を求める。

- ② リブ板の無い帯板の片側に存在する亀裂（エッジ亀裂）の先端でのK値を、公表されている近似式から計算する。
- ③ 両者のK値の比を求め、 M_k （リブ板の付着による応力集中の存在によるK値の修正係数）すなわち $M_k = K_{\text{FEM}} / K_{\text{帯板}}$ の値を求める。
- ④ 半梢円表面亀裂のK値の算定式に修正係数 M_k をかけ、解析対象要素に存在する亀裂先端のK値を近似的に求める。
- ⑤ ④で求めたK値を利用して、パリス則： $da/dN = C \cdot A \cdot K^m$ による疲労亀裂の進展計算を行なう。

計算結果の一例を図8.6.2.3, 4に示す。

計算結果から得られたS-Nf線図から板厚効果係数について疲労試験結果と比較したものを図8.6.5に示す。計算結果による板厚効果係数は、AT 1シリーズを除いて、全般的に実験値よりも高目となっており、その値は $-m = 0.2 \sim 0.3$ ぐらいである。

8.7 鋼管継手の応力解析

第7章「钢管継手の疲労強度評価法」の中で実施されている疲労試験体を解析対象として有限要素法による応力解析を行なった。解析モデルは、図8.7.1に示すように、軸力を受けるX型钢管継手及び曲げを受けるT型钢管継手である。解析は(1)シェル要素による全体解析、(2)ソリッド要素による全体解析、(3)ソリッド要素によるズーミング解析、という3つのタイプについて行なった。ソリッド要素によるズーミング解析では、溶接止端部の応力集中の様子を調べるために溶接ビードをモデル化し、さらにその溶接止端部には1Rもしくは6Rのアール部を設けた。要素分割の一例を図8.7.2に、応力分布の一例を図8.7.3に示す。

図8.7.5にT継手の場合の溶接止端部付近の表面応力分布を示す。図中には、○印：シェル要素による全体解析結果（要素寸法は板厚の半分程度）、●印：ソリッド要素による全体解析結果及び■印：ソリッド要素によるズーミング解析結果を示してある。3者とも、止端の極く近傍での応力の急激な立ち上がりを除いては、良く一致している。図中にDEnによる钢管継手のホットスポット応力評価点を α_1 , α_2 として示しているが、この点での応力はシェル解析でもソリッド解析でも同じである。したがって、DEnによるホットスポット応力算出のためにはシェル解析で十分であることが分かる。一方ソリッド要素によるズーミング解析結果は止端部で応力が急激に立ち上がり、ピーク応力を示している。

8.4節で考察したように、基礎継手においては、板構造において本SR202委員会で推奨しているホットスポット応力評価法を適用すると、ホットスポット応力=公称応力であったことから、ここでは钢管継手におけるDEnによるホットスポット応力を公称応力として止端部でのピーク応力を基礎継手の応力集中係数推定式（8.2.8）及び（8.2.9）を用いて算出してみた。算出結果を表8.7.1に示す。T継手では基礎継手による推定式で钢管継手溶接止端部のピーク応力を良く推定し得ることが分かる。しかし、X継手では基礎継手からの推定値が20%前後低めの値となっている。2割程度の誤差を許容するのであれば、钢管継手に対しても8.5節に示した疲労亀裂発生寿命の推定法を適用できることになる。

8.8 結論

軸力を受ける十字継手および曲げを受けるT字継手について境界要素法（BEM）と有限要素法（FEM）により広範囲に形状パラメータを変化させた多数の解析を行なった。その結果に基づき疲労強度に関する種々の検討、計算を行なった。また、钢管継手の応力解析も行なった。以上の結果、次のような結論が得られた。

- 1) 主板の板厚が10mm～80mmの広範囲に変化する場合に、軸力を受ける十字継手および曲げを受けるT字継手に対し

て、精度のよい応力集中係数 K_t の推定式を提案した。

- 2) 軸力を受ける十字継手及び曲げを受けるT字継手の応力集中係数 K_t に影響を及ぼす形状パラメータとして、主板厚 t_1 、リブ板厚 t_2 、脚長 ℓ_1 、 ℓ_2 、フランク角 θ 、止端半径 ρ 及び不溶着寸法の影響が調べられた。
- 3) 軸力を受ける十字継手もしくは曲げを受けるT字継手の主板厚 t_1 と応力集中係数 K_t の関係は

$$K_t = k \cdot t_1^n \quad (k \text{ は定数}) \quad (8.3.1)$$

で回帰できる。

- 4) (8.3.1) 式の指數 n を応力集中係数に関する板厚効果係数と呼ぶと “ n ” は、図 8.3.1 に示すように、軸力を受ける十字継手及び曲げを受けるT字継手の各シリーズ間で、疲労における板厚効果係数 “ $-m$ ” と同じ様な変化挙動を示す。ただし、その絶対値は異なっており、全般的に、 “ n ” > “ m ” の関係にある。
- 5) 板構造モデルや鋼管継手モデルにおいて推奨されているホットスポット応力の評価法を基礎継手に適用した場合には、そのホットスポット応力は基礎継手の公称応力に対応している。
- 6) 基礎継手の疲労試験片作成に使用したものと同一材料から製作した砂時計型試験片を使用して応力-1の径歪制御疲労試験を実施した。試験結果から導き出された繰り返し中の応力歪関係の係数 a および $1/n$ の値は日本海事協会の鋼船規則検査要領 P 編付録「疲労強度計算に関する参考資料」に提示されている簡易算定式による計算値と非常によく一致した。
- 7) As-welded の基礎継手溶接止端部の曲率半径を $\rho = 1 \text{ mm}$ 、Improved weld の曲率半径を $\rho = 6 \text{ mm}$ と仮定して基礎継手の応力集中係数 K_t を (8.2.1) 式もしくは (8.2.8) 式から算出し、径歪制御疲労試験結果より得られた繰り返し中の応力-歪関係式、ピーク歪振幅を算出する Stowell の式及び $\epsilon_{ta} - N_c$ 線図から基礎継手の疲労亀裂発生寿命 N_c を推定した。
- 8) 7) の方法により推定した疲労亀裂発生寿命 N_c から求めた 10^5 レベルでの時間強度は、図 8.5.1 及び図 8.5.2 に示すように、各継手シリーズとも疲労試験結果と良く一致した。
- 9) 7) の方法により推定した疲労亀裂発生寿命 N_c から求めた 10^6 レベルでの時間強度は、十字継手の As-welded では高目の推定に、十字継手の Improved weld 及び T 字継手では低めの推定になった。
- 10) 図 8.5.3 及び図 8.5.4 に示すように、十字継手では疲労亀裂発生寿命の推定値から求めた板厚効果係数と疲労試験結果から得られている板厚効果係数とはよく一致した。しかし、T字継手の As-welded シリーズではかなり低めの推定となった。
- 11) 微小亀裂の進展において、溶接止端部の微小領域がその材料の降伏応力を越えている場合に、Dugdale モデルより得られる塑性域長さ ρ をもとに、small scale yielding 状態の K と ρ との関係を利用して等価 K 値 (K) を定め、発生寿命も亀裂伝播過程に含める手法の初期検討を行なった。計算結果はほぼ試験結果と同じオーダーでの寿命評価を示したが、曲げを受ける場合は計算結果が試験結果よりも少し長寿命側となる傾向が見られた。
- 12) パリス則だけによる疲労亀裂の進展解析においては、計算結果による板厚効果係数は、AT 1 シリーズを除いて全般的に試験結果よりも高めになっており、シリーズ間での変化が少なく、ほとんどの値が $0.2 \sim 0.3$ になっている。
- 13) 鋼管継手に関する DEn の定義によるホットスポット応力はシェル要素による FEM 解析結果から導くことが出来る。ただし、要素寸法は板厚と同程度かそれ以下にする必要がある。
- 14) 鋼管継手の溶接止端部のピーク応力は基礎継手の応力集中係数の推定式から 20% 程度の精度で推定できる。

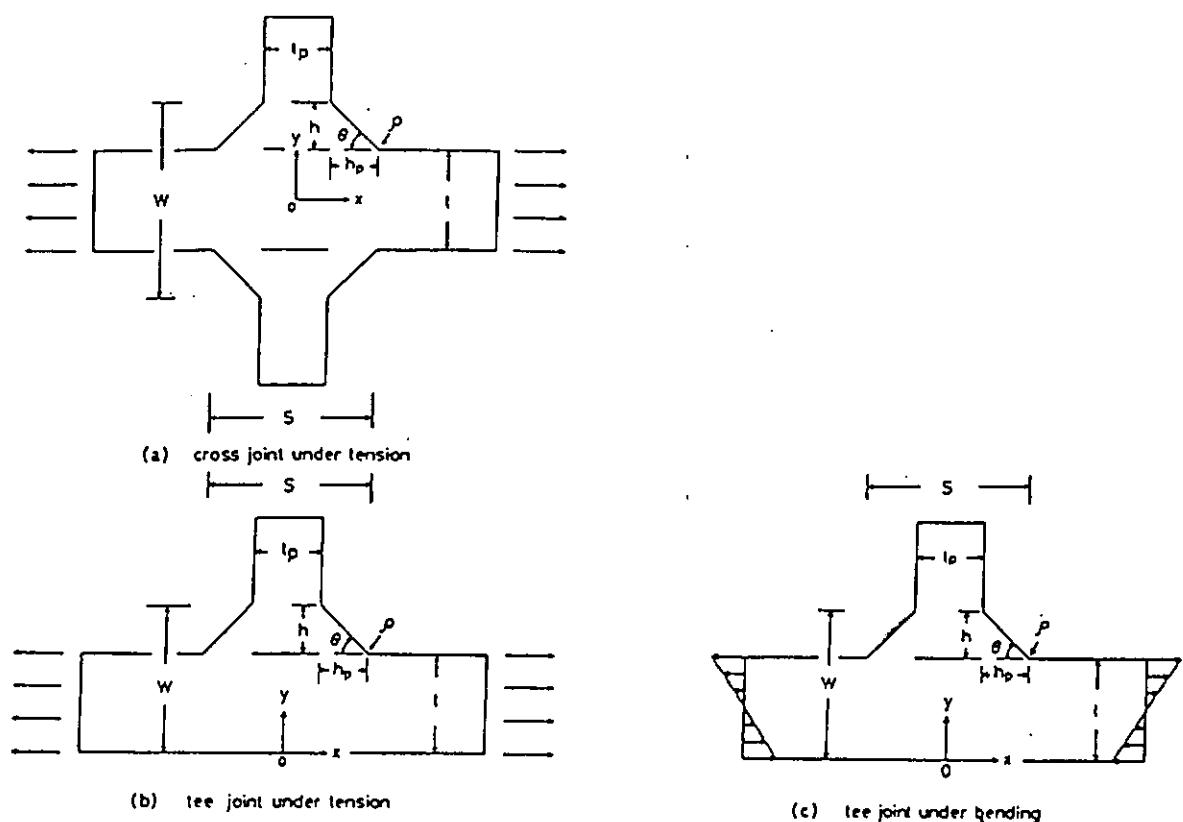


図 8.2.1 境界要素法解析モデル（研究機関：A）

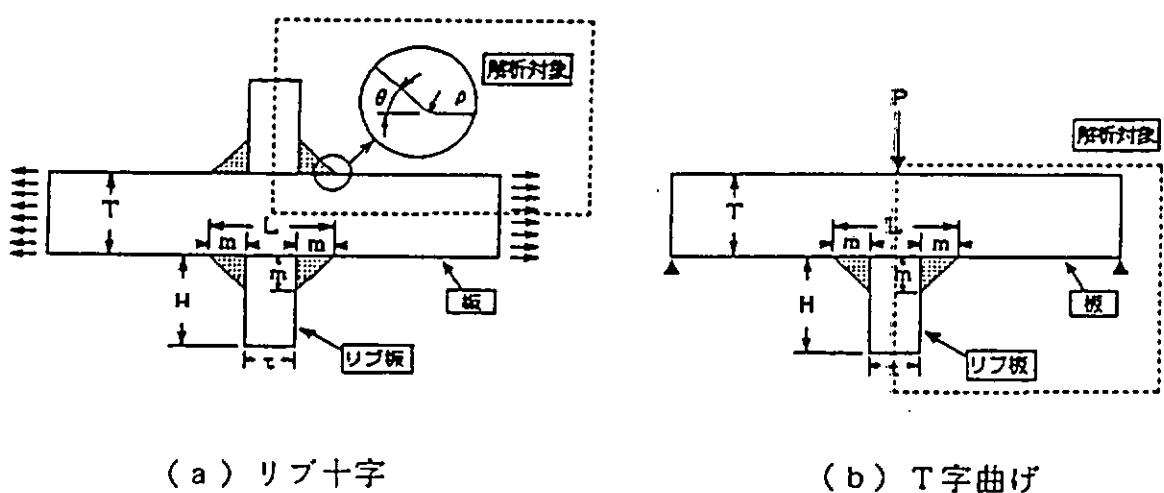


図 8.2.2 境界要素法解析モデル（研究機関：B）

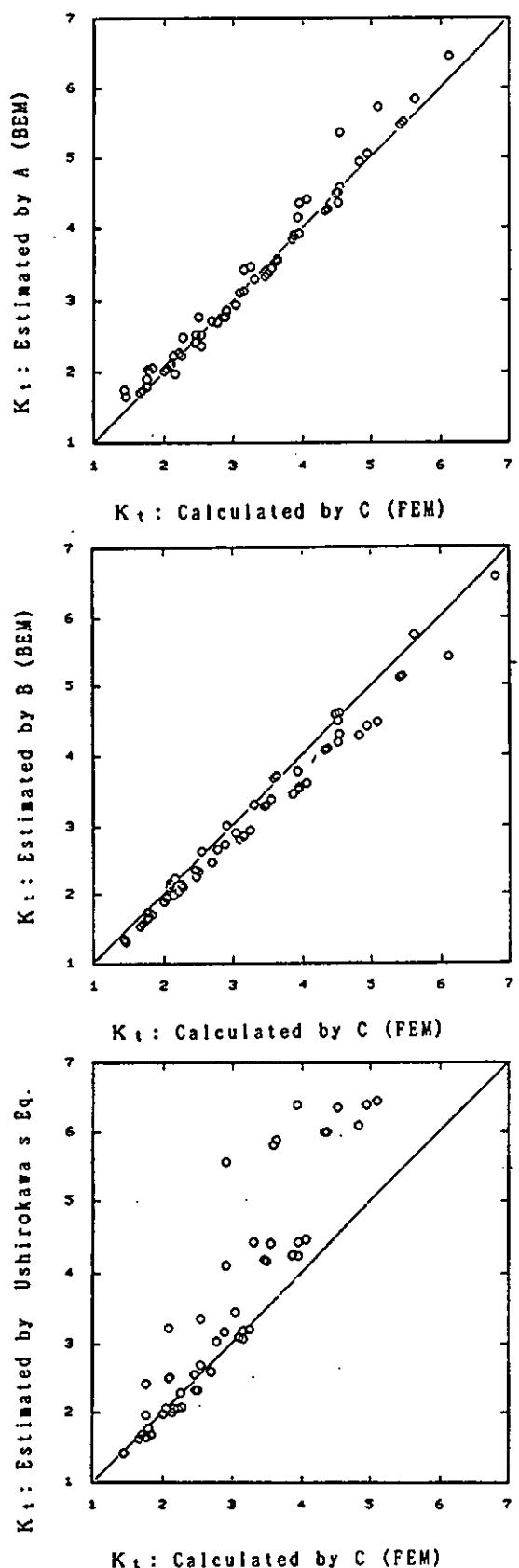


図 8.2.3 軸力を受ける十字継手の応力集中係数

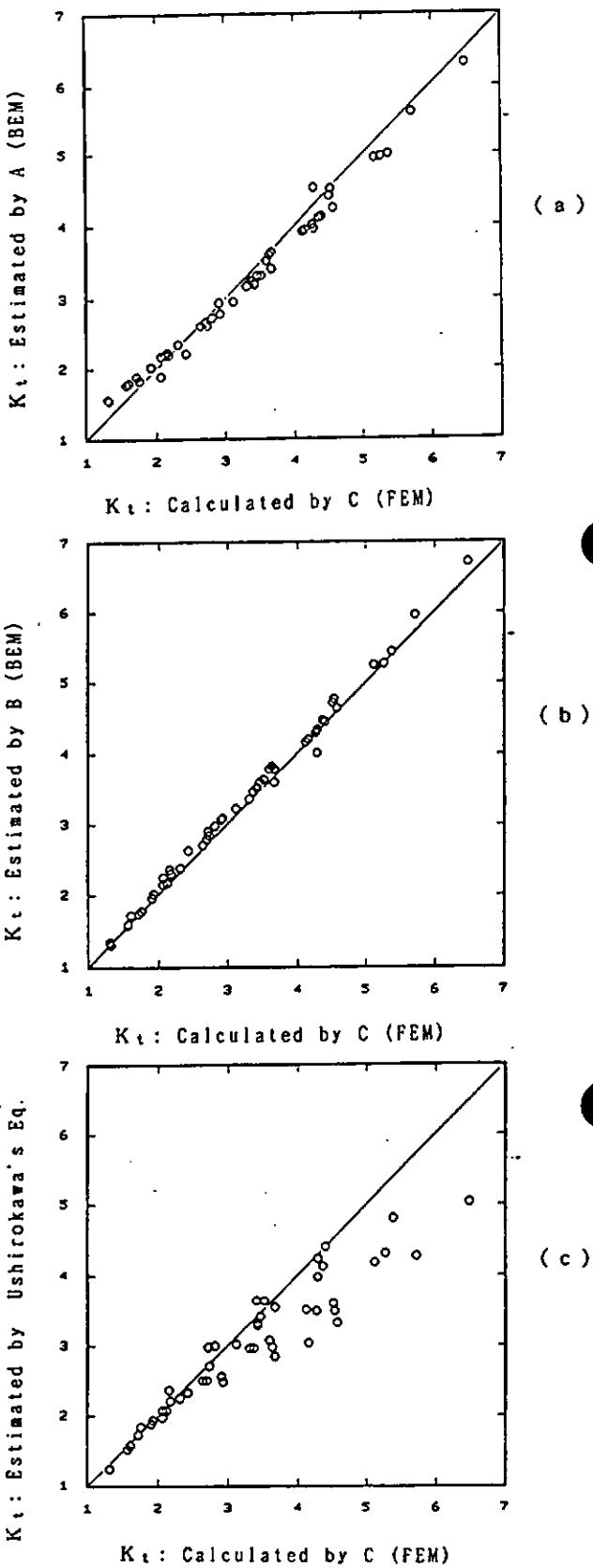


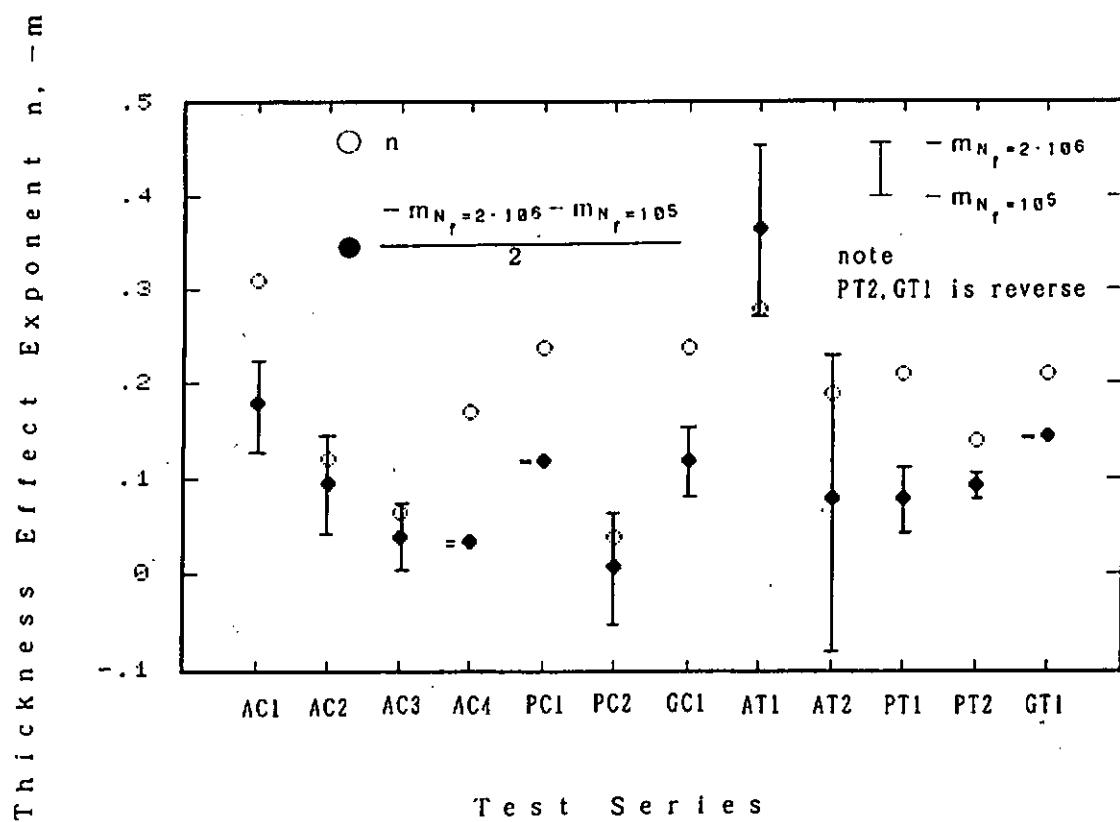
図 8.2.4 純曲げを受けるT字継手の応力集中係数

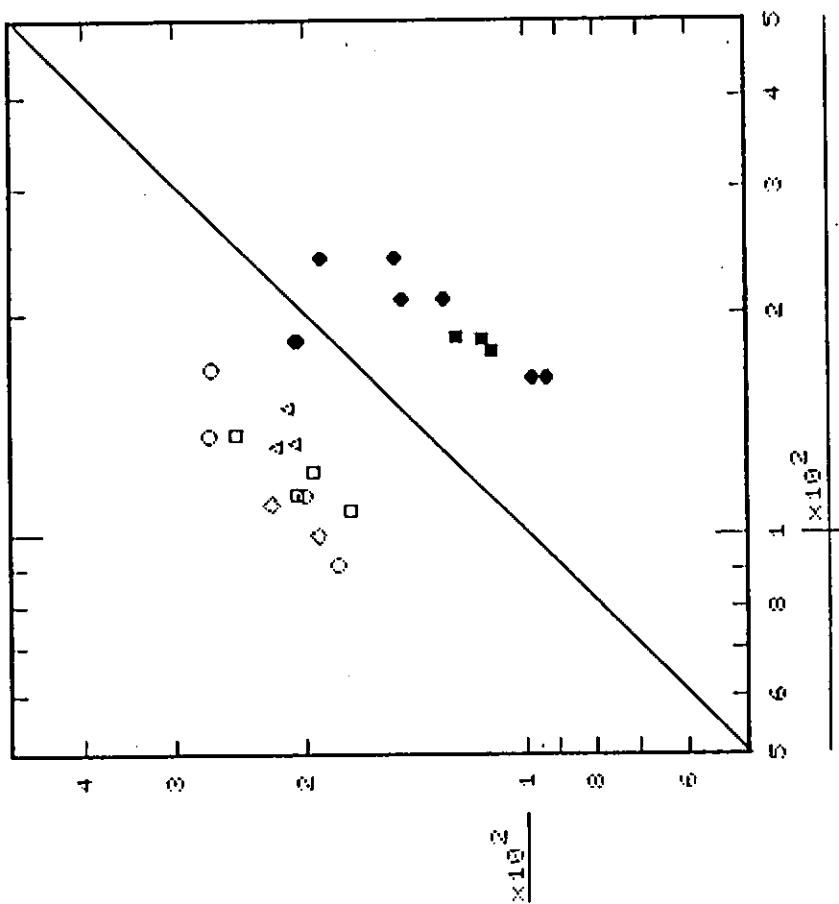
表 8.3.1 K_t に関する板厚効果係数 n

Loading	Code of Series	Slope n		
		$\rho = 0.25$	$\rho = 1.0$	$\rho = 6.0$
Pulsating Tension	AC1	0.370	0.310	
	AC2	0.140	0.120	
	AC3	0.077	0.063	
	AC4	0.190	0.170	
	PC1			0.240
	PC2			0.038
	GC1			0.240
Pulsating Bending	AT1	0.320	0.280	
	AT2	0.320	0.190	
	PT1			0.210
	PT2			0.140
	GT1			0.210

表 8.3.2 疲労強度に関する板厚効果係数 m

Loading	Code of Series	Slope m		
		for $N_f = 10^5$	for $N_f = 2 \cdot 10^6$	Average
Pulsating Tension	AC1	-0.130	-0.230	-0.180
	AC2	-0.040	-0.147	-0.094
	AC3	-0.003	-0.072	-0.038
	AC4	-0.031	-0.035	-0.033
	PC1	-0.118	-0.119	-0.119
	PC2	0.053	-0.068	-0.008
	GC1	-0.080	-0.156	-0.118
Pulsating Bending	AT1	-0.274	-0.456	-0.365
	AT2	0.079	-0.236	-0.079
	PT1	0.093	-0.110	-0.077
	PT2	-0.105	-0.081	-0.093
	GT1	-0.147	-0.143	-0.145

図 8.3.1 K_t に関する板厚効果係数 (n) と疲労強度に関する板厚効果係数 ($-m$) の比較



Fatigue Strength $\Delta\sigma$ (Experimental) (MPa)
 (b) $N_c = 2 \times 10^6$

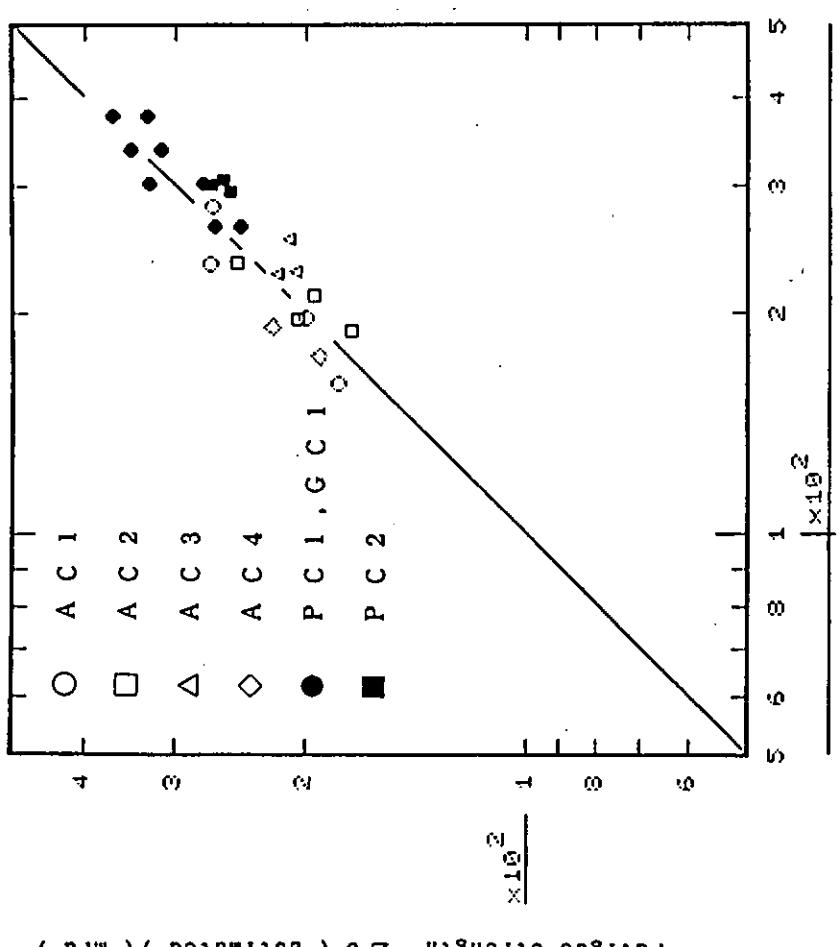
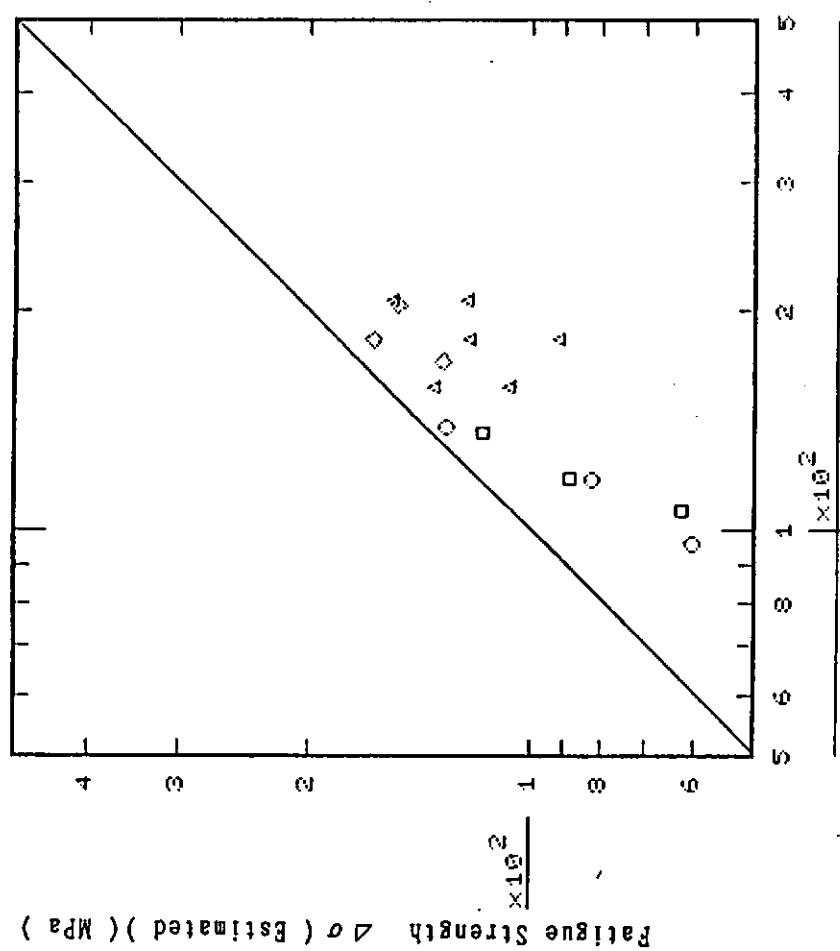
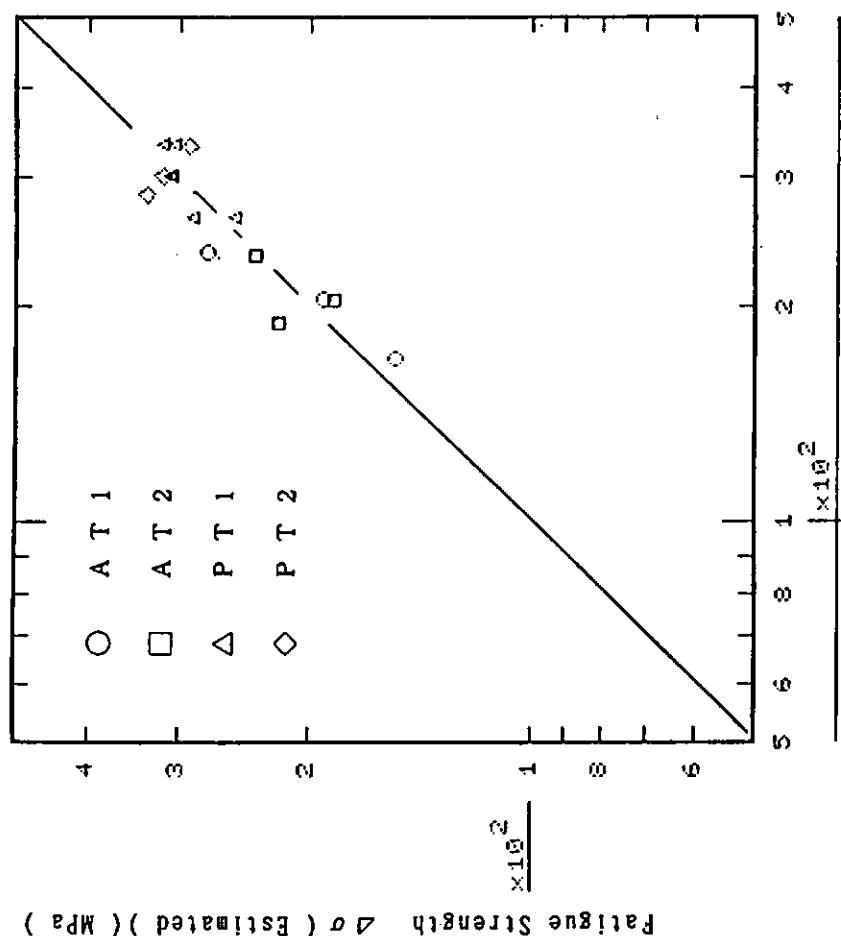


図 8.5.1 各種十字継手の疲労強度の実験結果と推定結果の比較



Fatigue Strength $\Delta\sigma$ (Experimental) (MPa)

(a) $N_c = 10^5$



Fatigue Strength $\Delta\sigma$ (Experimental) (MPa)

図 8.5.2 各種T字継手の疲労強度の実験結果と推定結果の比較

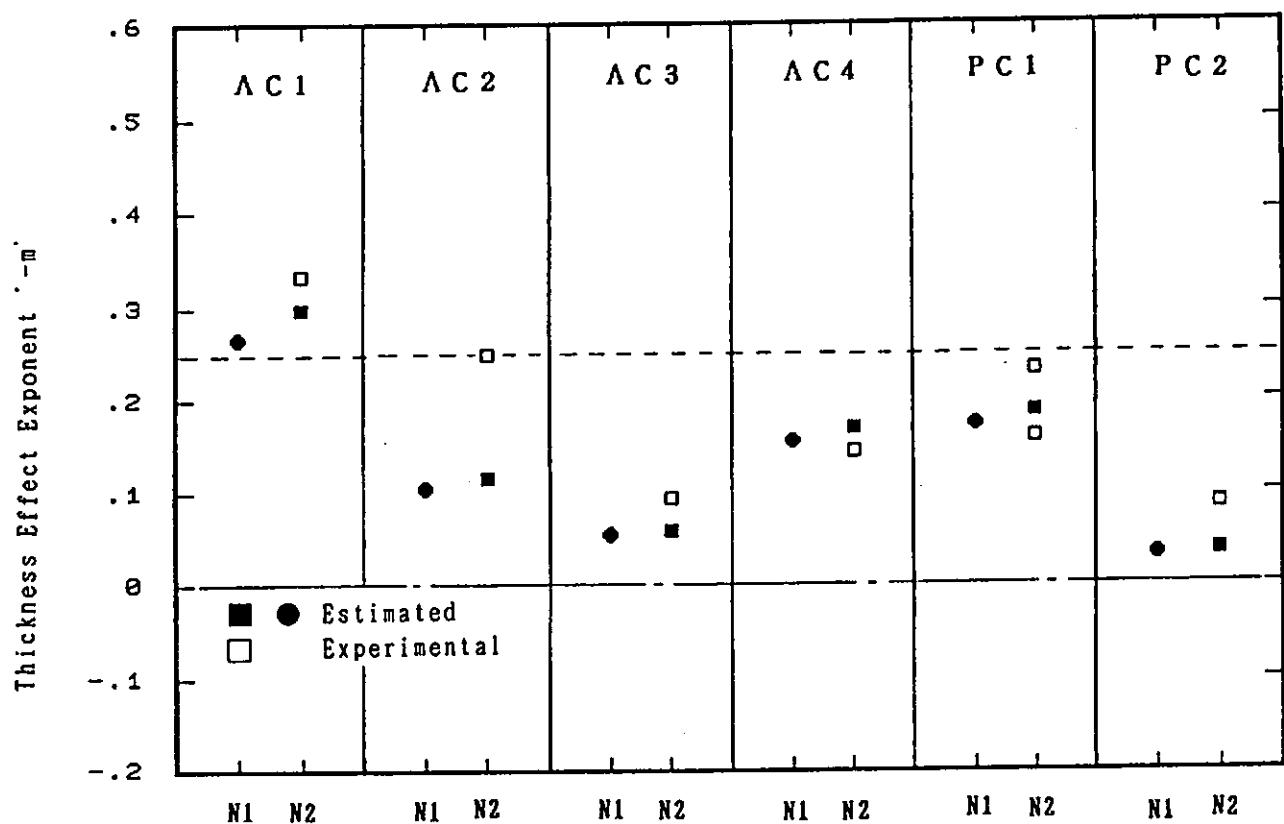


図 8.5.3 各種十字継手の時間強度板厚依存性係数

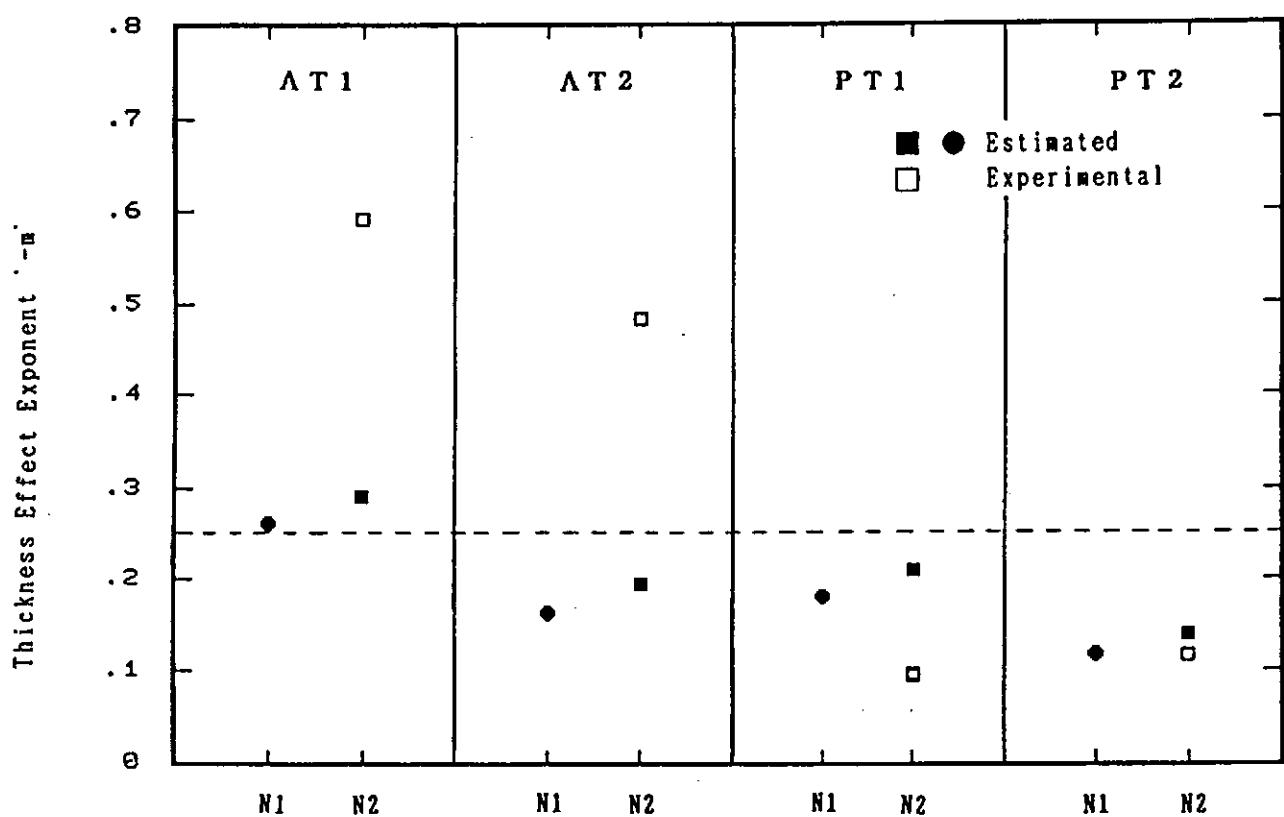


図 8.5.4 各種T字継手の時間強度板厚依存性係数

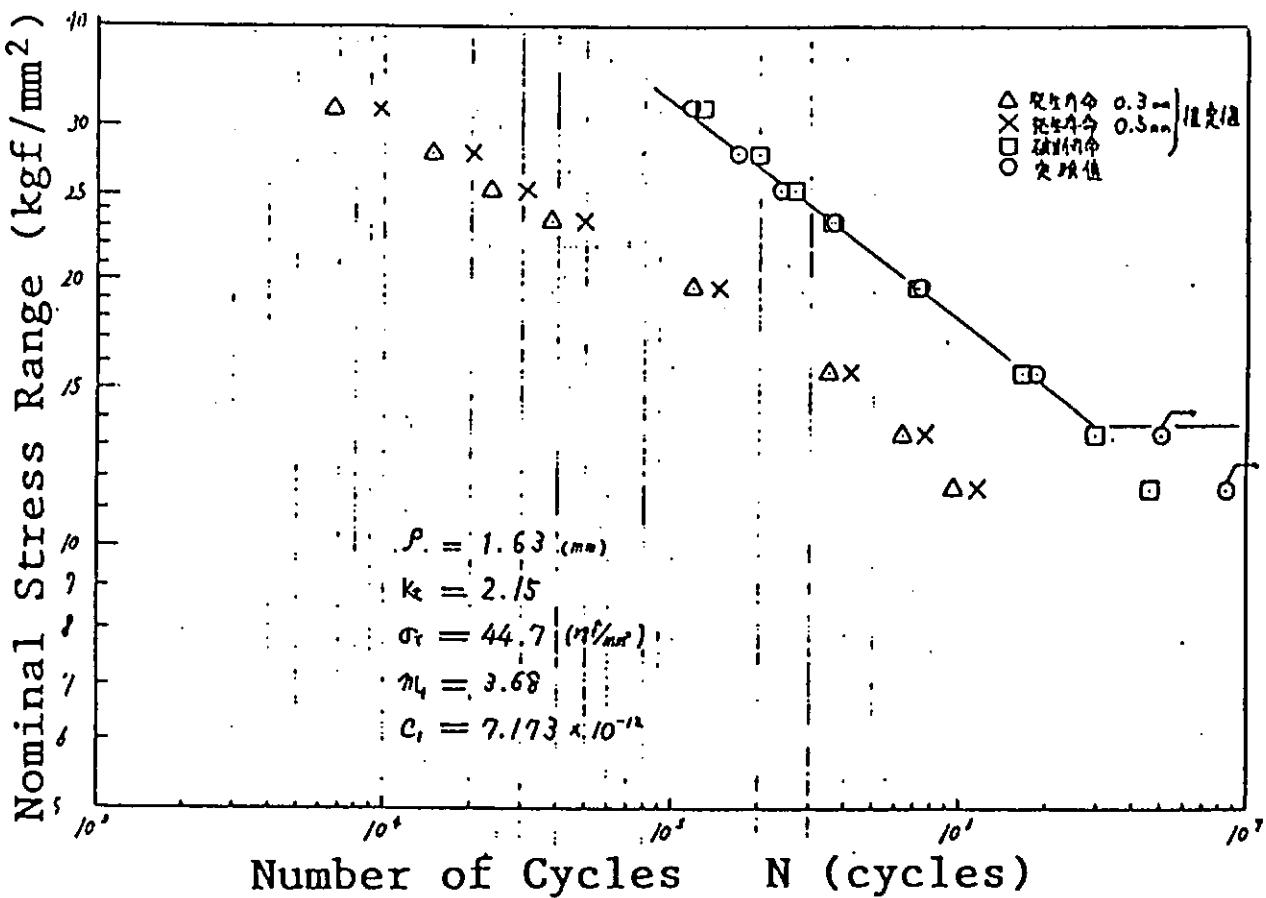


図 8.6.1 曲げを受けるT字継手の $\Delta \tilde{k}$ による寿命解析結果 ($t = 22\text{mm}$)

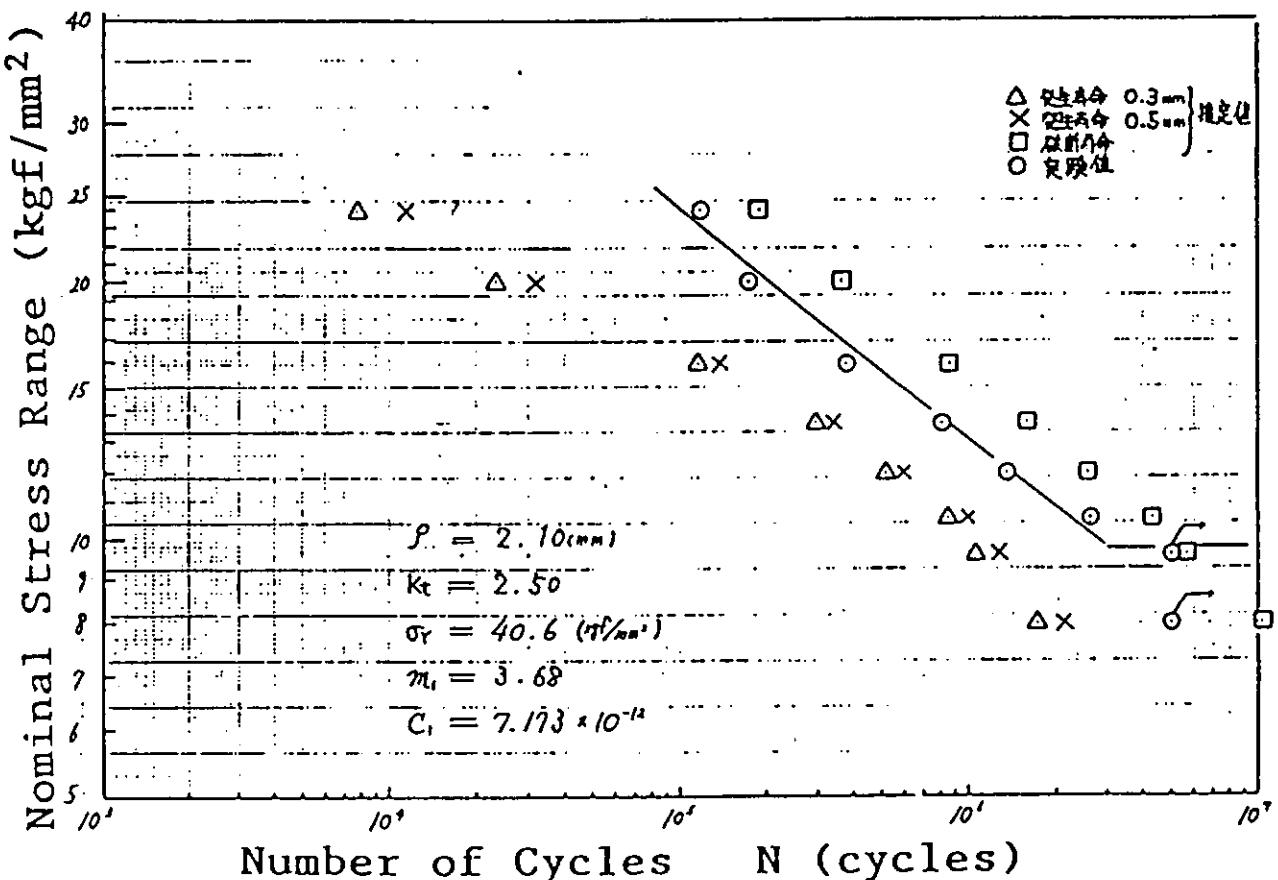


図 8.6.2 曲げを受けるT字継手の $\Delta \tilde{k}$ による寿命解析結果 ($t = 40\text{mm}$)

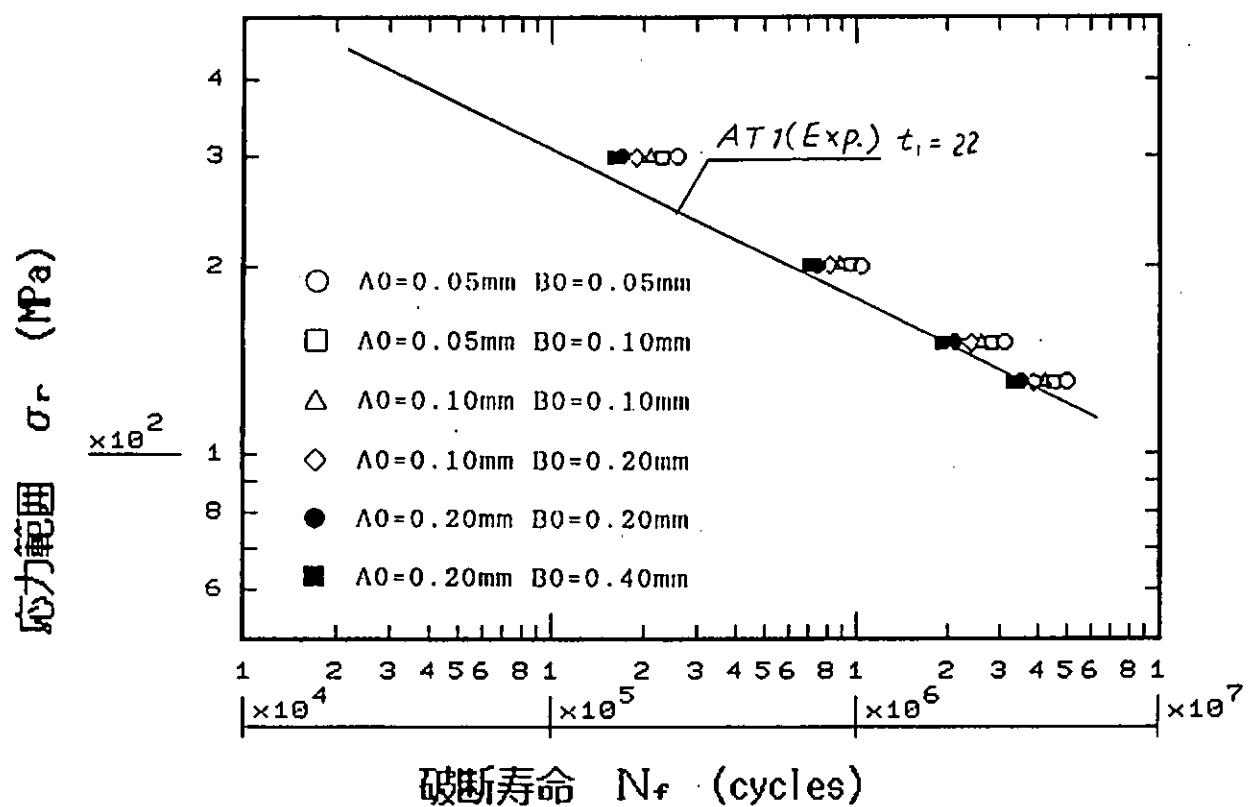


図 8.6.3 亀裂進展計算による S - N 線図

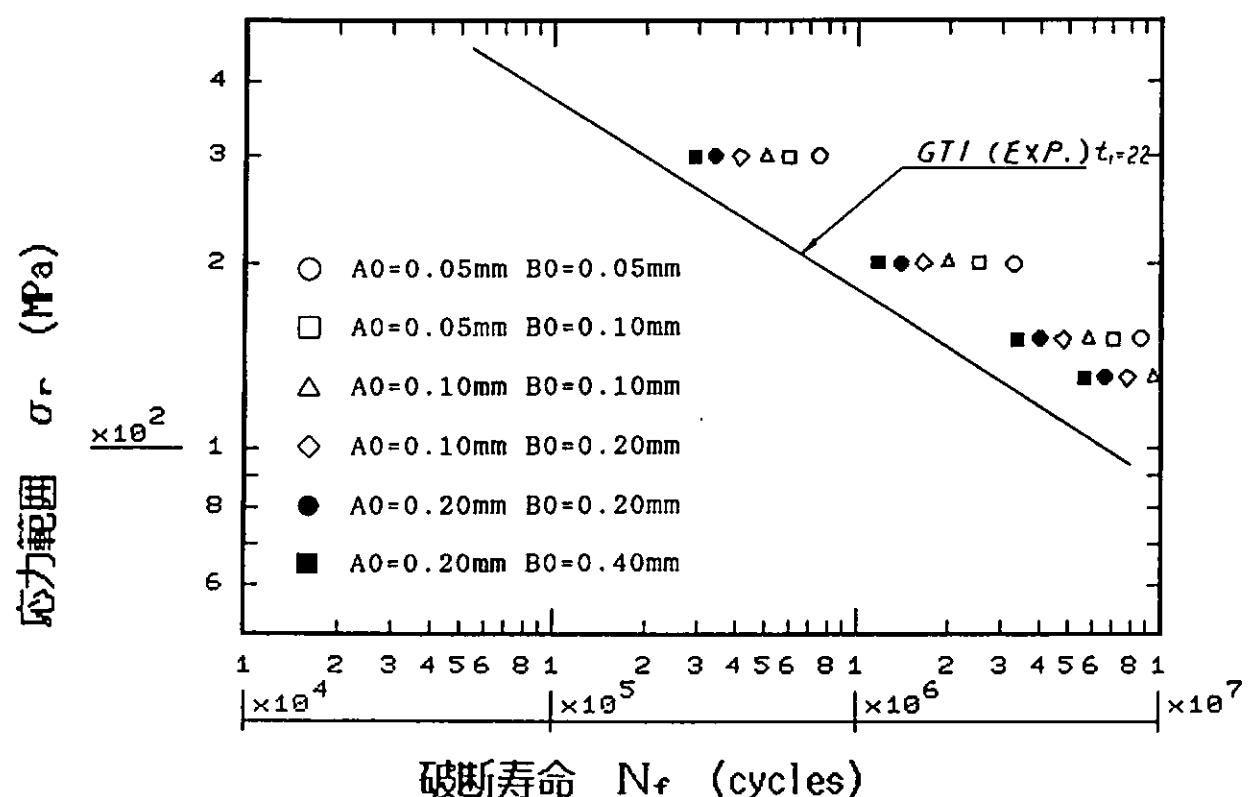


図 8.6.4 亀裂進展計算による S - N 線図

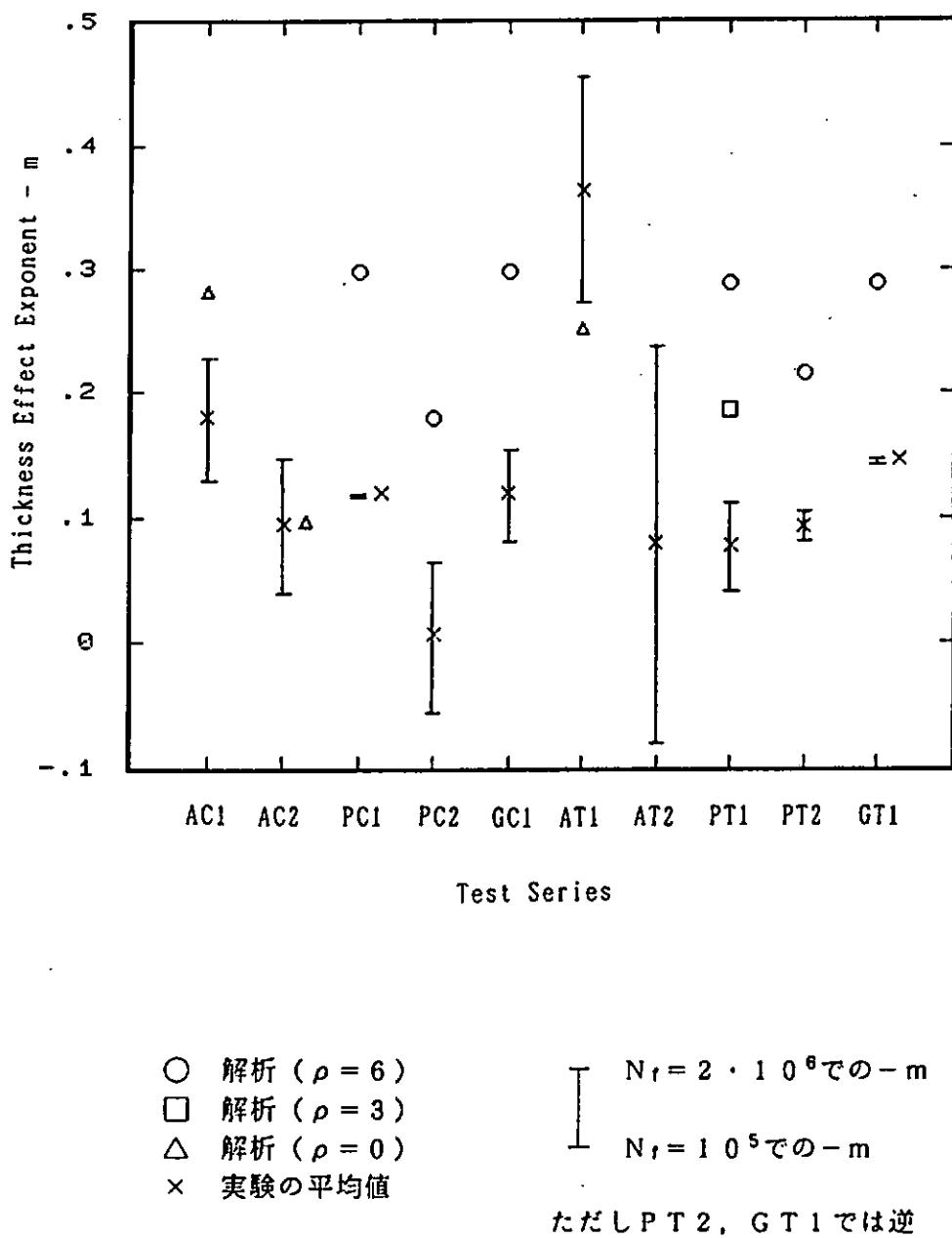
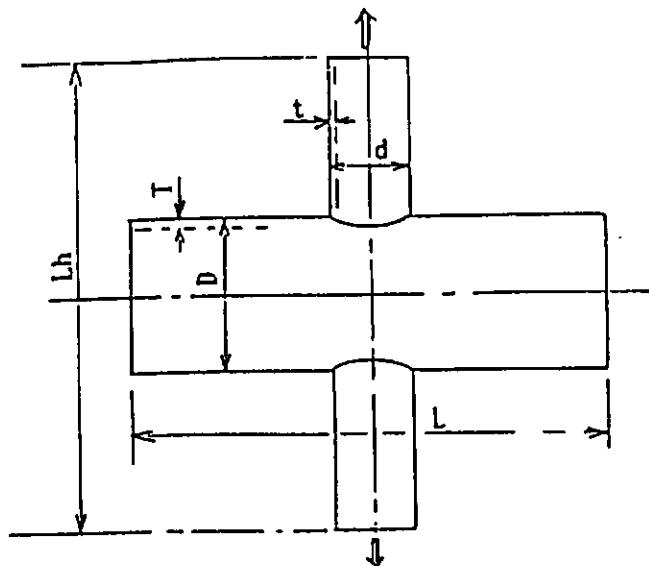


図 8.6.5 各シリーズの疲労強度の板厚効果



X型 (P X シリーズ)

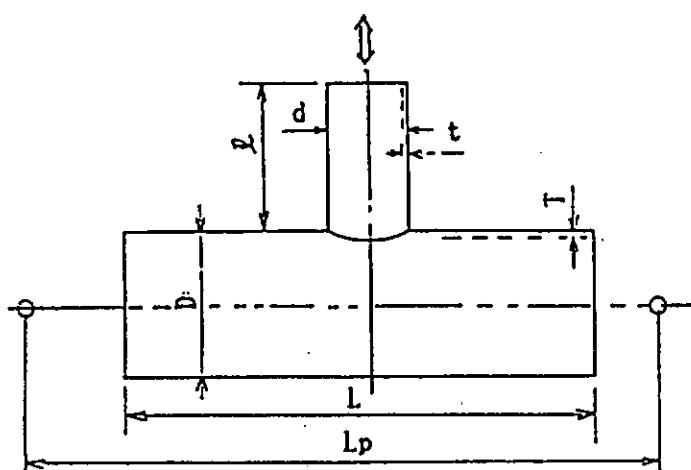
$$D = 500.0 \text{mm}, \quad T = 22.0 \text{mm}.$$

$$d = 250.0, \quad t = 16.0,$$

$$L = 1500.0, \quad L_h = 1700.0$$

応力集中率

$$K_t = 13.6 \text{ (after Wordsworth)}$$



T型 (P T シリーズ)

$$D = 914.4 \text{mm}, \quad T = 31.8 \text{mm}.$$

$$d = 457.2, \quad t = 15.9,$$

$$L = 2650.0, \quad L_p = 3710.0, \quad \ell = 1300.0$$

応力集中率

$$K_t = 6.45 \text{ (after Kuang)}$$

$$= 8.05 \text{ (after Wordsworth)}$$

図 8.7.1 鋼管継手 FEM 解析モデルの寸法諸元

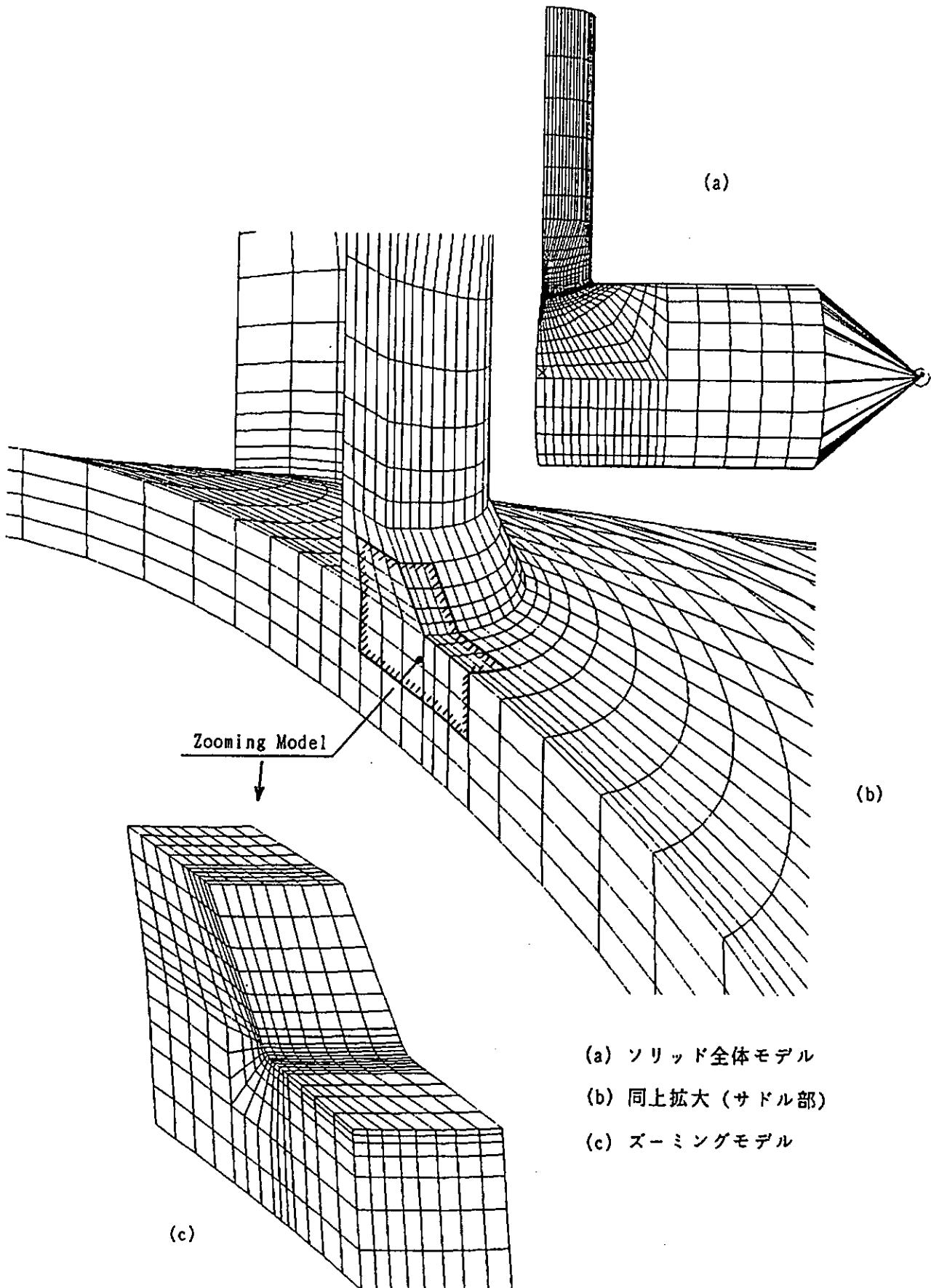


図 8.7.2 T型鋼管継手ソリッドモデルの要素分割

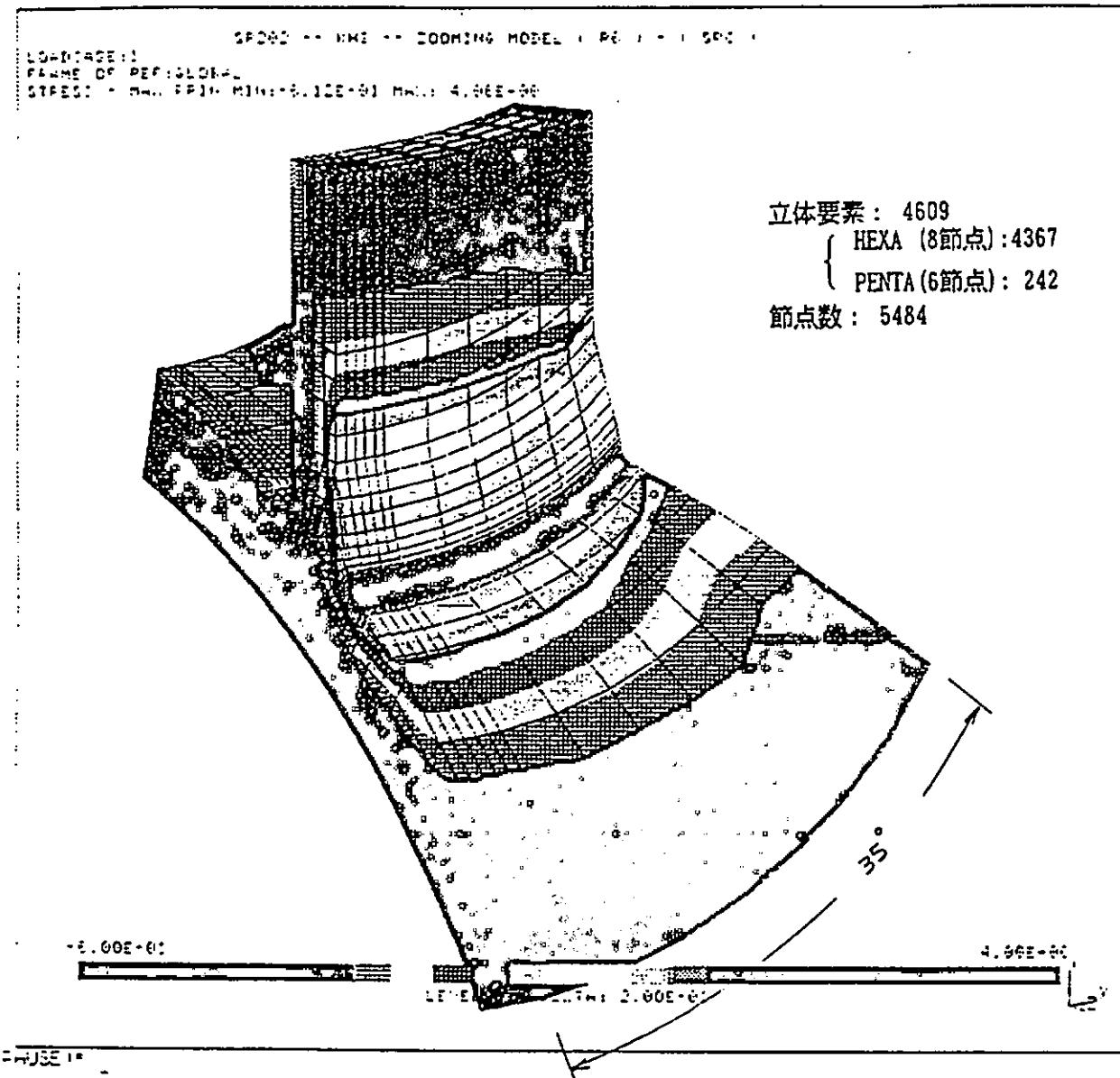


図 8.7.3 X型鋼管継手の応力分布例

表 8.7.1 応力集中係数

Model	Toe Radius ρ (mm)	$\frac{\sigma_{\max}}{\sigma_h}$	Kt:Estimation	
			by(8.2.10)	by(8.2.10)
X-Type	1	3.36	2.65	2.84
X-Type	6	2.10	1.76	1.62
T-Type	6	1.80	1.78	1.81

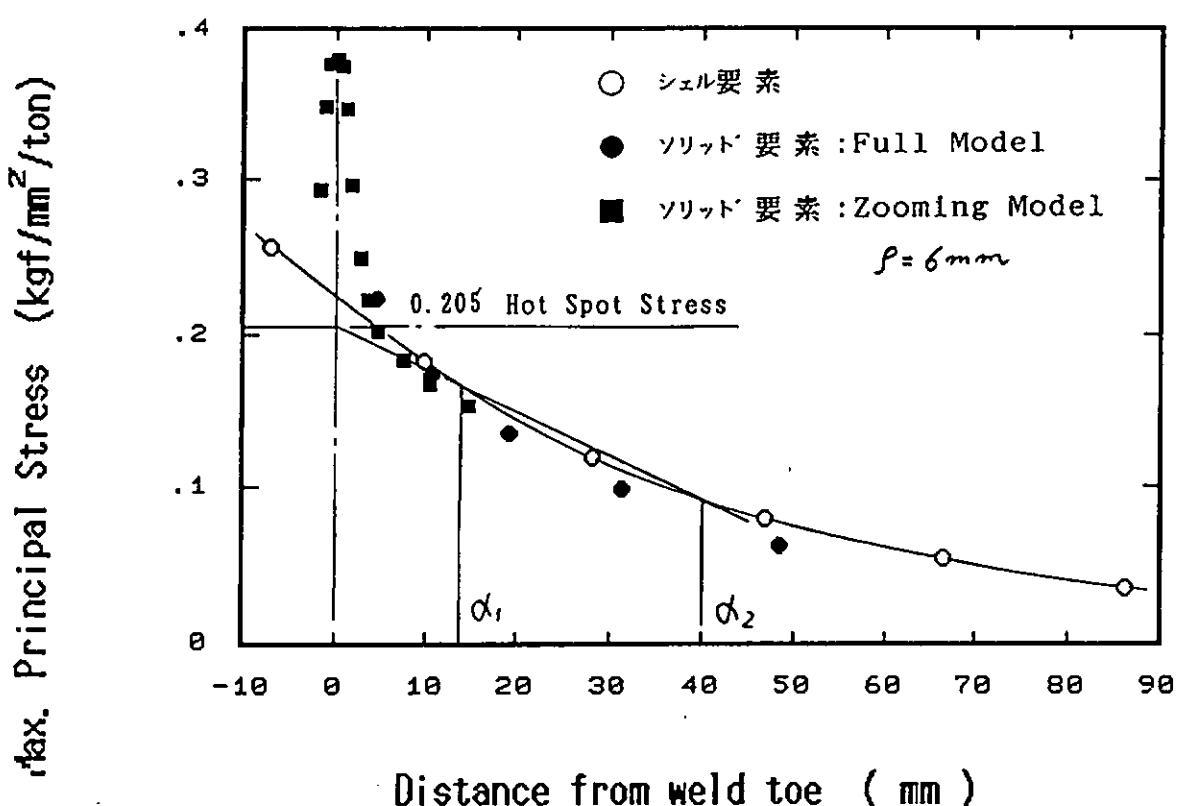
 σ_{\max} : Peak Strees at Weld Toe σ_h : Hot Spot Stress

図 8.7.4 表面応力分布 (T 継手)

9 ま と め

はじめに述べた如く疲労設計法及び溶接部の品質基準の確立をはかる第1段階の研究として、これまで海洋構造物の建造にあたり問題となり、今後の建造のために早急に解決を要する問題点について研究を行いこれを第2章から第8章にとりまとめた。

海洋構造物の設計時問題となった構造を整理分類すると、鋼管継手、ブレケット継手、ダブルーパッド溶接部、スティフナー端溶接部に代表される。

鋼管継手に関する研究は別途第7章で取まとめることとし、第2章では、ブレケット継手、ダブルーパッド溶接部、スティフナー端溶接部について疲労試験及び諸解析を行い、平板構造に対するホットスポット応力及び疲労強度評価法を取まとめ提案した。

第3章では海洋構造物ではかなりの厚板が使用され、厚板使用時の評価法が問題となっているので板厚効果について研究を進めた。

これまでには継手種類に関係なく $-1/4$ 乗則を用いていたが負荷形式と継手種類の組合せに応じて、 $m = -1/3, -1/5, -1/10, 0$ となる板厚効果基準を取まとめた。また溶接部の整形によって、疲労強度の向上効果を明確にすることが出来、整形によって板厚効果を減少出来ることも明らかにした。

また、海洋構造物では700 MPa級の超高張力鋼など色々な高張力鋼が使用されるので、第4章では鋼材の種類と疲労強度の関係を調査した。その結果母材については疲労強度の鋼材強度依存度が顕著に認められたが、溶接ままの継手及び止端部改善処理継手の疲労強度の鋼材依存度は小さいという結果になった。

疲労による損傷の多くは溶接継手の止端部から発生している。日本造船学会では「海洋構造物の工作法懇談会」を設置して海洋構造物の品質基準（JOQS）を制定したが溶接部の品質基準については「研究が進み、データが集積された時点で別途定める」と云うことで仮基準の設定にとどめている。従って、第5章では溶接欠陥の許容基準に関する研究を取進め、溶接のままの状態でのアンダーカットの許容量を明らかにし基準をとりまとめ提案した。

また、止端処理、プロファイル処理によって溶接止端部の微細な欠陥が除去されることも疲労強度の改善に寄与しているのでアンダーカットを取除くようこれらの処理を行う必要があること等を明らかにした。

海洋構造物で溶接部の形状検査に使われているコインチェック法は余盛角の検査は可能であるが止端部の形状及びアンダーカットの検査は出来ないので溶接部の品質管理は行えないことなどを明らかにした。

第6章では溶接止端部の処理方法の研究を行った。止端処理の方法は色々あるが、ここでは一般に使われているトウグライティング以外の方法として実用的と思われるショッピーニング、及びTIGドレッシングの方法について検討を行った。

今回検討を行った方法の内TIGドレッシングの2ラン処理が最も有効であるが入熱量など施行条件と深くかかわっているので施工にあたっては充分な注意が必要である。

第7章では鋼管継手の疲労強度評価法の検討を行った。はじめに述べた歐州の疲労強度基準の内鋼管継手に関するものは多くの研究結果が盛込まれたとされている。

本研究の結果もこれらの基準はほぼ妥当なものであることを示している。

また、疲労亀裂発生寿命は溶接部の止端半径およびアンダーカットと相関が大きいことを示しており、疲労強度の改善方法としては止端半径3mm以上、深さ0.4mm以下に削り込むのが適当であると提案している。

第8章、止端部の応力集中が溶接継手の疲労強度にもっとも影響があると考えられ、余盛形状を考慮した応力集中係数が色々作成提案された。これらを比較整理して取りまとめた。

応力集中係数と板厚効果、応力集中係数と疲労発生寿命、応力集中係数と疲労亀裂進展寿命の関係を調査取りまとめた。

以上、本研究により得られた成果を項目毎に概説したが、これらを取りまとめると、先ず海洋構造部の寿命を評価する疲労設計法としては、プラケット構造、ダブラー・パッド溶接部、スティフナー端部および鋼管締手等のホットスポット応力算定法および疲労強度評価法を取りまとめると共に、厚板使用時の板厚効果についての評価基準を明確にし、また鋼材の種類と疲労強度の関係を把握することができた。

さらに海洋構造物の建造に際しての溶接部の品質基準については、アンダーカットの許容量を提案すると共に、止端処理、プロファイル処理および今後実用化が期待されるショットピーニング、TIGドレッシングについてもその効果を明らかにし、また止端部の応力集中係数の計算法を示し、応力集中係数と疲労亀裂発生・進展寿命を明確にした。

これらは、海洋構造物の設計・建造に際し有効に活用し得るものであり、はじめに述べた所期の目的をほぼ達成できたものと考えられるが、今後は更にこれらの成果を各種規則に反映させるべく各機関に働きかけていくことが期待される。

B編 研究報告

1 はじめに

海底資源の掘削を目的とした海洋構造物の歴史は浅く、その設計法および建造法についても、最新の技術は取り入れられてはいるがまだ発展段階にある。海洋構造物や船舶はたえず波浪による激しい繰返し荷重をうけている。従って海洋構造物の稼働中の損傷は少なく、しかも疲労損傷がこの内の大部分を占めている。

ALEXANDER. L. KIELLAND号の事故の調査結果等を契機に疲労強度基準の早急な導入が必要と考えられ、欧州ではただちに規格が制定されその適用が進められた。

これらの規格は短期間にまとめられたため、設計にあたっては合理的でない面、検査にあたっては品質基準が明確でない点がみられ、少なからぬ混乱をまねくことになった。

海洋構造物は今後荒海あるいは氷海等更に苛酷な海象条件での使用が増える傾向にある。

従って、合理的な疲労設計法及び溶接部の品質基準の確立を目的に本研究部会が設立された。

研究計画の企画立案にあたって疲労強度評価の問題点の抽出を行ったが非常に多くの問題点が提起された。従って本部会では今後海洋構造物の建造を進めるにあたって早急に解決を要する問題に焦点をあて、基礎的な事項に関するものなどは別の機会にゆずることとした。研究を進めた各項目には腐蝕環境下の問題も含まれているがこの様な考え方からこれは除いている。また、各項目の研究目的は各章に、さらに目的の概要を研究成果の要約と共に第九章にまとめている。

なお、B編は各章を詳細に説明し、A編は各章の概要をまとめたものである。

2 各種構造要素の疲労強度評価法

2.1 各種構造要素の疲労強度評価法（実験編）

2.1.1 緒論

海洋構造物の歴史は船舶のそれに比べ浅く、その設計法に最新の技術は取り入れられてはいるが、経験による証明が少なくいまだ発展段階である。

海洋構造物の稼働中の事故についてみると、DnVの調査によると1970～1981年では表2.1.1.1の通りであり、各タイプの海底資源の掘削リグのほとんどが損傷を起こしている。また表2.1.1.1の損傷の大部分は疲労クラックである。その内訳は表2.1.1.2に示すように、コラムとプレースの接合部やプレースの集合継手の他、フェアリーダやハイドロフォン等のぎ装品の強度部材の取り付け部分を起点とした損傷も多い。有名な事故である1980年に起きたアレキサンダー・キーランドの転覆事故は、ハイドロフォンのプレースへの取り付け溶接部の疲労亀裂を起点としたと言われている。

このような疲労亀裂の多さから、海洋構造物の使用中の割れを防止し耐用年数を評価するための設計いわゆる疲労設計の重要性が増した。

疲労設計を規格化する動きは特に欧州において多く、ECSC(欧州石炭鋼材団体)やUKORSP(英国海洋鋼材企画会)で行われた膨大な疲労試験の結果をもとに船級協会や関係省庁では、1970年代後半から1980年代前半にかけて疲労設計規格の改良充実が行われた。これらの機関の規格はそれぞれ立派なものではあるが、実験室におけるデータを基にして作成されたものであり、実機に対する適用実績が少ないまま規格されたため、それを実機に適用した場合多くの問題を生じた。

本研究はこれらの問題を解決することを目的にした研究の一環として行われたものである。海洋構造物における疲労上の代表的な構造部材3種について疲労試験と応力分布の計測とFEM計算を行い、疲労設計法を吟味した。

研究の成果は、疲労設計に関し海洋構造物と逆の発展である経験から数値化の傾向にある船体にも十分に応用出

来るものであると考えている。

2.1.2 現状の疲労解析の方法と問題点

海洋構造物の疲労強度に対する船級協会や関係官庁の規格では、装置が20年で 10^8 回の繰り返しに耐えるかどうかを想定した海域での外力を用い行われる。20年で想定されるダメージは線形損傷法則を用いるが、その際使用するS-N線図は基礎的な実験データのはば98%の生存確率のものを用いている。

図2.1.2.1と図2.1.2.2にDnVで規定するS-N線図を例示する。図2.1.2.1に示す数多くのS-N線図は詳細形状に応じて使い分ける。例えば、C線図は溶接部をフラッシュに仕上げた場合などであり、D線図は通常の突き合わせ溶接横継手、F線図はスタッドなどの付加物、F2はFより厳しい形状の付加物などである。また海水環境の影響はいくつかの考慮法があるが図2.1.2.1 & 2.1.2.2はDnVの場合である。これらの継手分類と値はBSの橋梁にたいするものを踏襲しているので、海洋構造物に適用する際、どの線図をどう使えば良いのかに關し不明確な点が多い。図2.1.2.2は鋼管継手に対する線図であり、前述したECSCやUKORSPの鋼管継手構造データを基にそのホットスポット応力により疲労照査するためのものである。

図2.1.2.3に概要を示す実機に対し、応力集中の推定が難しく疲労強度が問題になる箇所、プレースの集合継手やプレースとコラムの継手部分に対しては有限要素法による応力解析が行われる。図2.1.2.4は有限要素の計算モデルであり亀裂の発生予想点では最小要素寸法が板厚以下であるような細かな要素分割がなされている。またブレケットの内部やフリーエッジの応力も詳細に求められ(図2.1.2.4(c))母材に対する疲労設計線図B線により疲労強度照査が行われる。

海洋構造物の構造詳細部分にどの疲労設計線図を使用するか、またその線図を適用するに際してどのような問題点があるかを図2.1.2.5に例示した。プレースとコラムの接合部は鋼管継手と同様な有限要素法解析を行う。この結果に対し疲労線図として鋼管に対するT線図より低強度なF線図を使用するように船級協会より要求される場合があるが、このF線図使用は安全側過ぎないかとの疑問も生ずる。

また、グラインダでドレスした場合にどの線図を使うのか定かではない。また、F線図の適用範囲が広く、部材に応じ安全・非安全が混在しないかの疑問もある。

表 2.1.1.1 海洋構造物の種類と事故の程度に関する
世界における海難事故数

表 2.1.1.2 1980年にDnVより公表されたき裂の場所別比率

Structure Loss	JU	SS	DS/DB	Total
No. Damage	15	27	10	52
Minor Damage	26	32	38	96
Damaged	42	18	39	99
Severe Damage	25	6	11	42
Total Loss	24	2	4	30
Unknown	3	1	2	6
Total	135	86	104	325

Time Period : 1970 - 1981
Source : Veritas Offshore Accidents Data Bank

Location	Percentage (%)
Interior Connection Column/Bracing	24.6
Exterior Connection Column/Bracing	35.0
Manholes : Drain Holes In Bracings	7.7
K-Node Points	8.7
Hydrophones	3.0
(I) No Damage	
(II) Minor Damage	-Small Damage which can be repaired at the drilling location.
(III) Damage	-Not Minor nor Severe Damage
(IV) Severe Damage	-Serious Damage that cannot be repaired on location but may possibly be repaired in dock.
(V) Total Loss	
Others	5.1
Total	• 100

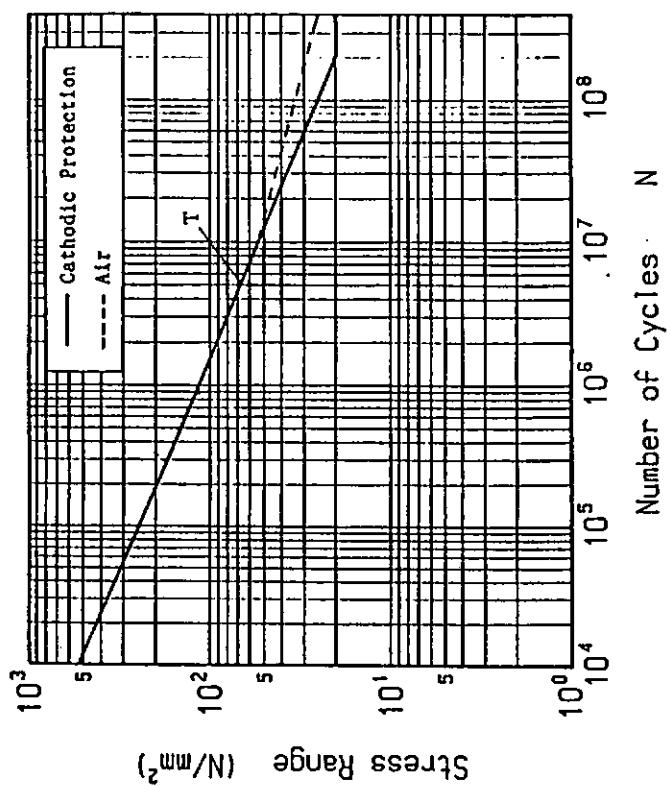


図 2.1.2.2 鋼管継手に対するホットスポット応力による疲労強度評価 S - N 線図

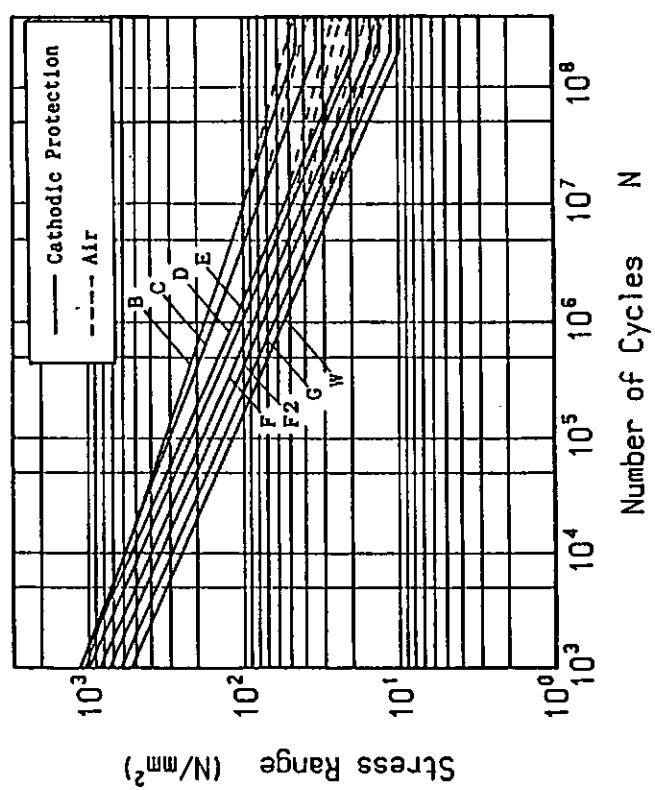


図 2.1.2.2 非鋼管継手に対する疲労強度評価 S - N 線図

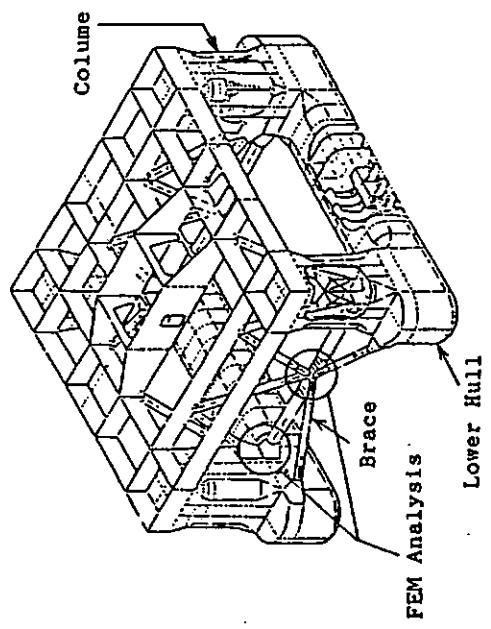
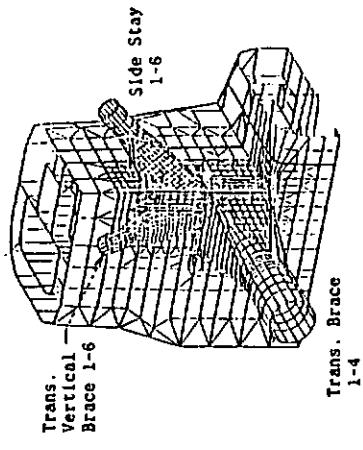
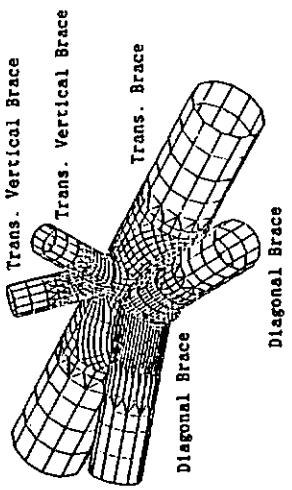


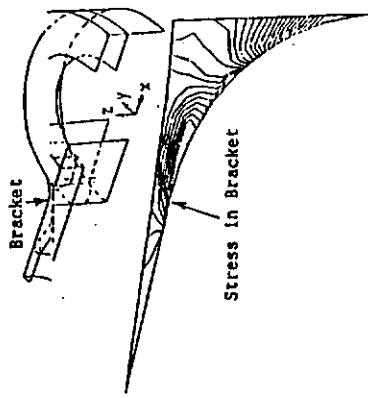
図 2.1.2.3 セミサブリグの構造概略



(a) Analysis Model of Brace to Column Connection



(b) Analysis Model of Brace Connection



(c) Sample Result of Stress in Bracket

図 2.1.2.4 FEM の要素分割と解析結果の例

Structure to be Analyzed	Fatigue Assess			Question	
	S-N Class	Used Stress			
 K Sharped Brace to Column Connection	① Cross Boxes	Fillet Weld (As Weld)	F	Undefined Hot Spot	Undefined Assessment Method ?
		Fillet Weld (Grind)	F	Ditto	Only 2.2 Times Life Exp. by Grind (by DNV)
	② Bracket Toe	Fillet Weld (As Weld)	F	Local Stress	How to Take into the Bracket Figure ?
		Fillet Weld (Grind)	C	Ditto	Can use Class C for the Part ?
	③ Bracket to Column	Fillet Weld (As Weld)	F	Local or Undef. Hot Spot	Undefined Assessment Method ?
		Fillet Weld (Grind)	F & G.Effect	Ditto	Ditto
 Fittings on Braces	① Pad Plate	Base Metal	B	Local Stress	No Question
		Butt Weld (As Weld)	E	Local Stress	Ditto
	② Doubler	Fillet Weld (As Weld)	F	Local Stress	How to Assess Angled Joint ?
		Fillet Weld (Grind)	F	Nominal Stress	Class F too much Conservative ? How about Weld Leg Length Effect ?
	③ Ring Stiff.	Ditto	Ditto	Ditto	Ditto
		Fillet Weld (As Weld)	F	Nominal Stress	Class F too much Conservative ?
	④ Stiff. End	Fillet Weld (As Weld)	F	Nominal Stress	Effect of Toe End Figure ?
		Fillet Weld (Grind)	F & G.Effect	Ditto	How to Grind & How about the Effect ?

図 2.1.2.5 UKDEn, DnV 規則により疲労評価する際の方法、適用線図と問題点

2.1.3 ブラケット構造の疲労強度評価

(1) ブラケット構造モデル試験の目的

ブラケット形状、施工法の異なる4タイプのモデルについて応力計測、疲労試験を行い、各タイプの疲労特性破壊様相等を明らかにする。また、同時に試験を行ったスチフナー、ダブルーパッド構造要素試験の結果と合わせて平板溶接継ぎ手の合理的設計法を作成する。

(2) 試験

(a) 供試鋼板

試験に使用した鋼板は板厚22mmのNK規格 KE 36 (TMCP鋼)である。

(b) 試験片の寸法および形状

ブラケット試験片の主要寸法および形状を図2.1.3.1に示す。試験に供したブラケット構造は以下の4種類である。

Type A 通常の船殻に用いる構造

Type B ブラケット先端部を延長し、構造的な応力緩和を図った形状

Type C 上記Type Bと同様にブラケット先端部をソフトにし、廻し溶接部にドレッシングを施した構造

Type D ブラケットの基本形状はType B, Cと同じであるが、海洋構造物の規格（たとえばDnV）に要求されるブラケット先端部に開先をとり完全溶け込みとし、ドレッシング処理を施した構造

以上A, Bは廻し溶接部は溶接のまま、C, Dはドレッシングを施したタイプである。各タイプのブラケット寸法および施工要領を図2.1.3.2に示す。なお、Cではドレッシング処理後のルート寸法を確保するため3パスの（脚長25mm）増し盛り溶接を行い、これをディスクグラインダー（#120）により仕上げた。また、Dではブラケット先端およびフェースプレートをはさみ対象となるウェブの両者に長さ80mmの開先をとって完全溶け込みとした。また、廻し溶接部についてはグラインダー処理後に廻し部の脚長40mmが確保できるよう増し盛りし、立ち上がり角度15°に仕上げている。

(c) 疲労試験および計測

疲労試験は、大気中室温条件下で試験体のピンを介して引張荷重を負荷する荷重制御繰り返し($R > 0$)により行った。繰り返し速度は3~6Hzの範囲である。

(i) 溶接止端形状の計測および応力集中係数の算定

ブラケット先端部回し溶接を歯科用印象剤（オプトジルプラス）により型どりし、脚長、脚高を求め、型どりした断面のプロファイルを10~20倍に拡大し応力集中係数算定に必要な止端半径 ρ 、フランク角 θ を計測した。止端の応力集中係数は辻の式、またType Dでは応力集中係数をグラインダー仕上げを施した止端位置の計測値と公称応力より求めた。

(ii) 主要部の応力計測

構造モデルの主要部にひずみゲージを貼付し、疲労試験に先立ち静的載荷試験を行い各点のひずみ分布、および発生応力と荷重の関係を求めた。

(iii) ブラケット先端部の応力計測

ブラケット先端の構造的応力集中およびホットスポット応力の検討を行うため、各タイプについてブラケット延長線上フェースの長手方向応力を計測し、分布を求めた。

(iv) き裂発生回数および破断繰り返し数

目視によるき裂観察を行った。き裂発生寿命はき裂長さ(2a)が10mmとなった回数により定義した。しかし、モデルによってはき裂発生位置が一定でなく、廻し溶接の止端部、隅内溶接のルートなど複数点からき裂が発生することで記録にはばらつきがある。また、破断繰り返し数 N_f は、フェースの破断分離する回

数または著しい荷重低下が生じる回数とした。

(3) 試験結果

構造模型のプラケット先端部の公称応力 S_0 は次式により求めた。

$$S_0 = (M / Z + P / A) \times \sin 45^\circ \quad (2.1.3.1)$$

ここで M : プラケット先端位置における曲げモーメント

Z : I型梁の断面係数

P : 負荷荷重

A : I型梁の断面積

図 2.1.3.3(a)に上式と実測値の対比を示した。本図は Type A の結果を示しているが何れのタイプも実測結果は上式による計算とよい一致を示している。溶接ままの廻し先端部応力分布は 5 素子の応力集中ゲージにより求めた。また、プラケット部の応力については実測および FEM 計算により求めた。図 2.1.3.3(b)に Type D のプラケット部の FEM 計算結果を示した。プラケット先端部形状をソフトにすることで R 部の応力は止端部応力の約 2 倍となっていることがわかる。グラインダー処理した toe の部分を含め、プラケット部の応力計測を行ない計算値とよく合っていることを確認した。

疲労き裂はプラケット先端が溶接ままである A タイプでは何れの試験片においても、すべて廻し溶接先端から発生し、このき裂が成長して破断にいたる。プラケット形状をソフトにした B タイプでは、A タイプ同様に廻し溶接止端からき裂が発生し、破断にいたるが、一部にプラケットとフェースプレートの隅肉から疲労き裂の発生が認められた。

廻し部をドレスした C タイプでは荷重条件によらず、廻し先端部からのき裂発生は皆無で、すべて隅肉溶接部またはプラケットコーナから発生し破断している。

プラケット先端部形状をソフトにした廻し溶接近傍からの喉切れによる破壊を防止するために廻し先端部を完全とけ込み溶接にして補強した D タイプにおいても当然のことながら廻し溶接止端からのき裂発生は皆無であり C タイプ同様にき裂は何れも隅肉溶接部またはプラケットコーナ部から発生し破断にいたっている。C, D 何れのタイプにおいても廻し溶接部からのき裂発生はない事から、先端部の完全溶け込みは必要ないといえる。

公称応力ベースにより各タイプの疲労試験結果を整理し、図 2.1.3.5 に示した。また、同図中に各タイプの $S - N$ 表示式を示した。

(4) 立体要素による解析

実測応力の妥当性を確認するためにプラケット構造モデルの立体要素解析を行った。使用したコードは IHI Z-plate である。

立体モデルの解析は、廻し部溶接のままである Type A, B およびドレスした Type D について行った。

図 2.1.3.6 に Type B および D のプラケット部分の要素分割例を示した。なお、モデル化は試験体の対称性を考慮し、 $\frac{1}{4}$ 部分について行った。Type B および Type D の解析モデルの節点数および要素数は次の通りである。

Type B	Type B
Type D	(coarse)
節点数	1420
要素数	990

何れのモデルについても問題とする部分の要素寸法は板厚程度としているが、Type B については廻し溶接止端付近の要素寸法を変えて、要素寸法の局部応力値におよぼす影響について調べた。この場合の廻し溶接先端部の要素寸法は 16 mm (coarse) と半分の 8 mm である。代表例として、196 kN を負荷したときのプラケット端部よりフランジフェースに沿って求めた荷重方向の応力分布を図 2.1.3.3(c) に示した。本図には、Type B の要素寸法

をえた場合の応力分布、Type D 解析結果および両タイプの計測結果を併せ示した。この結果、ソリッドモデルの要素寸法を変えた Type B の応力値は応力の急変する廻し溶接先端部においても差はなく、ほぼ板厚程度にメッシュ寸法をとれば廻し溶接部が溶接ままの場合であっても実用的に十分な精度を与えることがわかった。また、実測した応力分布は解析結果とよく合っており、モデル化の妥当性を確認できた。

(5) 考 察

実施した4つのタイプのプラケットの破壊モードに着目してみると、2つのタイプに分けられる。一つはプラケット先端部を溶接ままとした、タイプA, B、もう一つは廻し溶接先端をドレッシングして滑らかにしたタイプC, Dである。前者は主としてプラケット先端廻し溶接部からのき裂が寿命を決定している。この両タイプA, Bの強度を比べると、ばらつきはあるもののプラケット先端をソフトにして廻し溶接部への荷重の流れ込み緩和を図ったBタイプの強度はAタイプに比べ向上している。両者の疲労強度特性はプラケット先端部のホットスポット応力を0.5 t, 1.0 tを延長して求めた応力により定義して整理すると、DnVにおけるF曲線を満足することが分かった。このように定義したホットスポット応力と公称応力の比を求めると、Type A, Type Bについて概略1.5と1.25であった(図2.1.3.7)。この差は先端部の形状をソフトにしたことによると考えられる。溶接回し止端から発生するき裂が疲労強度を支配するA, Bタイプについては止端近傍の計測応力分布のデータをもとに他の平板溶接構造試験の結果と併せ別途ホットスポットによる検討を行う。

後者、タイプC, Dの疲労強度はプラケットとフェースプレートの隅肉溶接部から発生する疲労き裂の成長が支配的である。この破壊様相の一例を図2.1.3.4に示す。C, D両タイプの破壊部破面調査を行った結果、多くのき裂は隅肉溶接のルート部未溶着部からであり、隅肉溶接の性状が両タイプの疲労強度を決定すると考えられる。

図2.1.3.5に示した試験結果では、タイプCよりタイプDの強度がやや低めであったが、前述のように破壊モードは両者同じであることから、同じ表示式とした。

タイプC, Dではいずれも隅肉溶接部から破壊している。そこで、プラケットの応力に着目した評価を試みた。隅肉止端からほぼ板厚相当の距離に貼った三軸ひずみゲージの実測値から隅肉垂直方向の応力範囲を求め、この値と破断寿命との関係を求めた。これによると、Type C, D プラケットの公称応力により整理するとF曲線による評価ができる。

プラケットの応力解析、プラケットおよびプラケット自由縁(R)部の応力解析と計測結果のデータをもとに強度評価の検討を行った。プラケット形状をソフトにすることでプラケットR部では仕上げた toe 部のほぼ2倍以上の長手方向応力が発生する。疲労亀裂は隅肉溶接部から発生しておりプラケットR部では試験終了時に未破断と考え、S-Nの関係を求めるときDnVのB曲線に比べ応力ベースで約4割高くR部はB曲線により安全な設計ができる。

(6) まとめ

4タイプのプラケットモデルの疲労試験およびFEMソリッドモデル解析から得られた結果を以下に要約する。

① プラケットの破壊モードは大別して次のとおりである。

i) 先端廻し溶接部止端からの破壊 Type A, B

ii) プラケット隅肉溶接部からの破壊 Type C, D

② 疲労強度

プラケット先端をソフトにすること、廻し溶接をドレスすることによりプラケットの疲労強度は向上する。

廻し溶接をドレスしたプラケットの強度はプラケットとフェースプレートの隅肉溶接強度により決まることから廻し先端部を完全解け込み溶接することはオーバーデザインである。

継ぎ手の疲労強度は；

Type A < Type B < Type C and D である。

③ FEMによる解析結果

溶接ままのプラケット継ぎ手の廻し溶接部近傍のソリッド要素の寸法を変えて応力分布の比較を行ったところ、メッシュ寸法を板厚程度とすることで十分な精度が得られることがわかった。

④ 強度評価

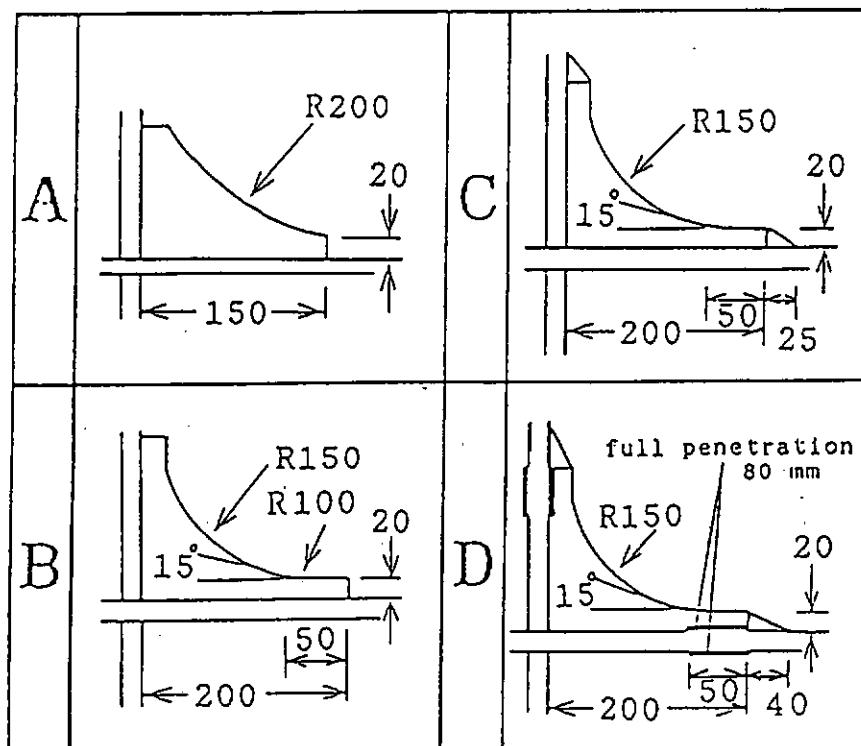
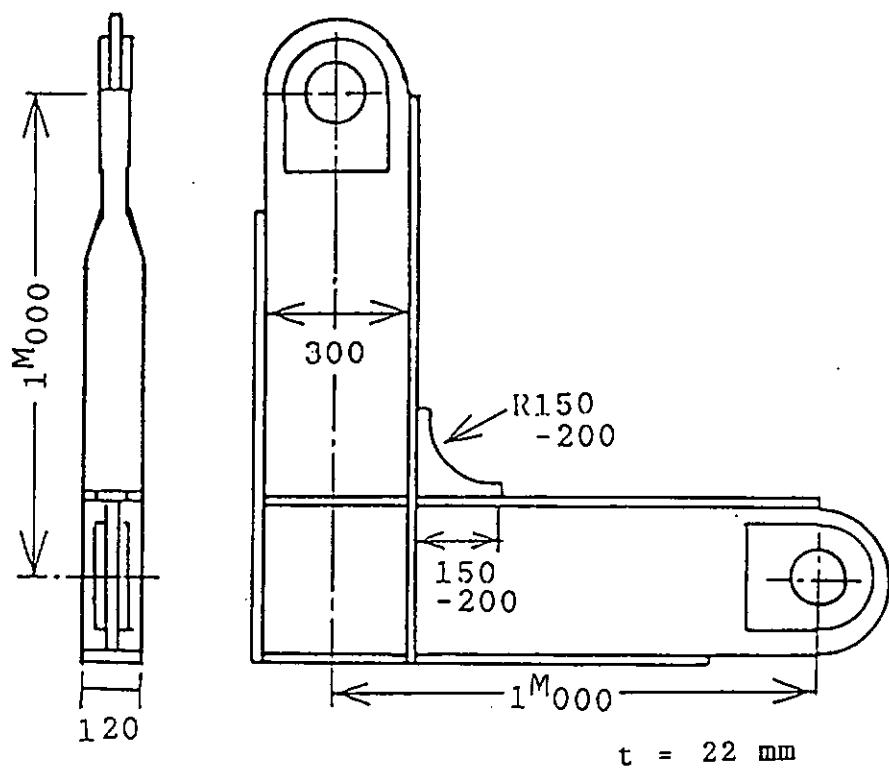
i) Type A, BについてはDnvのF曲線による設計が可能であるが、別途ほかの平板溶接構造の結果と合わせ、廻し溶接止端部のホットスポット応力に着目した検討を行なう。

ii) Type C, D

次の部分については下記の曲線を用いて評価が行なえる。

プラケット自由縁部 B 曲線

隅肉溶接部 F 曲線



leg length 16 mm

welding condition for bracket -an example-
rod L-55SN rod diameter 5mm
weld spd. 18-19 cm/min at 25 V 220 A
preheat temp. 100 deg C

図 2.1.3.2 ブラケット部の寸法・形状および溶接条件

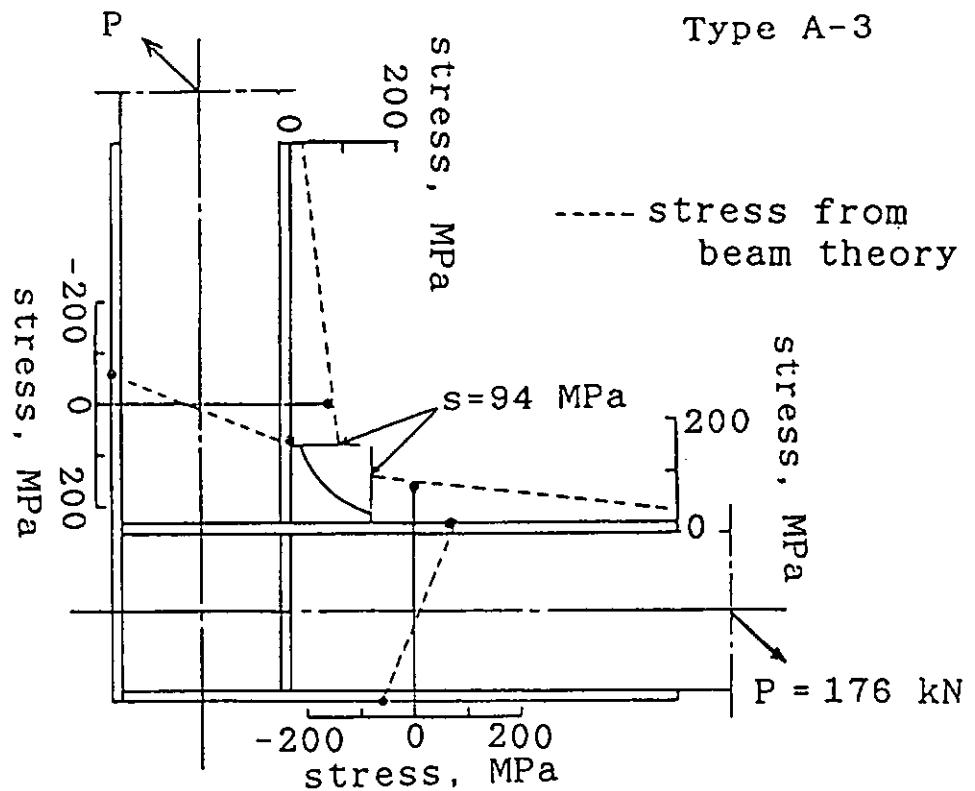


図 2.1.3.3(a) 試験片主要部の計測応力と計算値

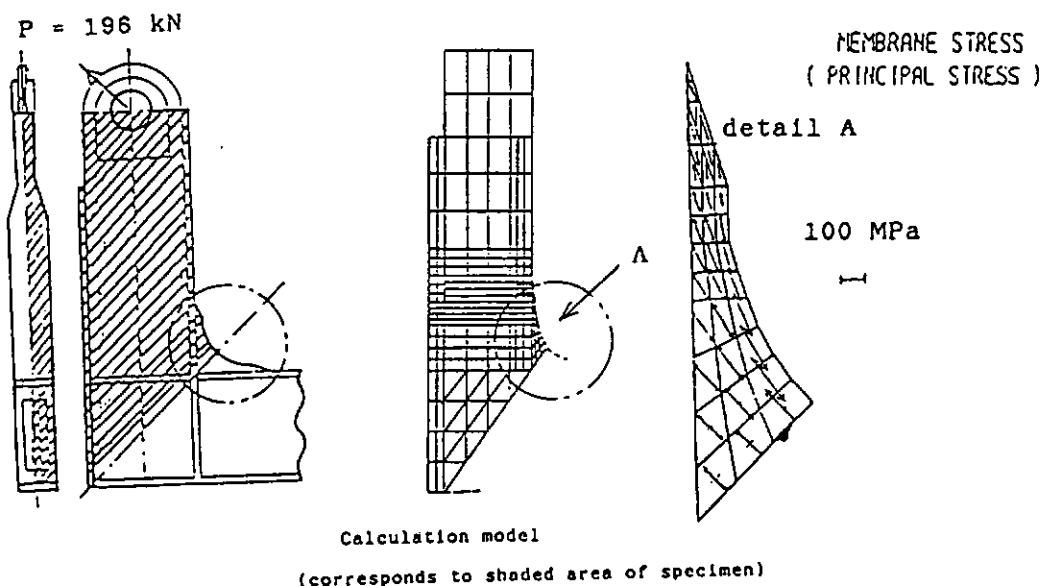


図 2.1.3.3(b) ブラケット部の応力解析結果

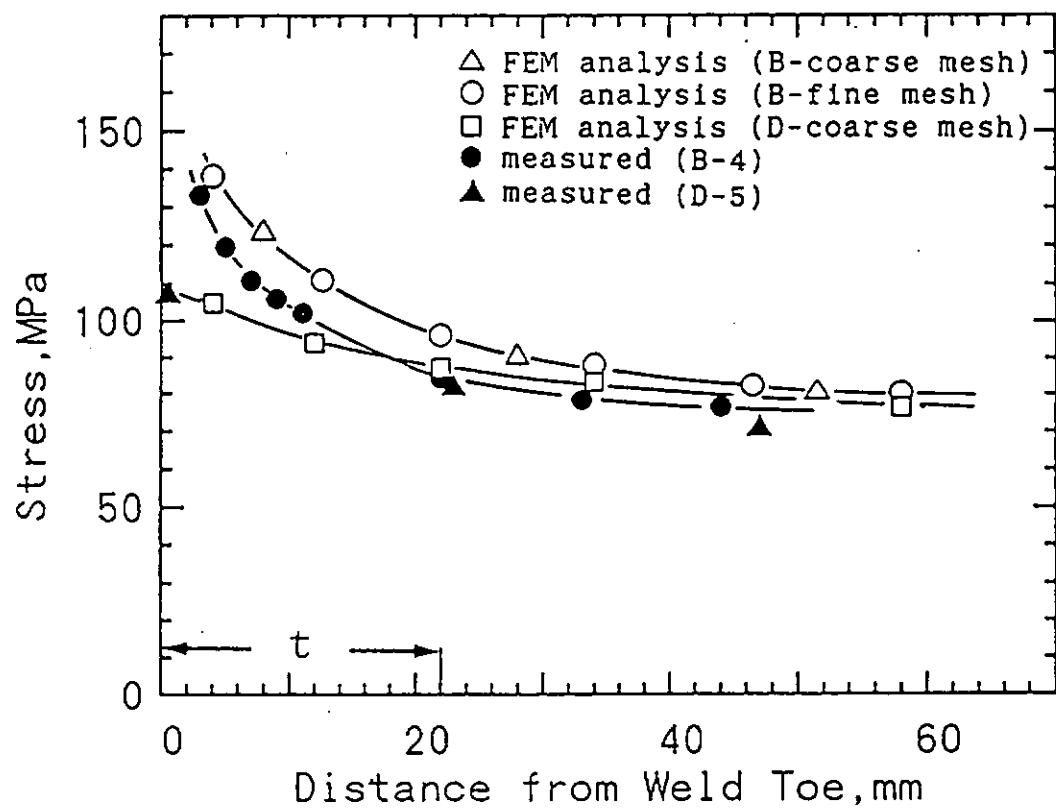


図 2.1.3.3(c) 溶接止端部の応力分布

—実測応力およびFEM 解析結果—

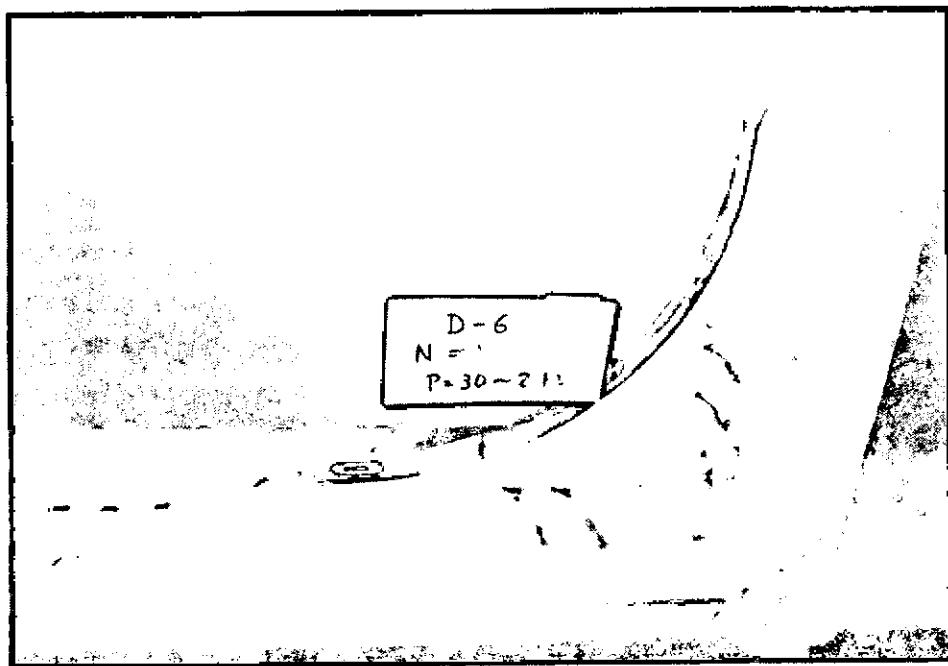


図 2.1.3.4 ブラケット部の疲労破壊様相 (Type D △ P = 274 kN)

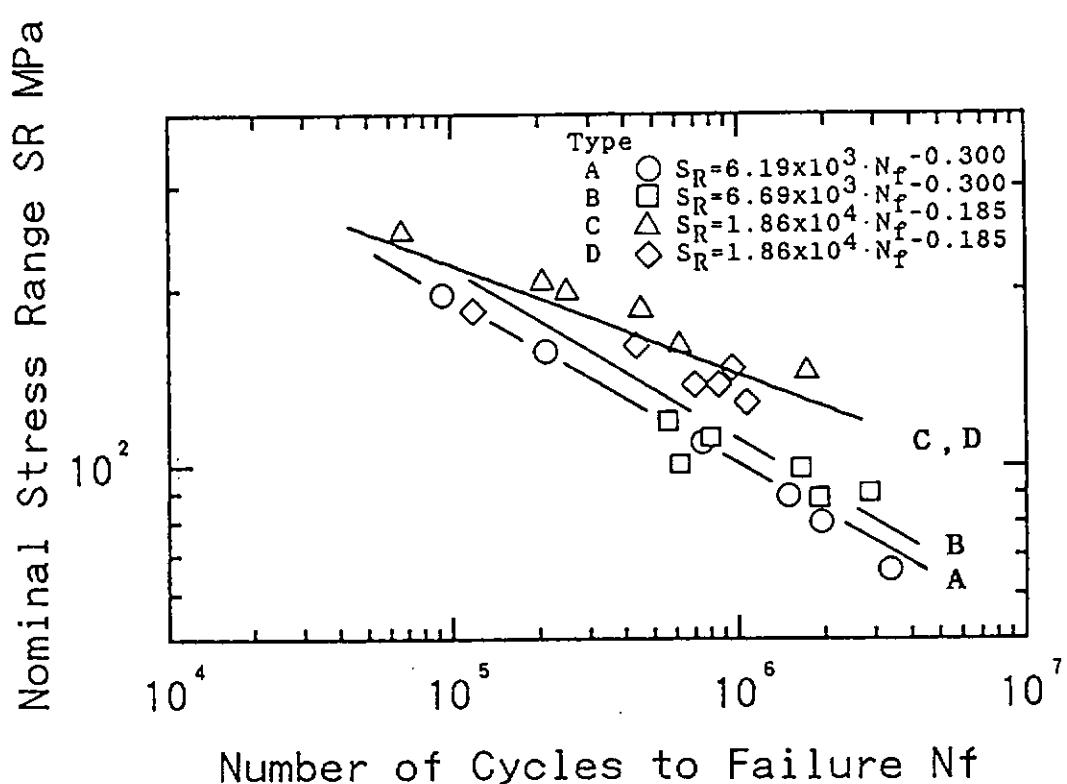
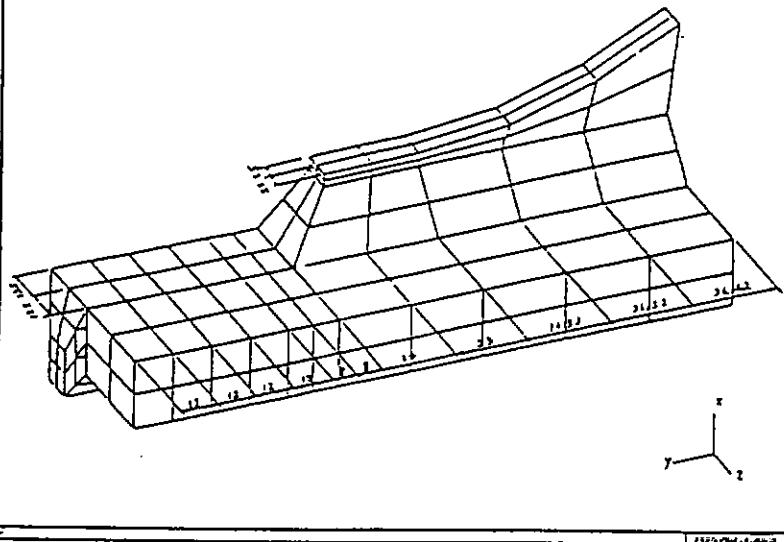


図 2.1.3.5 ブラケットモデルの疲労試験結果

bracket type B model (fine)



bracket type D model

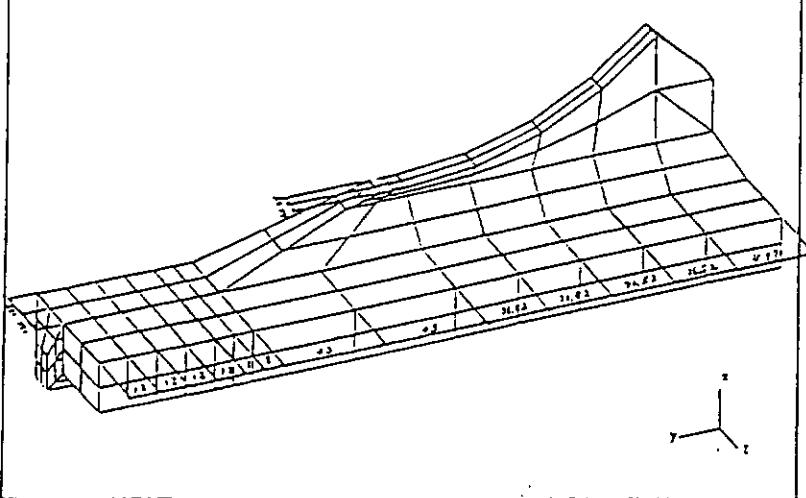


図 2.1.3.6 ブラケット先端部の要素分割（B, D）

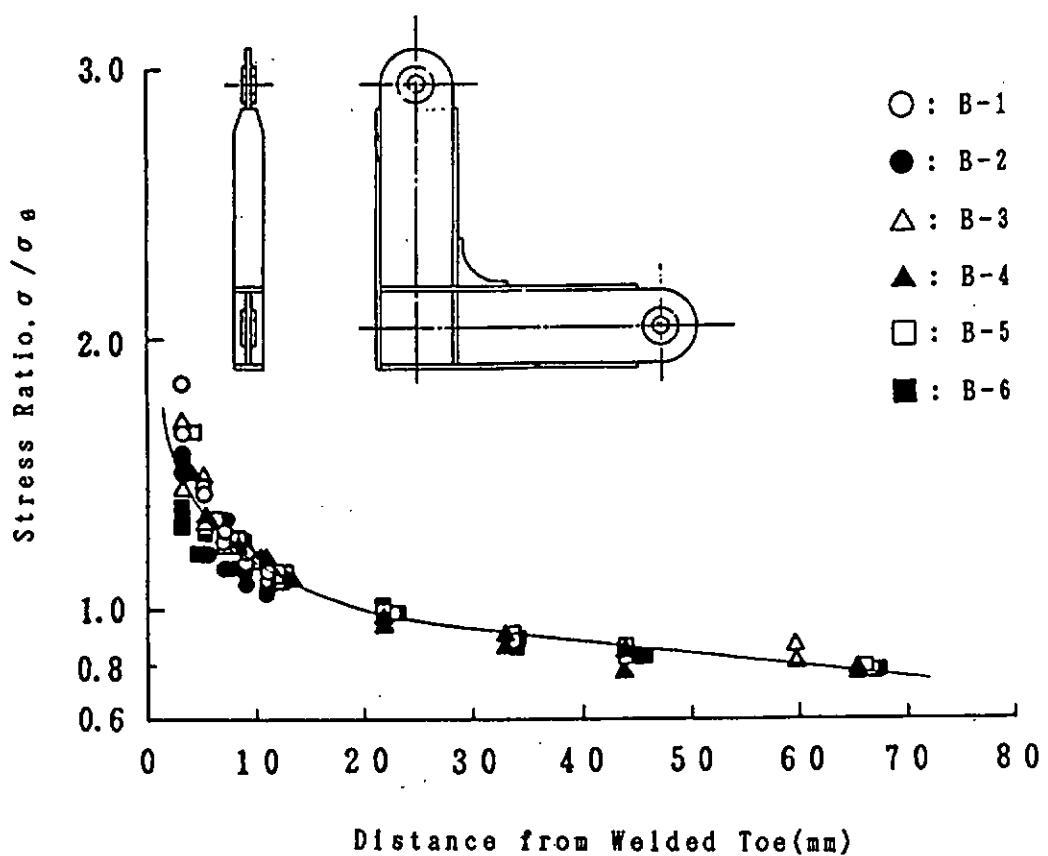
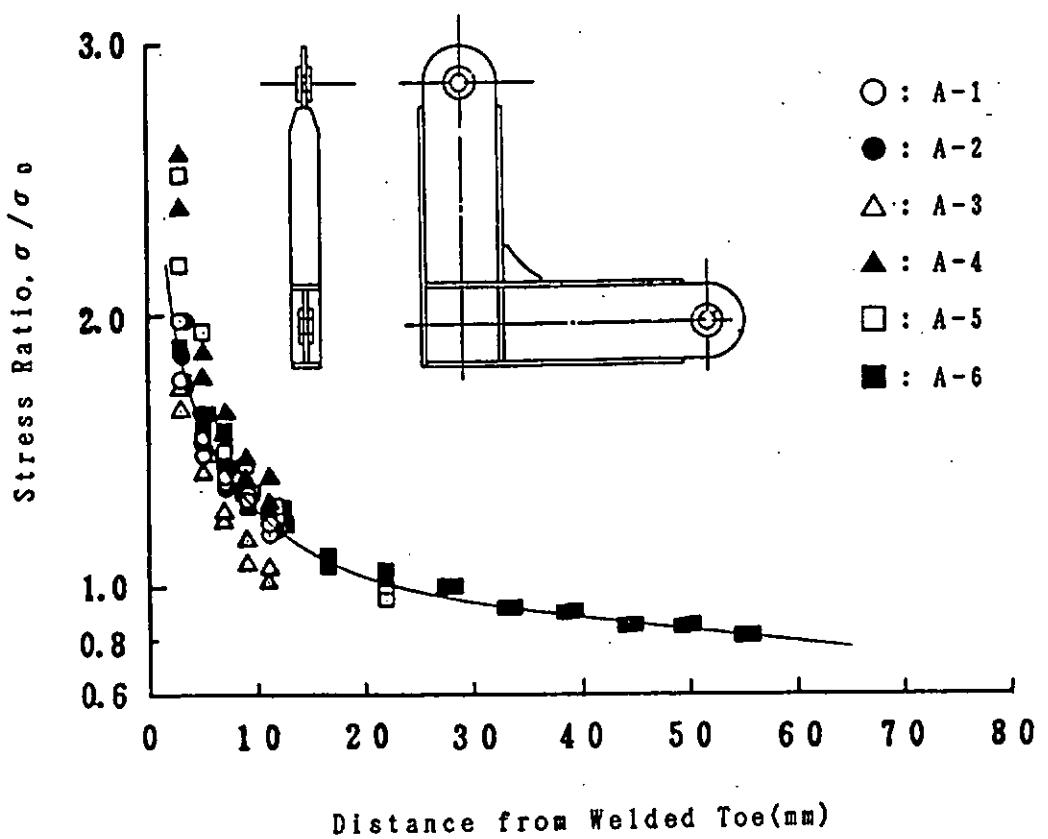


図 2.1.3.7 回し溶接止端部の応力分布 (Type A, B)

2.1.4 スティフナ構造の疲労強度評価

(1) 実験方法

スティフナは、板の撓みを防ぐ目的の他、局所的な軸力に対する断面積の補填に用いられる。特に、後者の場合スニップエンドとよばれるスティフナ端の構造不連続部があり、その溶接止端部に疲労損傷を起こすことが多い。そこで本項では、このスティフナ端溶接止端部を対象として Hot Spot Stressによる疲労強度評価法について実験的に検討した。

試験は、静的負荷試験と疲労試験を行った。試験片は、図 2.1.4.1 に示すような平面形状とした。また、主板厚を 15mm と 30mm の 2 種類とし板厚効果についても検討した。供試鋼板は、海洋構造物に適用される降伏点 353 MPa 級の TMCP 鋼を用いた。このため、同種の鋼板を用いたモデル試験としての意義もある。

実験に先立ち、溶接止端部の応力集中率をもとめるため、溶接止端部の断面形状を歯科用シリコン印象材で採取した。

静的負荷試験では、スニップエンド近傍の軸方向応力を計測しその分布をもとめた。ひずみゲージは、ゲージ長 1mm の 1 方向ゲージを用いた。ひずみの計測は、荷重レベルを 5 ton 每に上げ弾性範囲内で実施した。試験機は、100 ton 油圧サーボ型疲労試験機を用いた。

疲労試験では、荷重に対するき裂発生寿命と破断寿命を調べた。試験本数は、2 種類の板厚について 10 本ずつとした。試験機は、100 ton と 65ton の油圧サーボ型疲労試験機を用いた。実験は、室温大気中にて一定荷重振幅（荷重制御、応力比： $0 < R \leq 0.1$ 、波形：正弦波、周波数：5 Hz）の条件で試験片が破断するまで行った。き裂発生寿命は、初期ひずみ（繰返し数 3000 回時のひずみ振幅）が 5 % 低下するまでの繰返し数で定義した。疲労試験の状況を図 2.1.4.2 に示す。

(2) 実験結果

静的負荷試験による応力計測の結果を図 2.1.4.3～図 2.1.4.4 に示す。同図の縦軸は、計測応力を公称応力で除した値を用いた。図 2.1.4.3 は、スニップエンド溶接止端近傍の軸方向の応力分布を示す。同図から、板厚の厚い方が軸方向の応力の勾配が急であり応力集中が大きいことがわかる。図 2.1.4.4 は溶接止端から 6 mm 離れた位置での幅方向の応力分布を示す。幅方向の応力分布は、板厚に関係なくほぼ同様であった。

図 2.1.4.5 に、疲労試験結果を S-N 曲線で示した。DnV の F カーブと比較するとすべて安全側になっている。主板厚の増加により疲労強度が低下していることが確認できる。すなわち、主板厚が 30mm 程度であっても板厚効果が現れることがわかった。板厚効果は、主として止端部近傍の応力集中の大きさに起因すると考えられており静的負荷試験結果と良い対応を示している。

(3) 応力解析

溶接構造物の Hot Spot Stress を評価する手段として有限要素法による応力解析を行いその有効性を検討すると共に、溶接止端部近傍のメッシュサイズについて考察をした。

解析に用いたモデルは、主板厚 15mm の試験片を再現し、有限要素分割は板要素によるものと、ソリッド要素によるものの 2 種類を行った。これは、溶接部が Hot Spot Stress に対してどのように影響するか検討するためのものである。溶接部の形状的な影響はソリッド要素解析で検討し、板要素解析では溶接部の形状を無視し、溶接止端部のメッシュサイズの検討を行った。

ソリッド要素解析のモデルは、試験片全体の 1/4 の範囲が対象である。溶接部は試験片の計測結果より求めた代表的寸法をモデル化した。この溶接部は該当部分の要素のヤング率をごく小さくすることにより、その有無を比較することができるようとした。最小メッシュサイズは $1 \times 1 \text{ mm}$ で設定し、総要素数は 426、節点数は 789 である。

図 2.1.4.6 は板要素解析のモデルのひとつで最小メッシュサイズは、 $3 \text{ mm} \times 3 \text{ mm}$ である。板要素解析の要素数

及び節点数は、表 2.1.4.1 のようになる。また溶接部は該当部分の要素板厚を増厚して考慮してある。

図 2.1.4.8 は板要素解析の結果を最小メッシュサイズで比較したものである。解析値には明瞭な差はみられなかったが、2.0 mm および 7.5 mm は止端部近傍の分布の勾配が、実験値と若干異なっているようである。図 2.1.4.9 は板要素解析とソリッド要素解析の結果を応力分布でみたもので、横軸は溶接止端からの距離、応力値は公称応力で無次元化してある。溶接ビードが無いモデルの方が溶接ビードが有るモデルより実験値に近い分布を示した。止端部ではソリッド要素の方が板要素よりかなり低めの評価になっている。これは一様溶接形状を計算に考慮したため、構造的応力集中を板要素より小さく評価したためと推定される。

(4) スティフナ構造の疲労強度評価法

スティフナ構造の疲労強度は公称応力で評価する場合、DnV の F カーブで評価できる。また主板厚が 30 mm 程度であっても板厚効果が現われることがわかった。

溶接止端のホットスポット応力を評価する場合は、溶接止端の応力分布は FEM で計算できるが、今回、溶接の局部形状は無視しその要素幅は板厚の 1/4 程度にするのが効果的であることがわかった。

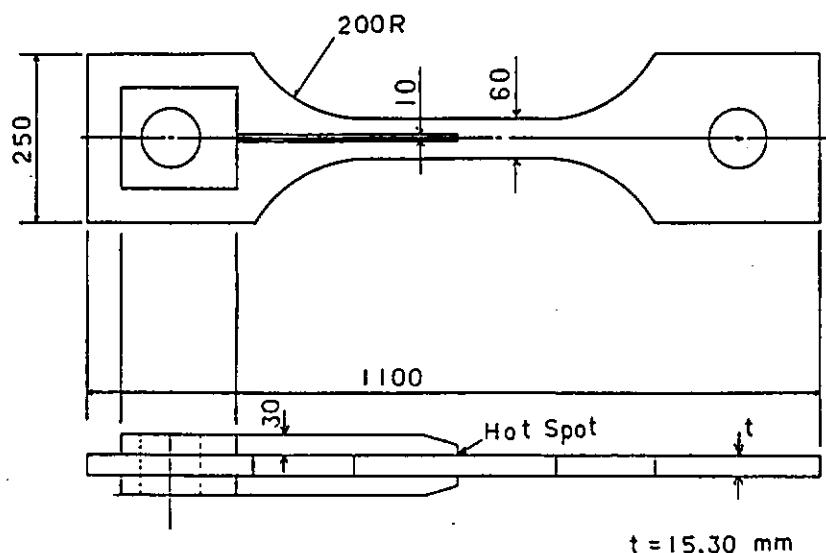


図 2.1.4.1 試験片寸法

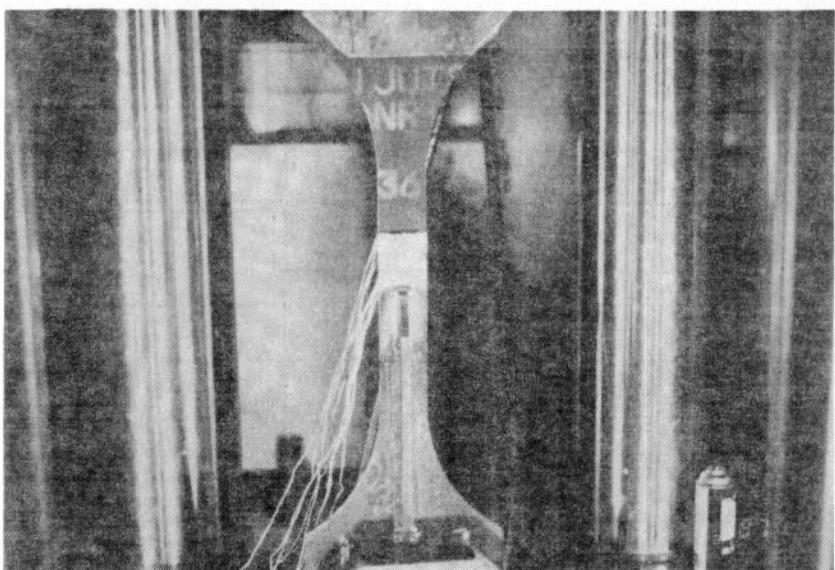
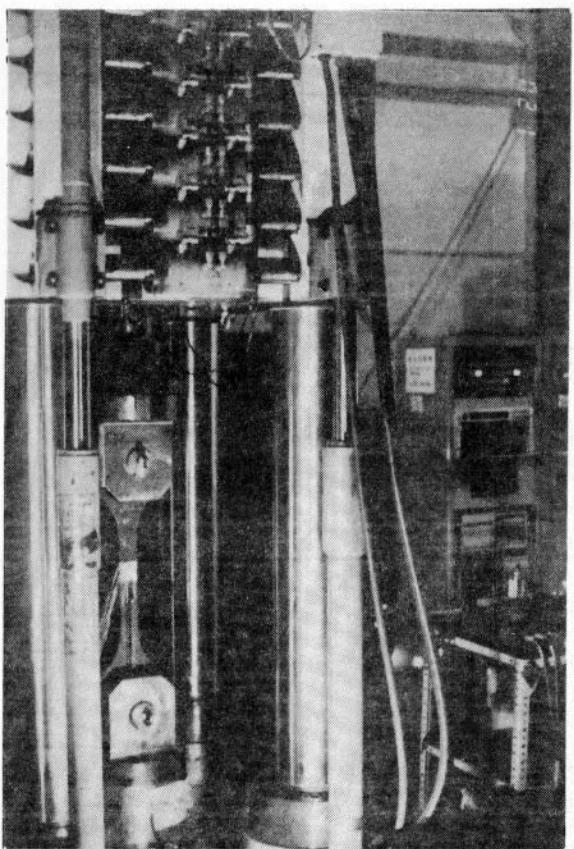


図 2.1.4.2 疲労試験状況

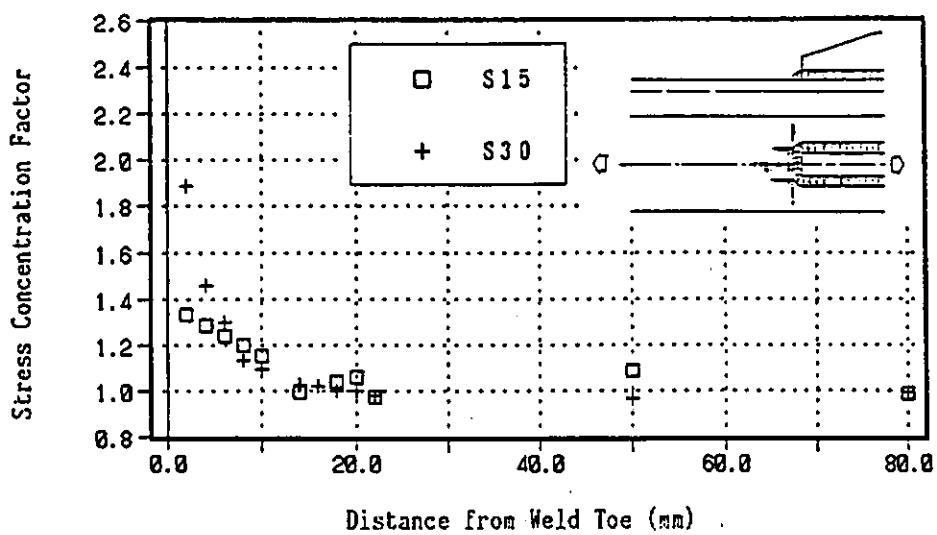


図 2.1.4.3 スティフナ先端部主板の軸方向応力分布

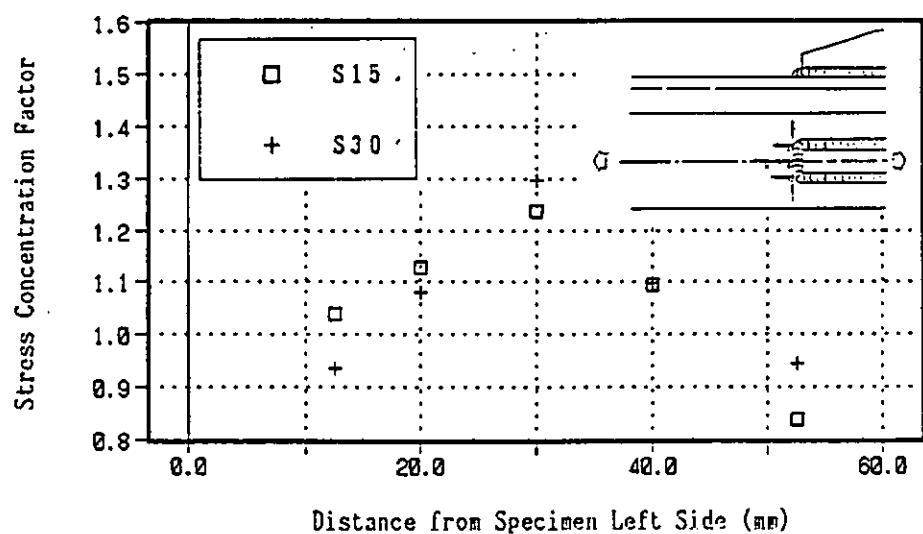


図 2.1.4.4 スティフナ先端部主板の幅方向応力分布

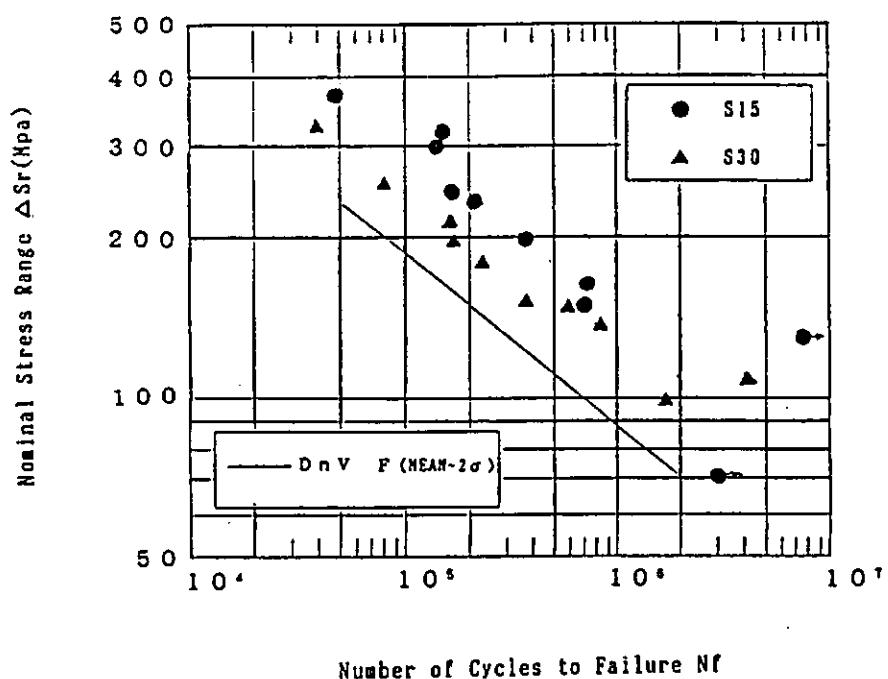


図 2.1.4.5 スティフナモデルに対する S-N 線図

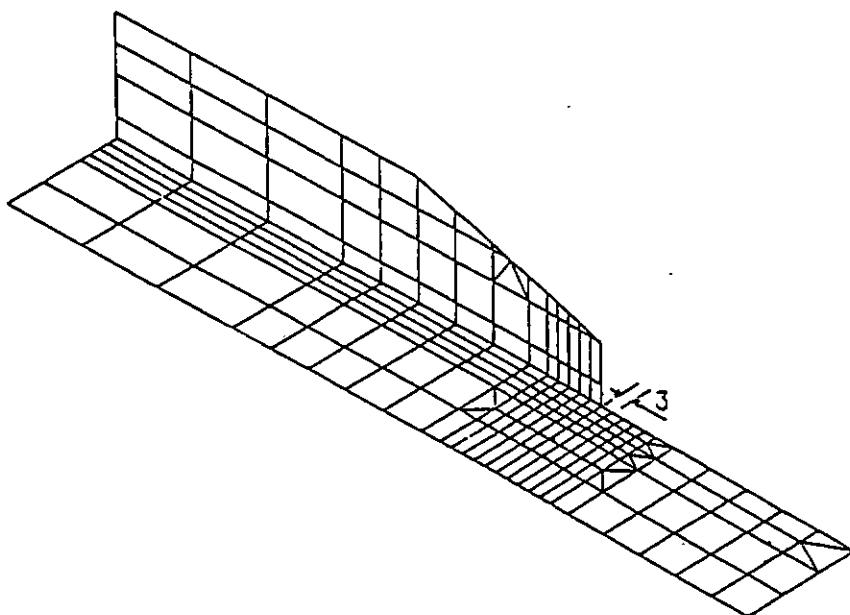


図 2.1.4.6 メッシュ分割図 (MODEL 3)

表 2.1.4.1 板要素解析モデル

No.	メッシュサイズ	要素総数	節点数
model1	7.50	94	119
model2	3.75	156	181
model3	3.00	204	229
model4	2.00	127	156

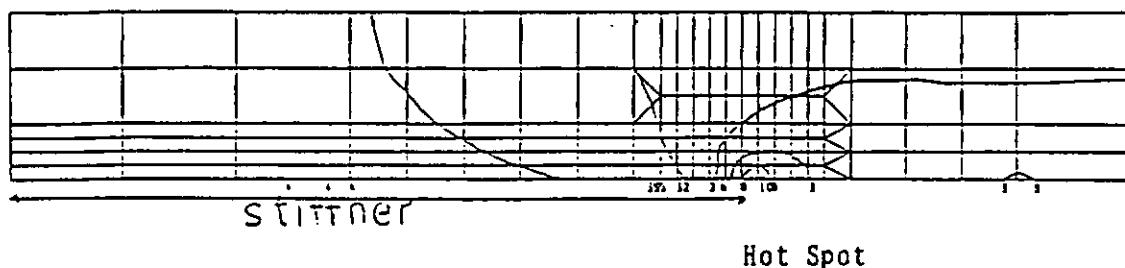


図 2.1.4.7 主板の応力分布図

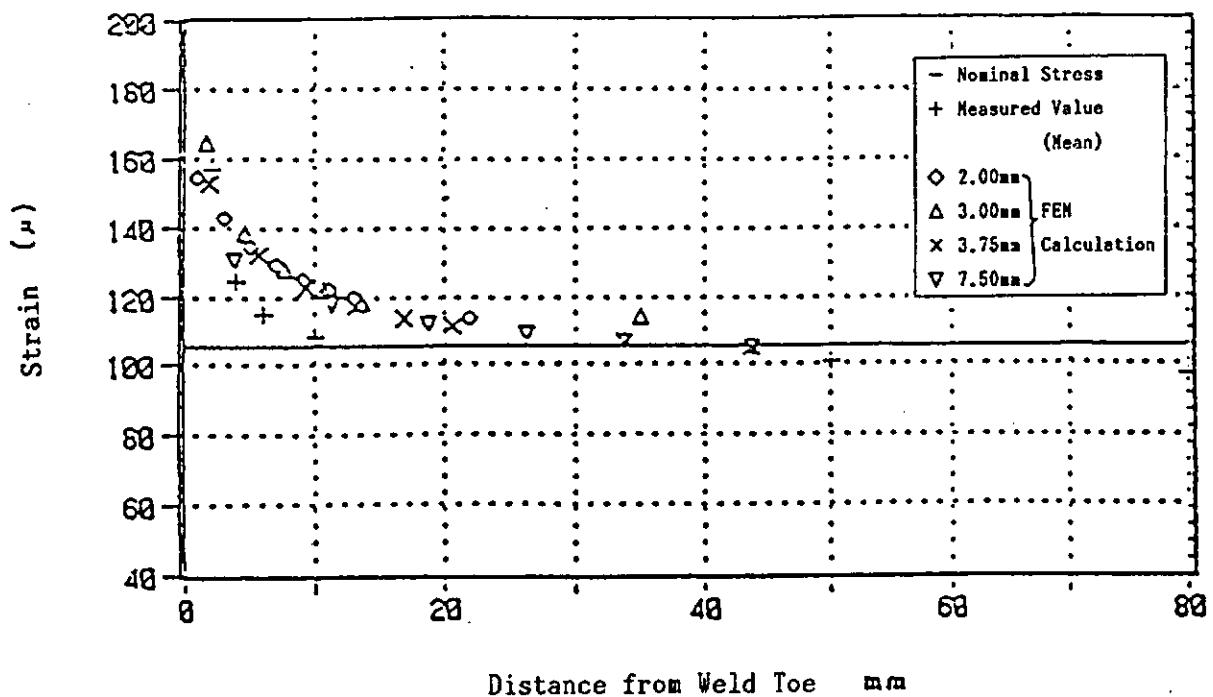


図 2.1.4.8 溶接止端部近傍のひずみ分布（板要素解析）

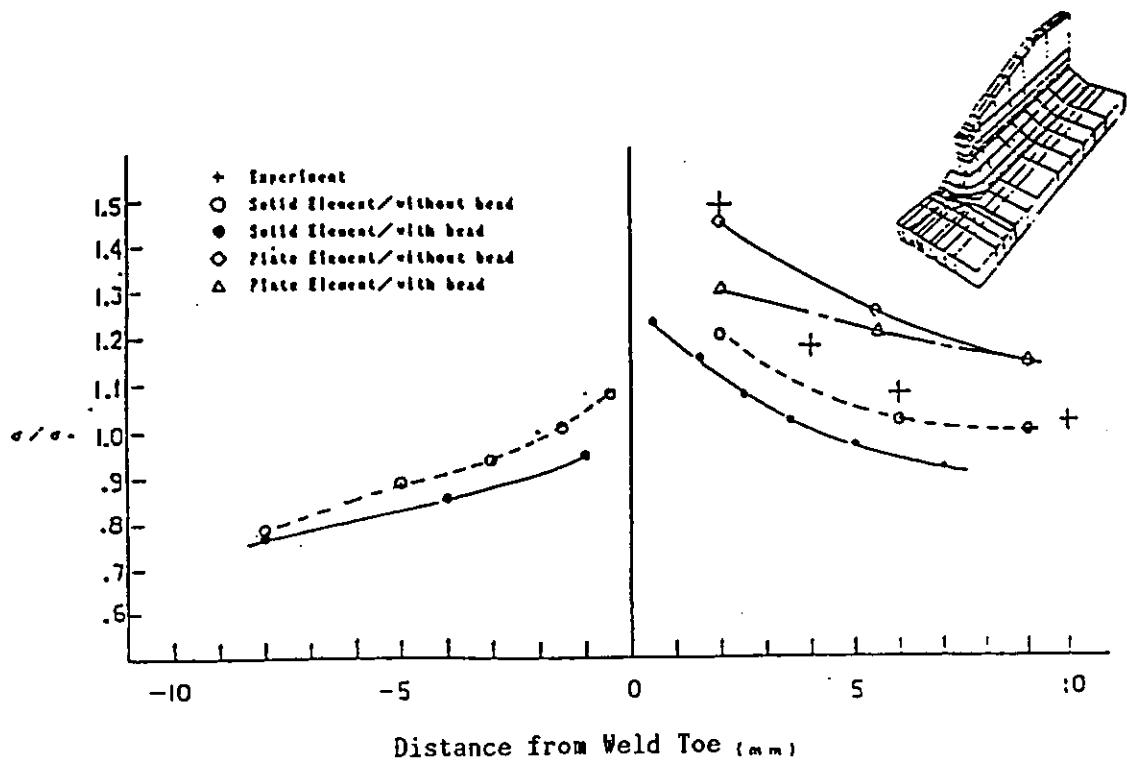


図 2.1.4.9 板要素解析とソリッド要素解析の比較

2.1.5 ダブラー・パッド構造の疲労強度評価

(1) 試験方法

ダブラー・パッドプレートモデルは海洋構造物に用いられる防食用のアノード等の取り付け座を想定したものである。ダブラー・パッド自体は強度部材ではないがプレース等の強度部材にダブラー・パッドが溶接されることにより強度部材の疲労強度は大きな影響を受け、疲労強度に関する詳細な照査が必要となる。キーランド号の転覆事故も強度部材でないハイドロホーンが亀裂の起点となった有名な例であり、非強度部材の付加物に対する疲労強度の配慮の必要性を示すものである。

ダブラー・パッドモデルの形状を図2.1.5.1に示す。板厚10mm直径50mmの円板（ダブラー・パッド）を15mmと30mm厚の2種類の主板に溶接している。溶接の脚長は5mmと7mmの2種類とした。溶接法は手溶接である。さらに、両側にダブラー・パッドを設け面外曲げをなくしたモデルも追加し、合計6種類のモデルについて疲労試験と応力分布の計測を行った。供試材料は船級協議会（NK）規格 KE 36 (TMCP鋼)である。疲労試験は100トン電気油圧サーボ型疲労試験機を用い、荷重制御の軸力片振り($R < 0.1$)、繰り返し速度5～7Hzで行った。

溶接止端より10mmはなれた位置に歪ゲージを貼付し、疲労試験中の歪振幅をモニターしてその値が初期の95%まで低下した時点を亀裂発生寿命 N_c として求めた。

ダブラー・パッドの溶接時に生じる角変形は、試験体に曲げ応力を重畠させることにより、疲労試験結果に重要な影響を与えると思われる。そこで試験片加工後の角変形量を計測した。その結果、主板の厚さが15mmの15Aシリーズの角変形量の平均値は1.72mm、15Bシリーズのそれは2.44mmである。溶接脚長の大きいBシリーズの方が角変形量も大きくなっている。Wシリーズの角変形量は小さく平均0.53mmとなっている。主板の厚さが30mmの場合は、A、B、Wとも変形量は小さく30Aで0.79mm、30Bで0.56mm、30Wで0.19mmとなっている。

(2) 実験結果

a) ダブラー・パッド回りのひずみ分布

ダブラー・パッド試験体表面のセンターライン上のひずみ分布の例を図2.1.5.2に示す。溶接止端部でひずみが最大となる。

疲労亀裂は試験体センターライン近傍の溶接止端に発生しており、上述の最大ひずみ発生点（ホットスポット）と亀裂発生点は一致している。

ダブラー・パッド構造の溶接止端より10mmと30mm離れた2点で実測されたひずみ値から直線外挿して求めた溶接止端部における応力の値は15Aシリーズで公称引張り応力の1.48倍15Bシリーズで1.56倍、15Wシリーズで1.16倍、30Aシリーズ1.16倍、30Bシリーズで1.18倍、30Wシリーズで1.06倍となっている。この様に構造的な応力集中が生じる要因として、次の2つが考えられる。

① 溶接による角変形も含めた構造の非対称性による曲げ応力の発生

② ダブラー・パッドの付加によって生じる試験体幅方向の応力の分布による応力の上昇

ここでは、ダブラー・パッド構造の構造的応力集中係数は上記の二つの要因による応力集中係数の積で表されると仮定する。すなわち、

$$K_s = K_{sl} \cdot K_{s2} \quad (2.1.5.1)$$

ここで、 K_s ；構造的応力集中係数

K_{sl} ；曲げ応力の発生による応力上昇係数

K_{s2} ；幅方向の応力の分布による応力の上昇係数

本試験体における K_{sl} と K_{s2} をひずみ計測結果より次のようにして求める。

$$K_{sl} = \frac{\epsilon_f \text{ mean}}{(\epsilon_f \text{ mean} + \epsilon_b \text{ mean}) / 2.0} \quad (2.1.5.2)$$

$$K_s 2 = \frac{\epsilon_{hot}}{\epsilon_{f mean}} \quad (2.1.5.3)$$

$\epsilon_{f mean}$ は溶接止端より 10mm 離れた位置の表面におけるひずみの平均値

$\epsilon_{b mean}$ は溶接止端より 10mm 離れた位置の裏面におけるひずみの平均値

ϵ_{hot} は前述①のホットスポットひずみ

なお、(2.1.5.2) 式の分母の値は公称軸ひずみに相当することを確認している。

結果を表 2.1.5.1 に示す。表 2.1.5.1 中の () 内の $K_s 1$ の値は角変形による曲げ応力を求める次式により計算したものである。ここで、試験体の両端での境界条件は面外曲げ固定を仮定している。

$$K_s 1 = 1 + \frac{\sigma_b}{\sigma_t} = 1 + c_b \quad (2.1.5.4)$$

$$c_b = \frac{6}{m \sinh(m)} \cdot \frac{\delta}{t} \{ \cosh(m) - 1 \}$$

$$m = \frac{12 \sigma_t}{E} \cdot \frac{L / 2}{t}$$

ここで、 t 主板の板厚, δ は角変形量, L は試験体の長さ

E はヤング率, σ_t は引張り応力, σ_b は曲げ応力

計算値は計測値とよく一致しており、曲げ応力は角変形による曲げが支配的であり、その値は角変形量より推定できることが判る。

$K_s 2$ は主板の厚さが 15mm の試験体では 1.16 ~ 1.18, 30mm の試験体では 1.04 ~ 1.06 となっており、主板が厚くなるとダブルーパッドプレートによる構造的な応力集中が小さくなっている。

b) 疲労亀裂発生状況

疲労亀裂は試験片センターライン近傍の溶接止端から発生し、センターラインを中心に 20mm ~ 30mm の範囲では溶接止端に沿って伝播し、それより外側では母材部を荷重方向に直角に進展している。破面の例を写真 2.1.5.1 に示す。最初は表面で幅方向に成長し、前述の方法で求めた亀裂発生寿命 N_c の時点では表面における長さが 20mm ~ 30mm 深さが 1 ~ 2mm の偏平な亀裂となる。その後は主に深さ方向に進展し板厚貫通とほぼ同時に破断している。

図 2.1.5.3 には縦軸に亀裂発生寿命と破断寿命の比 (N_c / N_f)、横軸に破断寿命をプロットした。主板の厚さが 15mm の試験体では $N_c / N_f = 0.4 ~ 0.6$, 30mm の試験体では $N_c / N_f = 0.2 ~ 0.4$ となっており、主板の板厚が厚い場合には N_c / N_f が小さく伝播寿命の割合が相対的に大きい。

c) 疲労試験結果

疲労試験の結果を図 2.1.5.4 と図 2.1.5.5 に示す。図 2.1.5.4 は公称応力範囲と破断寿命の関係を示す。図中の点線は実験データの平均線から 2 倍の標準偏差 (2σ) を差し引いた線であり、実線は DnV の F 線図¹¹⁾ である。図 2.1.5.5 は亀裂発生点すなわち溶接止端における応力値と破断寿命の関係を示している。ここで、溶接止端における応力は止端から 10mm と 30mm 離れた 2 点のひずみから直線外挿して求められるものである。点線は平均線マイナス 2σ の線で、DnV の T 線図 (実線)¹¹⁾ とはほぼ一致している。

以上より、ダブルーパッド構造の疲労強度は公称応力に対しては DnV の F 線図、止端部における局部応力に対しては T 線図で評価できることが判る。

図 2.1.5.6 は各試験体の亀裂発生寿命及び破断寿命が 200 万回における溶接止端の応力範囲の比を比較したものである。各試験体間の疲労強度に関して次のような結果が得られている。

① A と B シリーズの間に有為な差は認められず、溶接脚長 5mm と 7mm の場合の疲労強度の差はない。

- ② 両側にダブルーパッドを溶接したWシリーズは片側にダブルーパッドを溶接したA, Bシリーズより疲労強度が低い。
- ③ 面外曲げの影響の無いWシリーズについて主板の厚さの影響を見ると、板厚効果が認められ、疲労強度は板厚の比の $-1/5$ ～ $-1/4$ 乗に比例している。
- ④ 15Aと30Aおよび15Bと30Bの差は、板厚の影響よりも応力状態の差による。すなわち、15mmの試験体では角変形による曲げ応力の影響が大きいと考えられる。

(3) 応力分布と有限要素法解析

疲労試験に供したダブルーパッド構造の応力解析を実施し、ダブルーパッド溶接部近傍の応力の計算法について検討した。

主板とダブルーをそれぞれの板厚中心で板要素にモデル化し、ダブルーパッドの周辺部を主板と剛接合した。要素の大きさは次の3種類に変えて検討した。

- ① ダブルーの円周を32等分して溶接止端に隣接する要素の大きさを約0.2tとしたモデル（Fine Mesh Size Model）
- ② ダブルーの周方向の分割は①と同じで溶接近傍における放射線方向の要素長さを倍（約0.4t）としたモデル（Medium Mesh Size Model）
- ③ 周方向、放線方向共に②のモデルの倍の大きさにしたモデル（Coarse Mesh Size Model）

計算結果を実験による計測結果と共に図2.1.5.7に示す。粗いメッシュの場合も溶接部近傍の応力分布が精度よく求められており、溶接部近傍の応力解析にはダブルーパッドの円周を16分割した粗いメッシュによるモデル化で十分であることが分かる。

(4) ダブルーパッド構造の疲労強度評価法

ダブルーパッド構造の疲労強度は公称応力を用いてDnVのFクラスの線図で評価出来る。この場合主板の板厚が増加すると角変形量が小さくなり曲げ応力が減少すること、及びダブルーパッド付加による応力集中も小さくなることが期待できるので板厚の影響は考慮する必要がない。

一方、止端部における局部応力により評価する場合はDnVのT線図¹⁾で評価できるが、この場合は板厚の影響を考慮する必要がある。なお、他の溶接構造をも含めた「ホットスポット応力の評価法とそれに対するS-N線図」については2.2節で詳細に検討される。

溶接止端部の応力はダブルーパッド及び主板を板要素でモデル化した有限要素法により計算することが出来る。この場合、要素の大きさはダブルーパッドの円周を16分割程度とし、溶接部に隣接する要素の大きさが板厚程度となるようにすればよい。

参考資料

- 1) DnV ; Fatigue Strength Analysis of Mobile Offshore Units ; Classification Notes, Note No. 30. 2, November 1984.

表2.1.5.1 ダブルーパッドプレートモデルの応力集中係数

	15 A	15 B	15 W	30 A	30 B	30 W
K _{s1}	1.25 (1.26)	1.32 (1.37)	1.00 (—)	1.11 (1.07)	1.12 (1.05)	1.00 (—)
K _{s2}	1.18	1.18	1.16	1.04	1.06	1.06
K _s	1.48	1.56	1.16	1.16	1.18	1.06

Values in Parentheses are Estimated from Eq. (2.1.5.4)

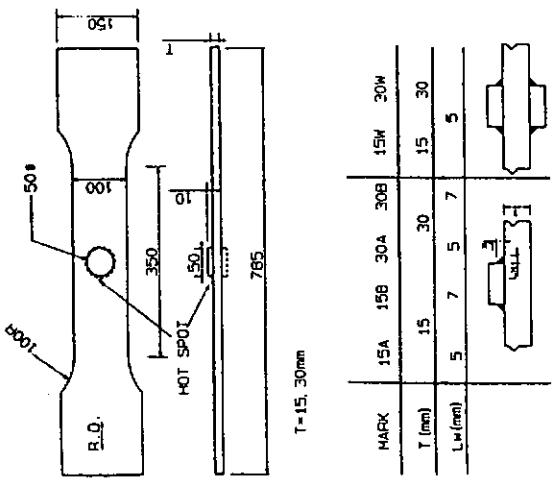


図 2.1.5.1 ダブラー・バッドモデルの寸法と形状

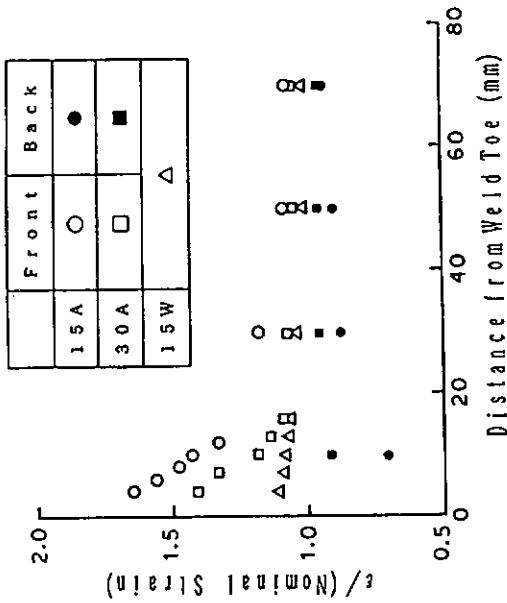


図 2.1.5.2 試験体表面の中心線上のひずみ分布

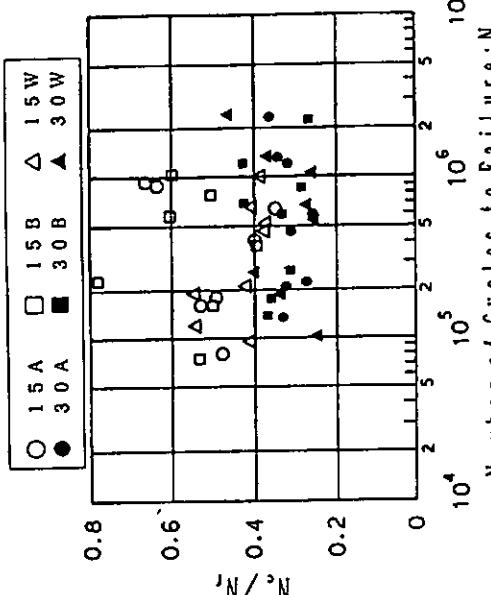


図 2.1.5.3 塗裂発生寿命と破断寿命との比 (N_c / N_f)

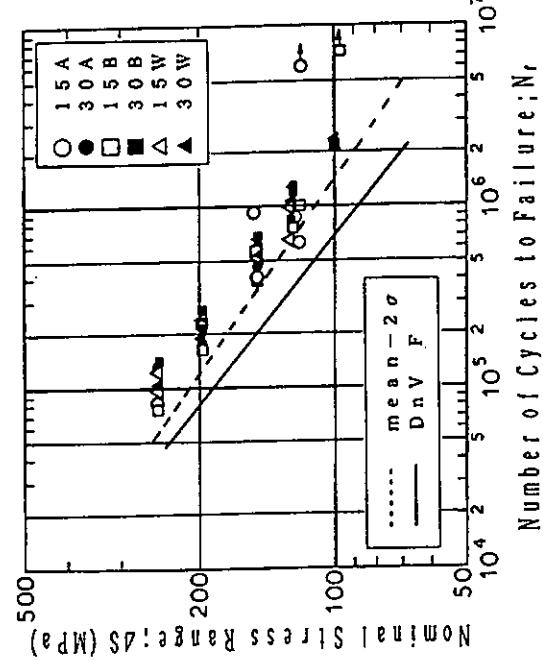


図 2.1.5.4 公称応力範囲と破断寿命の関係

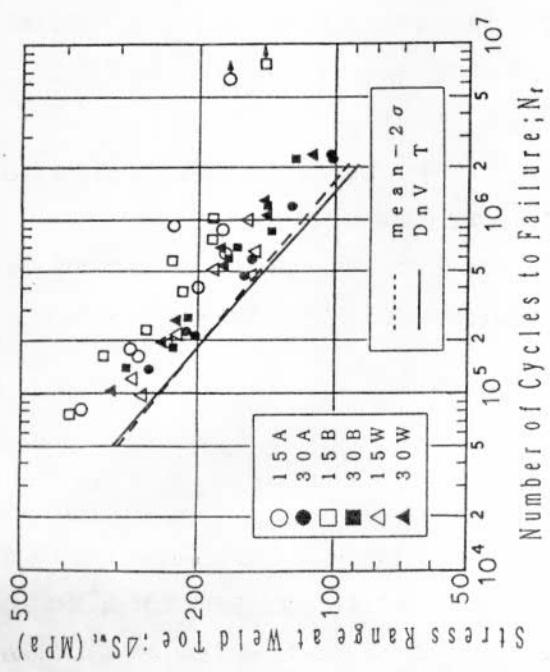


図 2.1.5.5 溶接止端の応力範囲と破断寿命の関係

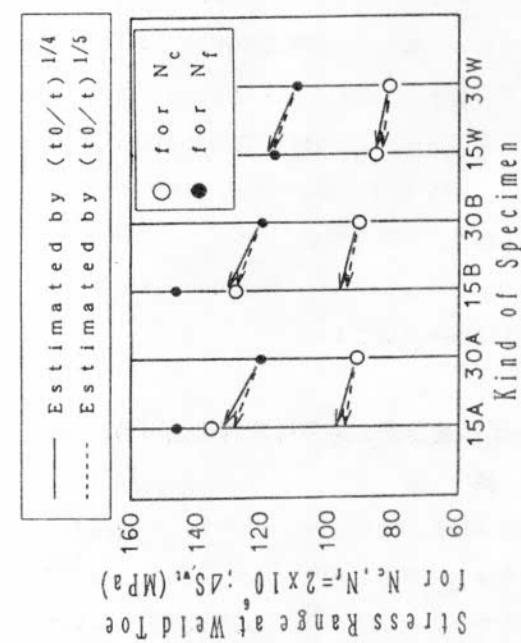


図 2.1.5.6 N_c 及び N_f が 2×10^6 回における溶接止端の応力範囲

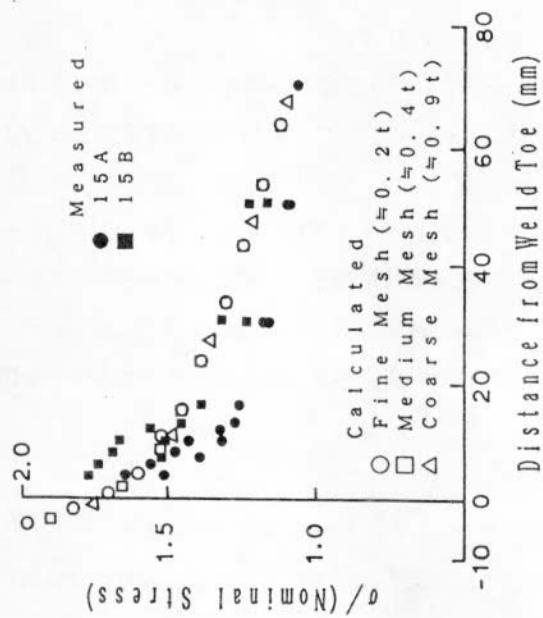


図 2.1.5.7 FEM 応力計算結果と実験計測結果の比較

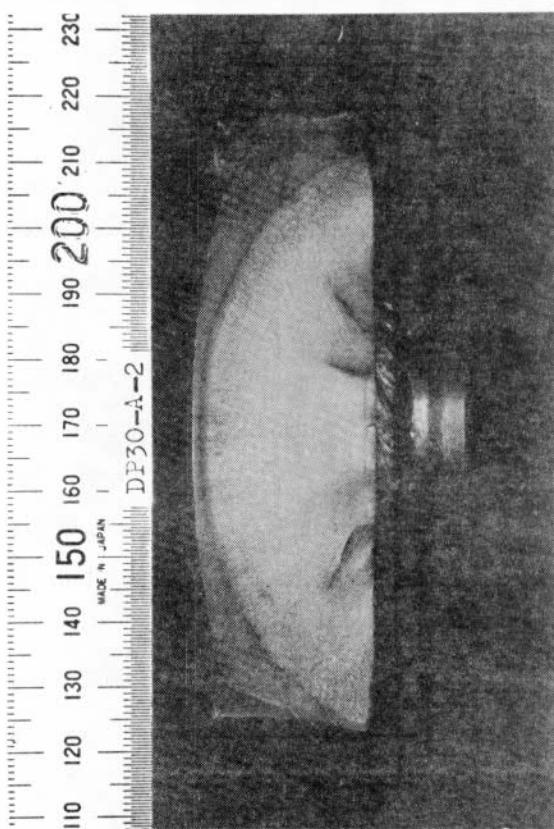


写真 2.1.5.1 破断面の一例

2.1.6 結論

本研究では、海洋構造物の構造詳細部分にどの疲労設計線図を使用するかに関し、代表的なブレケット、スティフナ、ダブルーパッドの構造要素模型を使用した疲労試験および解析から、次の結論を得た。

(1) ブレケット構造の疲労強度評価

- (i) 通常の船舶用、ブレケット（Type-A）や先端を若干ソフト化したブレケット（Type-B）の隅肉溶接まま継手の疲労強度は、公称応力ベースで DnV の示す F-曲線で評価し得る。
- (ii) ブレケット先端の回し隅肉溶接部をドレス仕上げした（Type-C）と先端部の一部をフルペネ溶接とドレス仕上げした形（Type-D）の疲労強度は、公称応力ベースで DnV の示す F-曲線で評価することは安全側過ぎる。
すなわち、ブレケット先端の止端破壊についてはホットスポット応力ベースで C-曲線で評価し得る。またブレケット R 部では最大応力ベースで B-曲線となる。連続隅肉部分では溶接部近傍の最大応力ベースで F-曲線で照査することになるが、かなり安全側過ぎるので、T-曲線程度が妥当と考えられる。
- (iii) ブレケット先端部をソフト化し、回し隅肉溶接部をドレスした場合の疲労強度は先端部にフルペネ溶接を採用した場合とほぼ同程度であり、フルペネ溶接の必要はない。

(2) スティフナ端部の疲労強度評価

- (i) スティフナ構造の溶接まま継手の疲労強度は、公称応力ベースで DnV の F-曲線で評価し得る。
主板厚が 30mm 程度であっても、高応力領域では板厚効果が現れ、低応力領域ではその影響は少なくなる傾向にあるが、板厚が 30mm 以下では DnV の F-曲線は安全側の評価となる。
- (ii) スティフナ端部のホットスポット応力ベースで疲労強度を評価する場合（0.5t, 1.0t の直線外挿法）は、DnV の X-曲線で評価し得る。この場合は板厚効果を考慮する必要がある。
- (iii) 溶接止端におけるホットスポット応力は FE Analysis によって計算でき、板要素の幅は板厚の 1/4 程度にするのが効果的である。

(3) ダブルーパッドの疲労強度評価

- (i) ダブルーパッドの疲労強度は公称応力ベースで DnV の F-曲線で評価し得る。この場合、主板の板厚が増加すると溶接による角変形量が小さくなり、曲げ応力が減少すること、およびダブルーパッド付加による応力集中も小さくなることが期待できるので、板厚の影響は考慮する必要はない。
- (ii) ダブルーパッドの止端部におけるホットスポット応力（ここでは、10, 30mm の直線外挿法）で評価する場合は、DnV の T-曲線で評価し得る。この場合は板厚効果を考慮する必要がある。
- (iii) 溶接止端部の応力は、ダブルーパッドおよび主板を板要素でモデル化した FE Analysis により計算することができる。この場合、要素の大きさはダブルーパッドの円周を 16 分割程度とし、溶接部に隣接する要素の大きさは板厚程度でよい。

2.2 各種構造要素の疲労強度評価法（解析編）

2.2.1 緒論

溶接構造物の疲労設計を行うに際し、使用する設計 S-N 線図は継手分類（Joint Classification）による方法とホットスポット応力（Hot Spot Stress）による方法に分けられる。前者は古い歴史を有しており、分類されたいいくつかの継手のグループ毎に設計 S-N 線図を設定する方法である。この場合には構造寸法の違いによる応力・強度差を配慮しえないことが難点となる。

海洋構造物における鋼管継手がその例であり、鋼管の寸法に応じ応力集中率は例えば 2 から 7 と大きく変化する。このような鋼管継手を一本の設計 S-N 線図を用いて評価するのは難しく安全側として強度の低い場合に対応した

線図を用いると極めて過大な鋼材重量となる。

解析的な方法や有限要素法の発展により応力集中を正しく求められるようになり、構造物の疲労試験によりその強度が把握されると共に、亀裂の発生する極近傍のホットスポット応力をもとに疲労強度を評価するようになってきた。

このホットスポット応力を基準とし一本のS-N線図による評価方法はASMEのCode¹⁾を始めとし、海洋構造物の鋼管継手を対象としたUK. DEn²⁾, DnV³⁾, AWS⁴⁾, API⁵⁾の規格に取り入れられている。また、鋼管継手を対象とした規格の一部ではホットスポットの定義も明確に示されている。

しかし平板構造においては、鋼管継手ほど構造寸法の変化に伴う応力集中の変化が少ないのでホットスポットによる疲労強度評価はあまりなされていない。詳細で合理的な設計を行うためには平板構造に対してもホットスポット応力の定義が重要になる。従来いくつかの平板構造のモデル試験も行われてきており、その試験結果をホットスポットにより評価する試みもなされてきたが、未だにホットスポットの明確な定義はなされていない。

本研究は平板構造におけるホットスポット評価方法を確立し、合理的な疲労設計により詳細構造寸法を決定する基礎とすることを目的としている。

また、本研究は海洋構造物を対象とするが、船体や橋梁のような一般の平板による溶接構造にも十分適用しうるものであると考えている。

2.2.2 ホットスポット応力に関する従来の研究

いくつかの疲労設計規格ではホットスポット応力もしくはピーク応力を基準とした疲労検討法を示している。原子炉の構造設計を主対象としたASMEのBoiler and Pressure Vessel Code Sec. III¹⁾ではピーク応力を“局部的構造不連続性や切欠き効果によって一次応力および二次応力に付加される応力増分であり、疲労破壊などの発生因子となる”と定義し、公称応力とひずみ集中の積で与えている。海洋構造物関係の規格ではホットスポット応力の定義は統一されていない。AWS⁴⁾(American Welding Society)のStructural Welding Code - Steel, D1.1のsec. 10 “Tubular Structure”では亀裂発生点でのひずみとヤング率の積で定義しているがその具体的求め方は記載されていない。

API⁵⁾(American Petroleum Institute)の“Recommended Practice for … Fixed Offshore Platforms.

API RP 2Aでは、パイプ交差部隅肉溶接継手の止端から 6 mm ないし $0.1\sqrt{(rt)}$ (rt はパイプの外半径および板厚)の範囲内に張り付けたひずみゲージで得られる値、あるいはそれに相当した計算値と定義している。

UKDEn²⁾(UK Department of Energy)の“Offshore Installations : Guidance on ……”では図2.2.1に示すA点B点に張り付けたひずみゲージによる計測値、あるいは解析による計算値を図2.2.2のようにプロットしA点、B点を結んだ外挿直線の隅肉溶接位置の値をホットスポット応力としている。

NKの検査要領P 5.1.5.2の参考資料では海洋構造物の鋼管継手を対象とし、UK DEnと類似のホットスポット公称ひずみと称し、これに加え溶接止端の局部塑性ひずみ(ホットスポットひずみ)をStowellもしくはNeuberの式などを活用して求める方法を示している。このホットスポットひずみを用いて疲労検討を行う際の疲労設計線図としては平滑材の定ひずみ疲労試験に基づくものを用いている。このほかにDnV³⁾(Det Norske Veritas)やBV(Bureau Veritas)によるものもある。

ホットスポット応力基準による疲労設計線図を比較して図2.2.3に示す。AWS-Xは隅肉の上端形状を規定した方法により仕上げた場合に使用する線図であり、AWS-X, API-X', UK DEn-T, NV-Xは溶接のままの場合に用いる線図である。

ASME Sec. IIIの線図は素材に対するものであるが、溶接のままの場合には疲労強度減少係数 k_t として4.0を規定している。

以上の規格はいずれも鋼管継手や円形容器の応力集中部に対するものであり、平板を組み立てた構造を用いる規格は無い。

平板構造のモデル試験結果をホットスポットを用いて整理する試みは的場⁶⁾によってなされている。この際ホットスポットは溶接止端からの距離4~8mmのひずみ計測値を用いている。整理結果を図2.2.4に示す。

また田村⁷⁾は5種の平板構造について静的にひずみ・応力分布を計測し、ホットスポットとして0.5t(t:板厚)と1.0tを結びその外挿直線上の溶接止端位置を定義するのが適当であるとしている。構造モデル試験での計算と計測応力の例を図2.2.5に示す。

BV(Bureau Veritas)のHuther⁸⁾はIIWの疲労設計Joint Working Group(XIII委/XV委合同)の作業の一環として、船級承認の経験から、ホットスポットを定義する2点を0.4t及び2.0tとし、Mises応力の主応力を用いるのが適当としている。

2.2.3 構造モデル実験

本研究は、構造要素の合理的評価法の解析を行った。構造モデル実験は3種であり、研究目的は現行の海洋構造物に用いる規格の適用方法(2.1)と本稿の平板構造のホットスポット応力評価である。

実験結果の詳細とそれから得られる実務的結論は2.1に譲るが、ここではモデルの概要を示す。なお各モデルは近年に使用されたした降伏点353MPa級のTMCP鋼を使用している。同種の鋼板を使用したモデル試験としての意義もある。

(1) ブラケットモデル

ブラケットは角形のプレースの端部とコラムの結合部に用いられる他、船体の桁の端部などでよく使用されている。図2.2.6にモデルの種類と形状を示したが、直行するI形の梁の交差部にブラケットを設けている。A,B,C,Dの4種類のブラケットの各6体の疲労試験と応力分布計測を行った。Aは通常の船体に用いられる形である。BはAの亀裂発生点であるブラケットの端部を応力の流れをスムーズにしたソフトトウの形状にしている。DはDnVで推奨する形状であり、トウの端部をドレスした上に隅内のルートからの亀裂発生を防ぐようにフルペネにする工夫がなされている。CはDのフルペネを省略した形状である。

ホットスポットは疲労亀裂の大部分の発生点である隅肉溶接の止端の評価を対象としているが、ブラケットモデルの内C,Dはブラケットのトウ端の角回し溶接部を仕上げたため隅肉止端からの亀裂発生はなかった。従って本研究ではA,Bを検討の対象とする。

(2) スティフナモデル

スティフナは板のたわみを防ぐために用いる他局部的な軸力に対する断面積の補填に用いる。特に、後者はスティフナの端部で構造が不連続になる。図2.2.7に示すスティフナのモデルの端部形状は海洋構造物や船体で用いる標準的なものである。主板の板厚TはSR202の研究項目の一つである板厚効果も併せて調べるために15mmと30mmの2種の形状とし、各10体の疲労試験と応力分布計測を行った。

(3) ダブラー・パッドモデル

図2.2.8に示すダブルーパッドモデルの40øの円形の付加物は防食用のアノードの取り付けの座として用いられる。钢管で作成される海洋構造物のプレースではパッドがその表面での唯一の構造不連続部である。パッドは強度部材ではなく、それに対する疲労設計のために主となる钢管の板厚の増加を招くという意味で詳細に照査する必要がある。キーランドの転覆事故も強度部材でないハイドロフォーンが亀裂の起点となったが機器品に対する疲労の配慮も必要である。ダブルーパッドモデルの主板の板厚Tはスティフナモデルと同様に15mmと30mmとした。またパッドを取り付ける溶接の隅内の脚長は5mmと7mmの2種とした。板厚T2種と脚長2種の合計4種のモデルで各6体の疲労試験と応力分布の計測の他主板の両面にパッドを設け面外曲げを無くした種類のモデルの試験も追加した。

2.2.4 溶接止端部近傍の応力分布

2.2.3で述べた海洋構造物の疲労設計を進める上で重要な代表的なブラケット、ダブルーパッド、スティフナ等の溶

接続手に対する構造的応力集中度について検討を行う。

(1) ブラケットモデル

ブラケットの形状が通常形のAとソフトトウ形のBの2種類についてブラケット先端部近傍の応力分布を計測した。その応力分布の代表例を図2.2.9に示す。応力値を示す縦軸は計測された応力値 σ をブラケット先端部位位置での公称応力 σ_0 （ここではM/Z）で無次元化し、横軸は溶接止端から10mm以内の計測値は若干のばらつきが見受けられる。これは溶接ビード形状や画材の初期変形等の影響を受けたものと考えられる。ビード止端部近傍の応力の立ち上がり具合は通常形のAの方がソフトトウ形のBより大きい。各実験値の平均的な分布として示した実線をマスターカーブとする。溶接止端から5mm位置で仮に応力集中度を定義すると、Aの場合で $K_s = 1.6$ 、Bで $K_s = 1.35$ 程度である。

(2) スティフナモデル

スティフナモデルの主板が15mmの場合（Type S 15）の溶接止端部近傍の応力分布の状況を図2.2.10に示す。本ケースでは、主板の両側にスティフナが付いており、ビード止端から5mm位置での応力集中度は $K_s = 1.25$ 程度である。

(3) ダブルパッドモデル

ダブルパッドモデルの主板Tの厚さが15mmで、片側のみにパッドを取り付け（Type A），その溶接の脚長が5mmの場合の溶接止端部近傍の応力分布を図2.2.11に示す。

また、パッドの溶接脚長が大きくなる場合は（Type B），溶接ビード止端部近傍の応力の立ち上がりが若干大きくなり、ビード止端から5mm位置でみると10%程度（ $K_s = 1.5 \sim 1.7$ ）となる。一方、パッド板を片側に設けた場合と両側の場合（Type W）では大きな応力集中度の違いが見られ、両側付きの場合では $K_s = 1.1$ 程度となっている。

以上のブラケットモデル、ダブルパッドモデル、スティフナモデルに対する溶接止端部近傍の応力分布の状況から片側付きのダブルパッドは単純な機器品取り付け座であるにもかかわらず予想以上に応力の立ち上がりが見られることが判った。

また、本実験によって得られた各溶接継手に対する応力分布は限られた寸法と形状に対するものであるが、初期の概略設計段階での検討に十分供し得るものである。

2.2.5 ホットスポットの定義方法

各種溶接継手に対する合理的疲労強度評価法を見出すため、海洋構造物の疲労設計を進める上で重要な構造としてブラケット、ダブルパッド、スティフナ等の局部構造の各モデル試験を行った。これなどを統一的に評価するためにパイプ継手で通常行われているホットスポット応力の考え方を平板構造についても定義することを試みる。ここで取り扱うホットスポット応力（2次応力）は以下の定義による。すなわち、溶接継手に対し、溶接ビード形状による影響を含まないで、構造的応力集中によるビード止端部の応力をビード止端部近傍の2点より直線外挿により推定する方法である。このビード止端部近傍の2点を如何に定めるかが、ホットスポット応力を推定する上で重要であり、これまで多くの実験、解析が試みられてきた。ここでは、これらの結果を参考に表2.2.1に示すようなホットスポット応力の評価点 α_1 、 α_2 を従来から行われてきたA～Eの5通りの方法で選定すると共に、新たに平板の板曲げ理論による定義としてF法を追加検討した。

F法の定義は以下のような考え方から導入したものである。すなわち、通常用いられているUKDEN等で示されるパイプ継手のホットスポット応力の定義は図2.2.12に示すように $\sqrt{(rt)}$ をベースとして定められているこの $\sqrt{(rt)}$ もしくは $\sqrt{(RT)}$ は円筒シェルでの基本的強度パラメータの一つである。

ホットスポット応力を定義するパイプ継手位置からの距離 $a : 0.2\sqrt{(rt)}$ 等での係数0.2の定められた理由は溶接形状に影響を受けない構造的な応力集中を把握する最近点とされている。

この考え方のベースとなった実験は $R/T = 8 \sim 14$, $T = 16 \sim 70 \text{ mm}$ (32mm主体) で行われており, $0.2\sqrt{(RT)}$ を板厚 T で表示すると, $R/T \approx 11$ を用いることにより, $0.2\sqrt{(RT)} \approx 0.66 T$ となる。

一方, 図 2.2.13(1)に示すような円筒シェルが円周に一様な線荷重を受ける場合の基礎式は (2.2.1) 式で示されている。

$$\frac{d^4 W}{d X^4} + 4 \beta^4 W = \frac{Z}{D} \quad (2.2.1)$$

$$\beta^4 = \frac{3(1-\nu^2)}{R^2 T^2}$$

$$\beta \sqrt{RT} = \sqrt[4]{3(1-\nu^2)}$$

W : 変位

Z : 断面定数

T : 板厚

ν : ボアソン比

R : 半径方向の座標

D : 平板の曲げ剛性

この基礎式は図 2.2.13 (2) を参照し平板の場合では弾性基礎板上の式と一致する。この場合では $\beta = \sqrt[4]{K/4EI}$ で与えられる。ここに, K : 基礎のバネ定数, E : ヤング率, I : $(T^3/12) \times \text{単位幅}$

この考え方を取り入れると, $\beta^4 \sqrt{(T^3/K)}$ = 一定となり仮に K をほぼ一定とすると円筒シェルにおける $\sqrt{(RT)}$ に相当するパラメータは $\sqrt[4]{(T^3)}$ となる。なお二次元としては単位巾があるので $\sqrt[4]{(T^3)}$ は長さの単位となる。パイプ継手で定義される $0.2\sqrt{(RT)} \approx 0.66 T$ は板厚 $T = 32 \text{ mm}$ をベースとして $a = 1.57\sqrt[4]{(T^3)}$ となる。一方, b は 0.2 と 0.625 の比率と同じく取ると, $b = 4.9\sqrt[4]{(T^3)}$ と定義されることになる。本 F 法に基づいたホットスポット応力の評価点と理論分布について実験値との比較を図 2.2.14 に示す。理論分布はほぼ直線分布となり, 溶接ビード止端への直線外挿の一つの理論的根拠となろう。

以上のホットスポット応力の評価法 A～F により, 各モデルの疲労試験結果を整理し, 公称応力とホットスポット応力による応力範囲を縦軸 $\Delta \sigma_h$ とした $\Delta \sigma_h - N_f$ 曲線 ($\Delta \sigma_h = CN_f^m$) の定数 C, m 値を表 2.2.1 に示した。

ここで, 用いた寿命 N_f はブレケットモデルでは面材が破断し, ダブルーパッドモデル, スティフナモデル等では主板が破断した寿命を用いている。

本寿命はパイプ継手に対する UKDEn 等のホットスポット応力ベースで照査する際の T 線図が疲労亀裂が板厚貫通時の寿命のベースとしており, 亀裂長さが $4 \times 32 \text{ mm} = 120 \text{ mm}$ 程度にはば相当する寿命であり, これと同一思想とするためである。

また, 船舶等では縦通小骨部材の面材が破断する実船規模での寿命に対応するものと考えられる。

表中に示される () 内の数値はホットスポット応力を公称応力で割った 2 次応力中係数とも言べきものである。本数値から推定値の大きさの順序でみると, $E > A > B > C > F > D$ の傾向となっており, ホットスポット応力の評価点の距離から妥当な傾向である。

BV の Huther⁸⁾ の示している C 法 ($0.4 t, 2.0 t$) は B 法 ($0.5 t, 1.5 t$) とはば一致し新たに提案した F 法 ($1.57\sqrt[4]{(t_3)}, 4.9\sqrt[4]{(t_3)}$) は, D 法 ($1.0 t, 3.0 t$) より若干高目のホットスポット応力を推定することになる。

2.6.6 ホットスポット定義案の比較

2.2.5 で述べた A～F の 6 方法によるホットスポット応力の推定値と寿命 N_f に基づく疲労線図の代表例を図 2.2.5～2.2.17 に示す。また, 各ホットスポット応力による疲労寿命の推定式を以下に示す。

A 法 ($0.5 t, 1.0 t$)

$$\begin{aligned} \Delta \sigma_{hA} &= 14651 \cdot N_f^{-0.330} \text{ (平均)} \\ \Delta \sigma_{hA} &= 10594 \cdot N_f^{-0.330} \text{ (2σ)} \end{aligned} \quad \{ \quad (2.2.2)$$

B法 (0.5 t, 1.5 t)

$$\begin{aligned} \Delta \sigma_{h_B} &= 14517 \cdot Nf^{-0.331} \text{ (平均)} \\ \Delta \sigma_{h_B} &= 10593 \cdot Nf^{-0.331} \text{ (2 σ)} \end{aligned} \quad \} \quad (2.2.3)$$

C法 (0.4 t, 2.0 t)

$$\begin{aligned} \Delta \sigma_{h_C} &= 14501 \cdot Nf^{-0.331} \text{ (平均)} \\ \Delta \sigma_{h_C} &= 10616 \cdot Nf^{-0.331} \text{ (2 σ)} \end{aligned} \quad } \quad (2.2.4)$$

D法 (1.0 t, 3.0 t)

$$\begin{aligned} \Delta \sigma_{h_D} &= 16183 \cdot Nf^{-0.350} \text{ (平均)} \\ \Delta \sigma_{h_D} &= 11849 \cdot Nf^{-0.350} \text{ (2 σ)} \end{aligned} \quad } \quad (2.2.5)$$

E法 (4 mm, 10mm)

$$\begin{aligned} \Delta \sigma_{h_E} &= 10917 \cdot Nf^{-0.302} \text{ (平均)} \\ \Delta \sigma_{h_E} &= 7986 \cdot Nf^{-0.302} \text{ (2 σ)} \end{aligned} \quad } \quad (2.2.6)$$

F法 ($1.57^4 \sqrt{t^3}$, $4.9^4 \sqrt{t^3}$)

$$\begin{aligned} \Delta \sigma_{h_F} &= 15590 \cdot Nf^{-0.343} \text{ (平均)} \\ \Delta \sigma_{h_F} &= 11421 \cdot Nf^{-0.343} \text{ (2 σ)} \end{aligned} \quad } \quad (2.2.7)$$

なお、応力範囲の単位は MPa である。

また、疲労データの統一化を図るため、ダブルーパッドモデル、スティフナモデルの板厚22mm SR 202 の研究成果を基に (2.2.8) 式に示す軸力ベースの $\frac{1}{16}$ 乗則で換算して整理した。

$$S = S_B \cdot (T_B / T)^{1/16} \quad (2.2.8)$$

A～F法に基づく $\Delta S - N_f$ 線図の比較を平均線および (平均 - 2 × 標準偏差) ベースで図 2.2.18, 2.2.19 に示す。なお、図中には、パイプ継手のホットスポット応力ベースで照査する UKDEn の T～線図の (2.2.8) 式による板厚32mmから22mmへの板厚修正を施した T 線図と平板への F 線図を合わせて示している。

各ホットスポット応力の推定法により、S-N 線図の勾配には若干の差異が見られ、E法 (4 mm, 10mm) が小さく (0.302), D法 (1.0 t, 3.0 t) が大きく (0.350) なっているが、その他は T 線図, F 線図等で示される 0.333 と同程度となっている。

疲労寿命の推定曲線として各方法による比較を行ってみると、平均線については、長寿命域 ($N = 10^7$) で E 法 (4 mm, 10mm) は UKDEn の T 線図とよく対応している。しかし、疲労強度のばらつきを考慮した (平均 - 2 × 標準偏差) でみると、A法 (0.5 T, 1.5 T) が時間強度、勾配とも T 線図と良好に対応し、次に B 法 (0.5 T, 1.5 T), C 法 (0.4 T, 2.0 T) とも孫色ない程度で対応している。

一方 D 法 (1.0 T, 3.0 T), F 法 ($1.57^4 \sqrt{(T^3)}$, $4.9^4 \sqrt{(T^3)}$) は、ホットスポット応力の推定を低めに見積ることになりパイプ継手に対する修正 T 線図と平板継手の F 線図の中間段階に位置している。

本研究で求めようとするホットスポット応力は鋼管継手に対する UKEn の T 線図と思想を同じくしている。即ち溶接の余盛りの形状の影響を受けない範囲で構造的な応力集中を特定した 2 点の直線外挿により求めんとするものである。しかし鋼管継手の疲労破壊箇所の大部分はサドル側であり、その箇所の溶接余盛の立ち上がり角度は図 2.2.18 に示すように平均的に 144 度である。

平板構造での余盛立ち上がり角度は 45° として設計されるので、鋼管構造と疲労強度に差が生ずる。この差を図 2.2.19 に示す金田による溶接余盛角の応力集中の与える影響より、安全側すなわち平板構造の応力集中の鋼管に比しての上昇がそのまま疲労強度の低下に繋がるとして求める。この結果、平板構造に使用する修正 T 線図として、応力に関し UKDEn の T 線図 $\times 0.92$ を採用することにする。この際 $\theta = 45^\circ$ での $K_e = 4.0$ (止端半径 $r = 0.8 \text{ mm}$) としている。

以上のようにパイプ継手と平板継手では、溶接ビード形状の立ち上がり角度の違いが基本的に存在し、金田等の修正を施し¹¹⁾平板構造に適用する上で、その低下を考慮すれば0.92程度をT線図の応力に乗算し、修正T線図とした。UKDEnのT線図に0.92を更に考慮した線図も図2.2.20, 2.2.21に示す。

図2.2.21から、B法(0.5T, 1.5T), C法(0.4T, 2.0T)に基づくS-N曲線がこのT線図×0.92とよく対応し、F法($1.57^4\sqrt{T^3}$, $5.9^4\sqrt{T^3}$)は、高応力領域では対応するが、S-N曲線の勾配が大きいことから(0.344)、低応力・長寿命域で低めの応力を許容し、更に安全側の寿命線図となっている。

以上の比較から、ホットスポット応力基準による平板構造の疲労強度照査の方法として次の方法を推奨したい。すなわち、部材の重要度に応じて2種の方法を考え、通常の平板継手に対してはホットスポット応力の推定方法としてB法(0.5T, 1.5T)を用い(2.2.3)式の $\Delta\sigma_{h_B} = 10593 \cdot Nf^{-0.331}$ (2σベース)を寿命推定として用いる。この推定式はUKDEnのパイプ継手(板厚32mmベース)に対する $\Delta\sigma_{h_T-M} = 10388 \cdot Nf^{-0.333}$ (2σベース)と良好に対応している。すなわち、板厚効果($T = 32\text{mm} \rightarrow 22\text{mm}$)による強度増加と溶接ビード形状による低下とが相殺されたことによって対応すると考える。

したがって、SR 202研究の限られたブラケットモデル、ダブラーモデル、スティフナモデルの疲労試験結果からではあるが、B法(0.5T, 1.5T)を用いることが有効と考えられる。

一方、部材の重要度が大きい部位については、UKDEnのT線図とF線図の中間に位置しB法(0.5T, 1.5T)に対して計算の結果約10%の安全率を加味することに相当するF法($1.57^4\sqrt{(T^3)}$, $4.9^4\sqrt{(T^3)}$)を用い寿命推定線図(SRF線図)として $\Delta\sigma_{h_F} = 11421 \cdot Nf^{-0.343}$ を提案する。

2.2.7 FE Analysisによるホットスポット応力の導出

2.2.3で述べた3種の平板構造モデルについて、SR 202では更に亀裂発生近傍の応力を数種の有限要素法により導出した。

目的は実用的な規模でホットスポット応力を有限要素法により求める手法を確立するためにある。通常の設計実務では、構造の寸法と形式を度々変えながらトライアンドエラーで最終設計寸法とする。モデルによる疲労試験はその破壊モードと強度の絶対値を求めるには適しているが、各寸法毎に試験すると多くの時間を要する。実用的な納期で構造寸法を決定するには、できるだけ簡単なFE Analysisが望まれる。

3種の構造モデルに対し最も詳細であると考えられるソリッド要素によるFE Analysisを溶着金属の形状をも配慮して行った。使用したプログラムはIHI Z PlateやSAP Vである。3種の構造のFEモデルを図2.2.22, 2.2.23, 2.2.24に示す。計算結果と実験値の比較を例えば図2.2.25に示す。計算値が若干実験値より高いが応力の止端近傍の立ち上がりの傾向を良く把握している。

実用的な平板要素によるFEモデルの例を図2.2.26に示した。使用した要素は標準的なNASTRAN QUAD 4等である。平板要素によるFE Analysisにおいては、要素の最小寸法と計算値の関係及び溶着金属を増厚によりモデル化することの可否を調べた。

平板要素による計算結果と実験値の比較は、例えばブラケットモデルの場合は図2.2.27に示す通りであり、溶着金属をモデル化しない計算の方が実験結果をよく説明できる。また、実験による応力分布をほぼ正しく把握するには最小の要素の長さは $\frac{1}{2}t$ (t:板厚)以下とみられる。しかしホットスポット応力を求めるという意味では粗い分割とはいきれない。タブレーパッドの場合の比較結果は図2.2.28に示す通りであり、最小要素長さが0.85t程度でも、計算値は実験値と良く一致している。

以上よりホットスポット応力を求めるためのFE Analysisの要素の長さは1.0tを越えないようにすべきでありまた要素の巾もそれにつり合いのとれた、例えば長さの2倍以内であることが望ましい。また、FE Analysisの結果から簡単にホットスポットを求めるという観点から評価点と要素のガウス点(要素中心等)を一致させると便利である。

2.2.8 結論

S R 202 で行った 3 種の平板構造の模型による疲労試験と応力分布計測を基にホットスポット応力基準による疲労照査法を検討した。

その結果 2.2.6 で述べたように $0.5 T$, $1.5 T$ (T : 板厚) を基準評価とした修正 T 線図を用いるか、また重要度が大きい部材には $1.57^4 \sqrt{(T^3)}$ と $4.9^4 \sqrt{(T^3)}$ を基準評価点とした SRF 線図を用いることを提案した。

またホットスポット応力導出については、平板の要素 (NASTRAN QUAD 4 等) による三次元 FE Analysis が有効であることを明らかにし、その計算法を 2.2.7 に示した。

参考文献

- 1) ASME : Boiler and Pressure Vessel Code, Sec. III Rules Construction of Nuclear Vessels, (1963)
- 2) United Kingdom Department of Energy : Offshore Installations Guidance on design and Constructions, (1981)
- 3) Det Norske Veritas : Rules for Classifications of Mobil Offshore Structures, (1982)
- 4) American Welding Society : Structural Welding Code, (1983)
- 5) American Petroleum Institute : Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms, API RP 2R, (1982)
- 6) M. Matoba, T. Kawasaki et. al : Evaluation of Fatigue Strength of Welded Steel Structures, IIW-XIII-1082-83, (1983)
- 7) 田村英樹 : 溶接継手の構造的応力集中の解析に関する簡易手法の提案, 溶接学会文集, 第 6 卷第 2 号, (1988), p. 296~300
- 8) F. Huther : Recommendation for Hot Spot Stress Definition in Welded Joints, IIS WG XIII / XV (1990)
- 9) 造船研究協会第 202 研究部会 : 海洋構造物の疲労設計法および溶接部の品質に関する研究, (平成 3 年度発行予定)
- 10) S. Timoshenko and S. Woinowsky - Krieger : Theory of Plate and Shell, McGraw-Hill, Second Edition, (1959), pp. 468
- 11) 金田重裕 : リブ十字隅肉溶接部の応力集中, 第 5 回東京大学工学部技術発表会報告, (1990), pp. 71~74

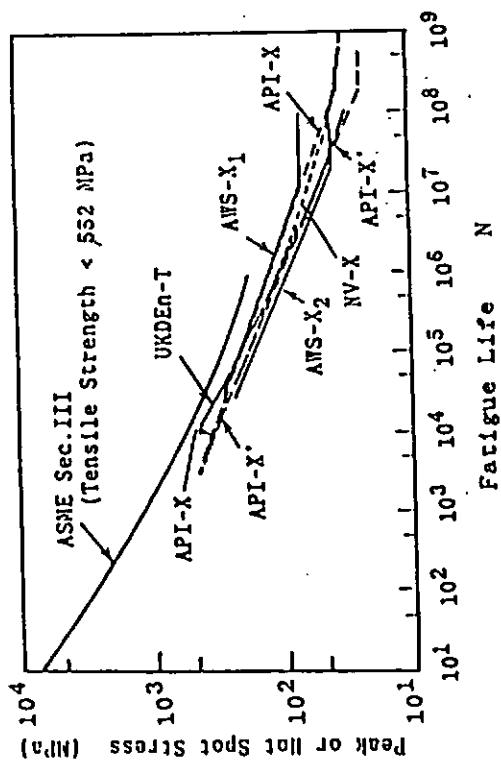


図 2.2.1 溶接鋼管継手の歪、応力の定義点（UKDEn）

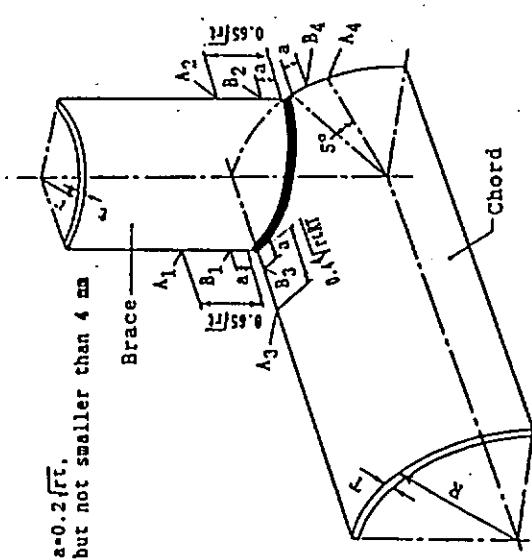


図 2.2.2 UKDEn のホットスポット応力の定義

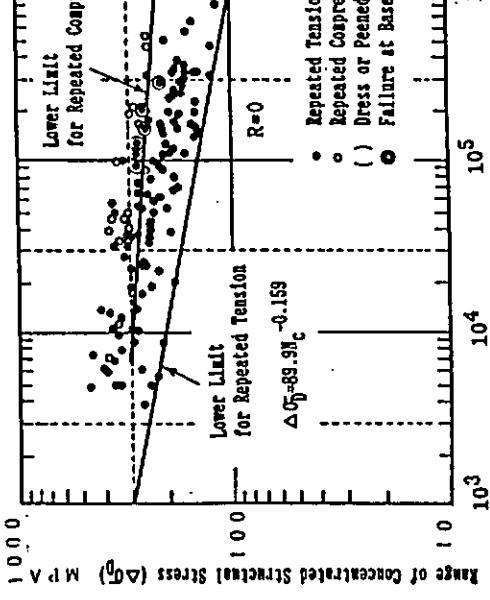
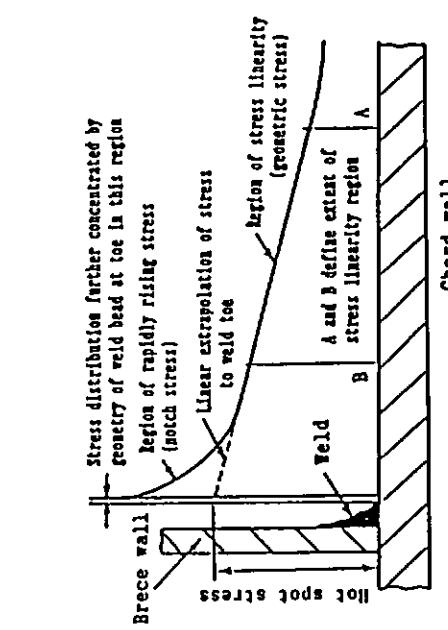


図 2.2.3 各種規格の疲労設計線図
図 2.2.4 $\Delta\sigma_0 - N_c$ 線図（フレーム端構造）

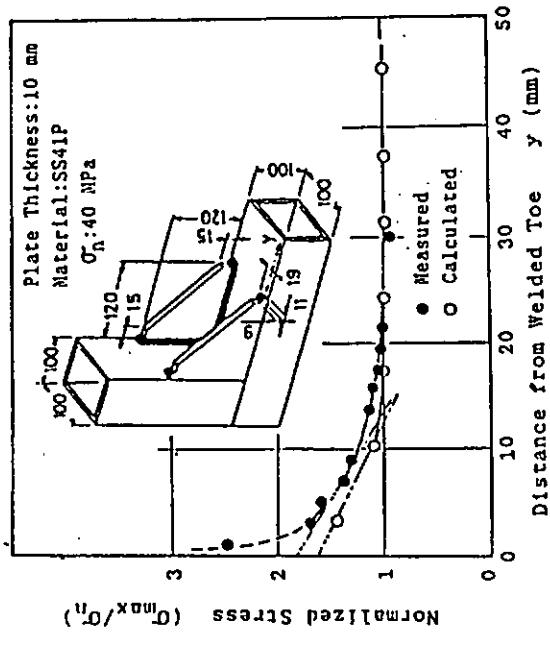


図2.2.5 構造要素の計算応力と計測値の比較

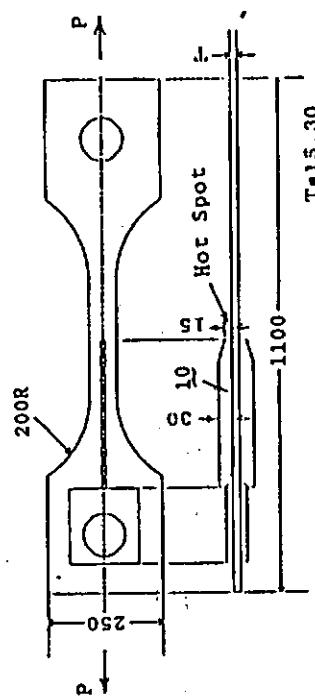


図2.2.7 スティフナ構造モデル

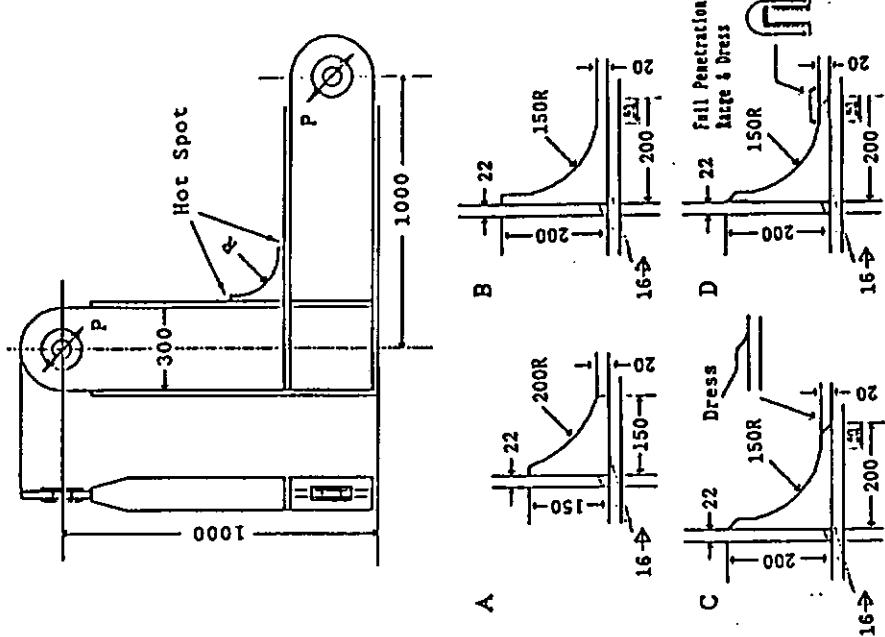


図2.2.6 プラケット構造モデル

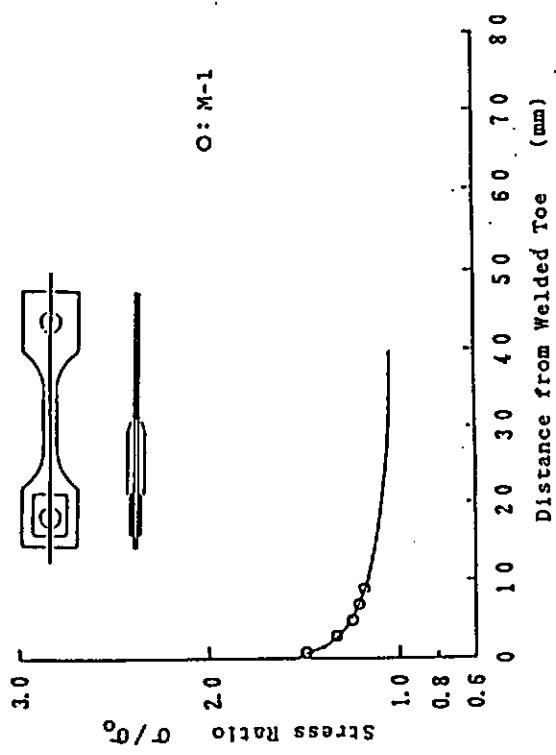


図 2.2.10 局部応力の分布(スティーフナモデル)

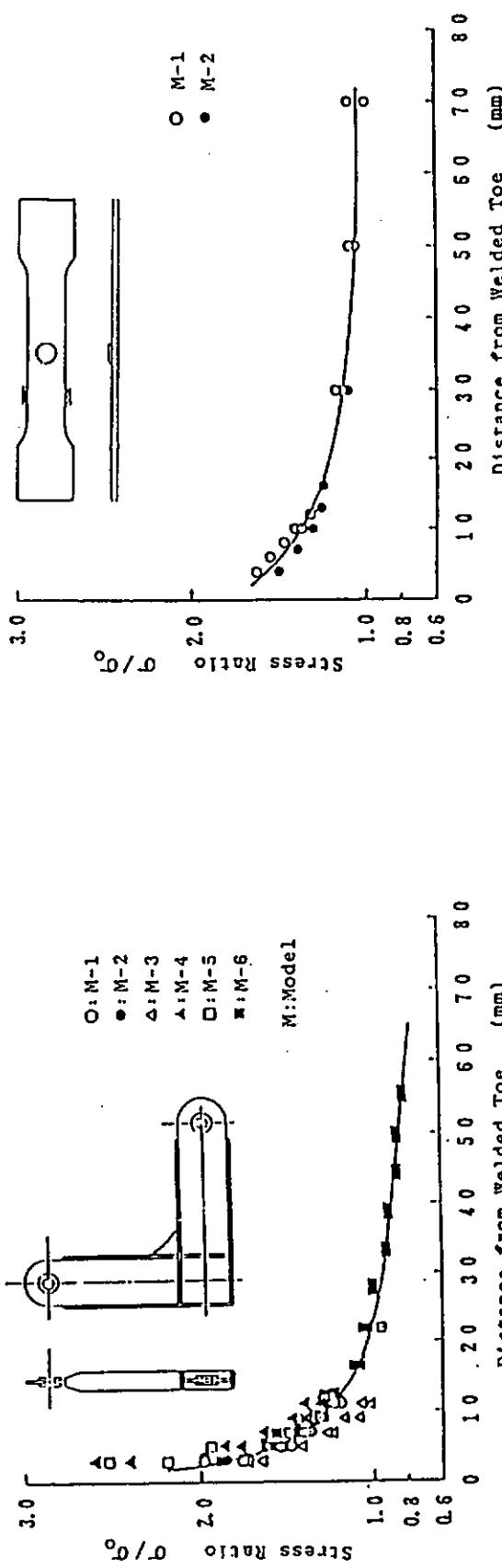
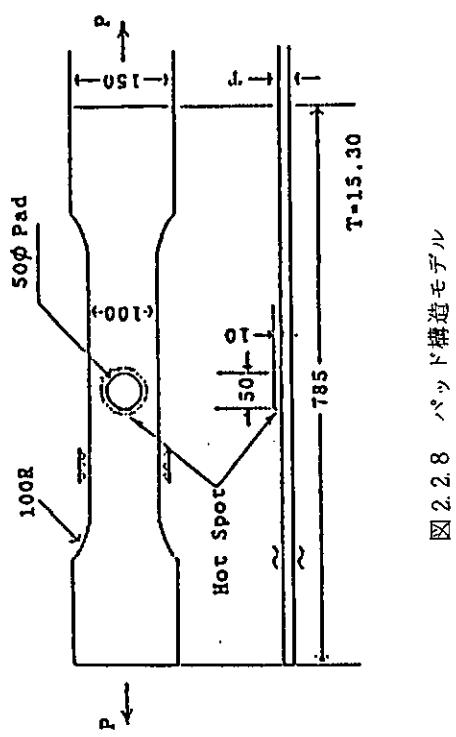


図 2.2.11 局部応力の分布(ダプラートモデルA)



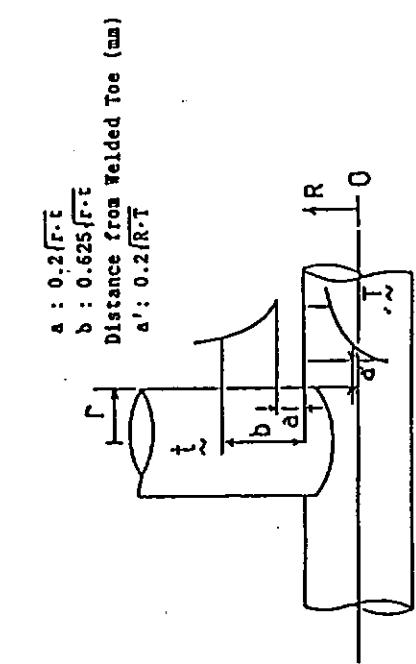


図 2.2.12 鋼管継手のホットスポット応力定義位置

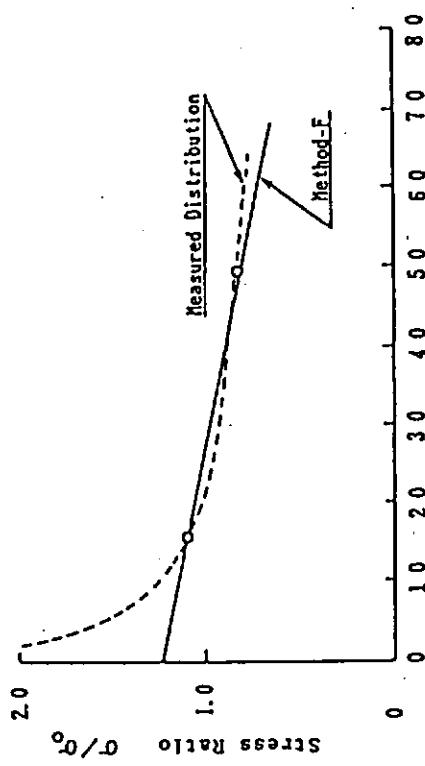


図 2.2.14 ホットスポット応力 (F法)

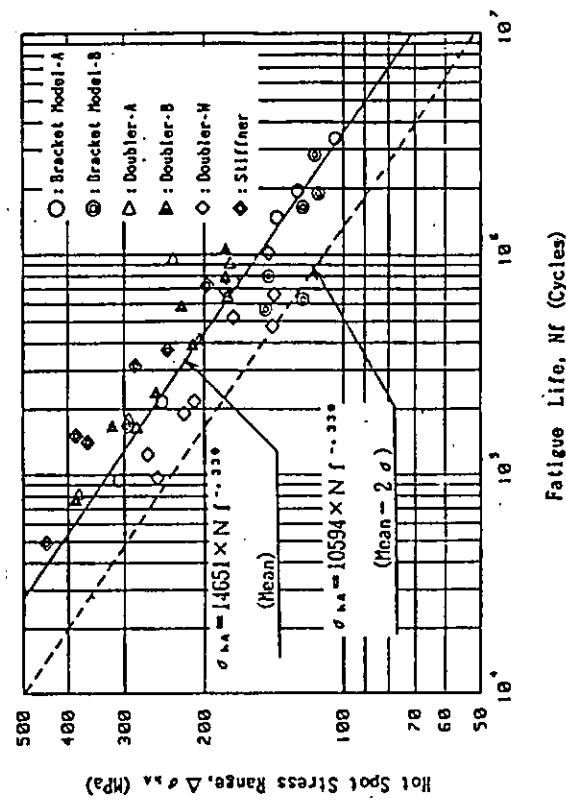


図 2.2.13 応力集中計算に使用する符号

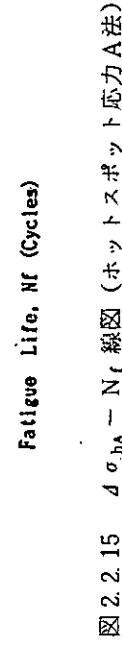


図 2.2.15 $4\sigma_{hA} - N_f$ 線図 (ホットスポット応力 A 法)

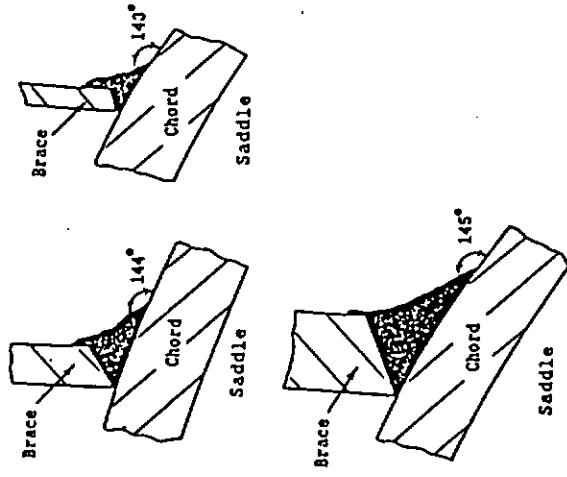


図 2.2.15 UKOSSRP の疲労試験片におけるビード形状

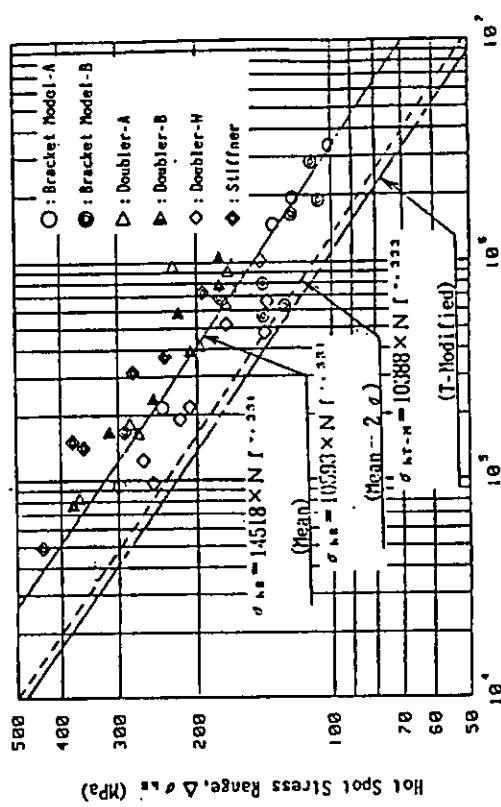


図 2.2.16 $\Delta\sigma_{HSP} - N_f$ 線図 (ホットスポット応力 B 法)

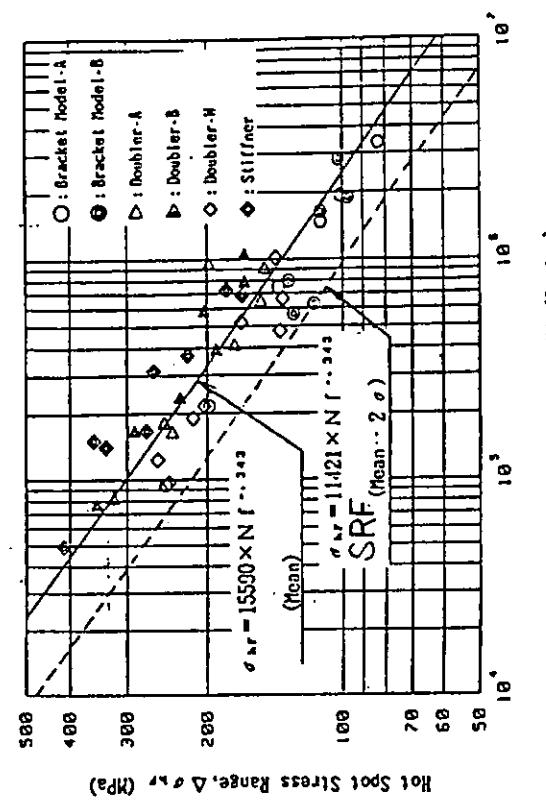


図 2.2.17 $\Delta\sigma_{HSP} - N_f$ 線図 (ホットスポット応力 F 法)

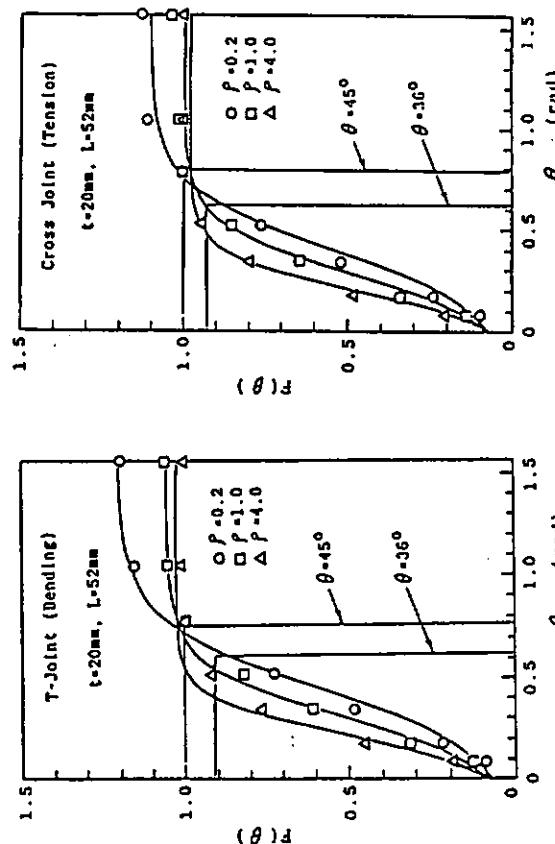


図 2.2.18 UKOSSRP の疲労試験片におけるビード形状
図 2.2.19 $K_t = 1 + F(\theta) \{ K_{(45)} - 1 \}$ における $F(\theta)$
: $K_{(45)}$ (45) は $\theta = 45^\circ$ における応力集中率

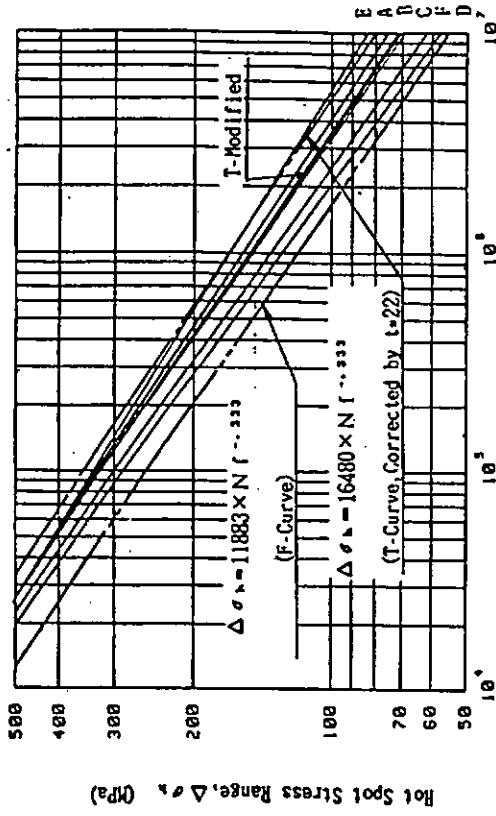


図 2.2.20 各種ホットスポット応力に基づく寿命線図の修正 T
線図, F 線図との比較 (平均)

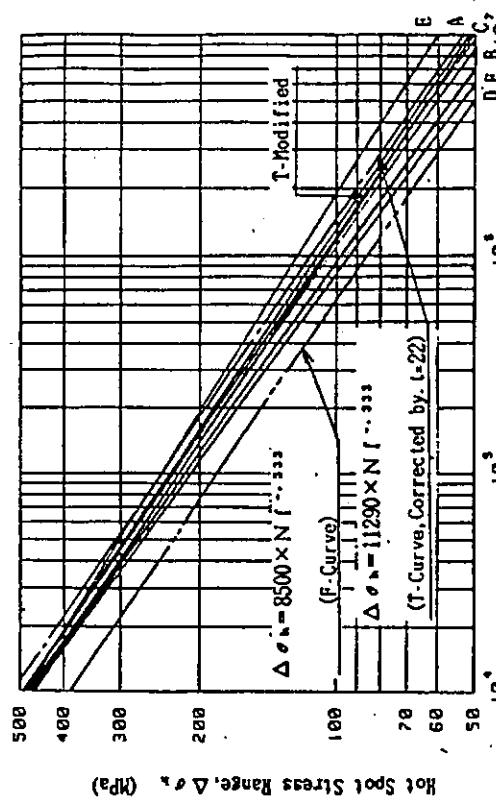


図 2.2.21 各種ホットスポット応力に基づく寿命線図の修正 T
線図と F 線図との比較 (平均 - 2 × 標準偏差)

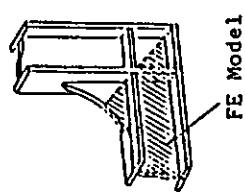


図 2.2.22 四体要素による FE 解析モデル (プラケット構造)

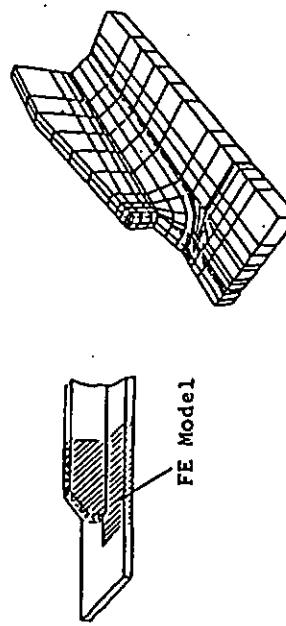


図 2.2.23 立体要素による FE 解析モデル (ステイフナ構造)

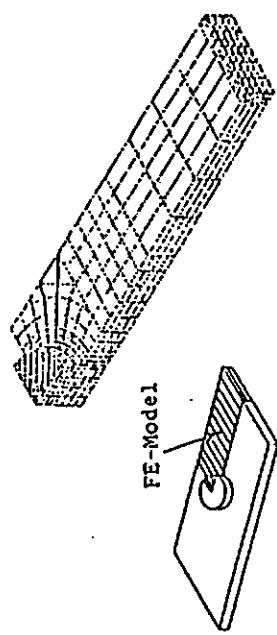


図 2.2.24 立体要素による FE 解析モデル(バッド構造)

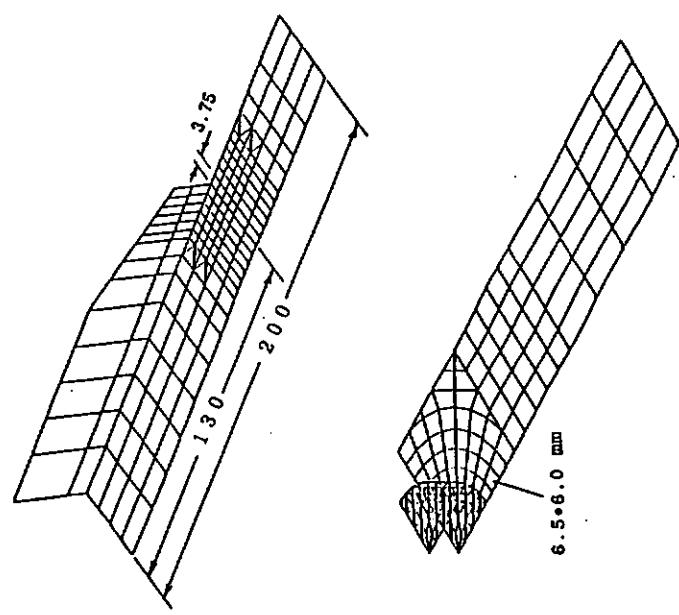
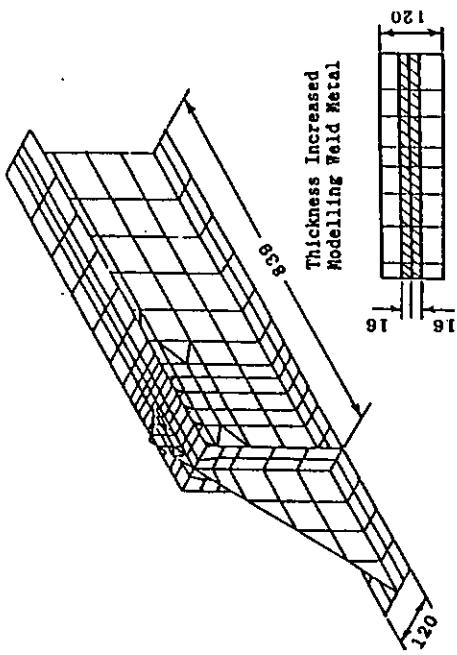


図 2.2.26 板要素による FE 解析モデル

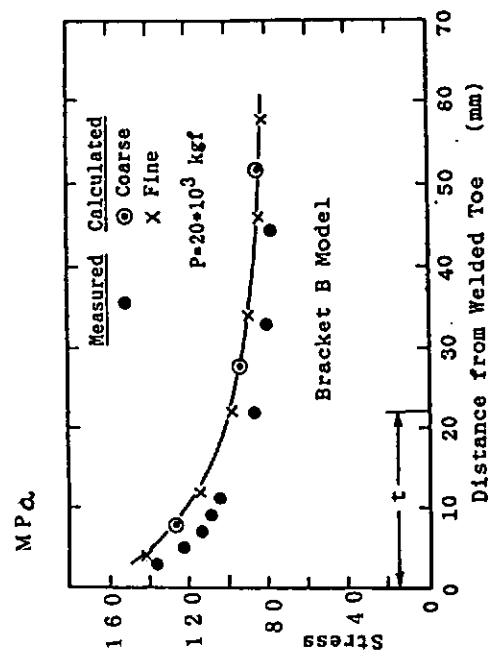


図 2.2.25 立体要素による FE 解析結果と計測値の比較

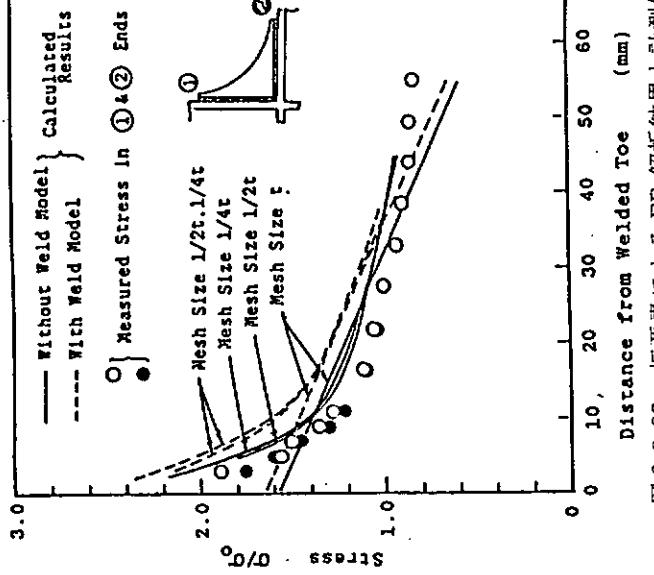


図 2.2.27 板要素による FE 解析結果と計測値の比較 (ブレケット構造)

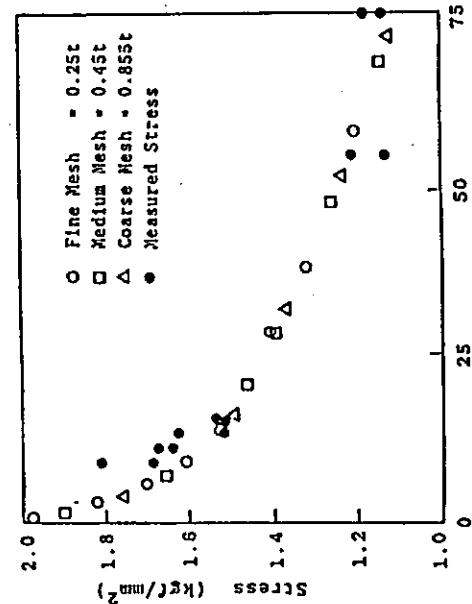
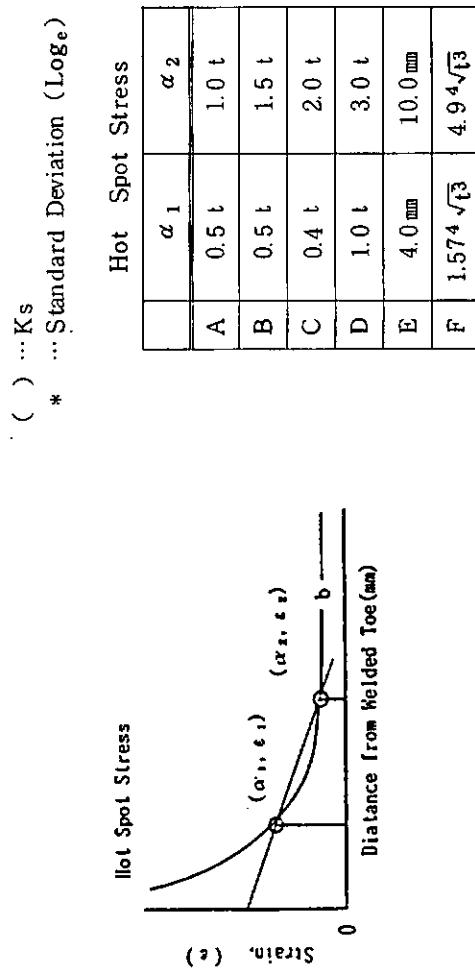


図 2.2.28 板要素による FE 解析結果と計測値の比較 (シード構造)

表 2.2.1 S - N 線図一覧表

		S - N 線図一覧表						$\Delta \sigma = C \cdot N f^m$	
		Bracket			Doubler			Stiffener	
Stress Type	Type-A	Type-B	A	B	W	S	15		Remarks
Hot Spot Stress	Nominal Stress	6,178 (1.57)	1,080 (1.24)	4,744 (1.61)	6,310 (1.60)	10,325 (1.18)	16,993 (1.30)		
	A	9,806 (1.52)	785 (1.22)	7,011 (1.55)	10,225 (1.57)	7,519 (1.17)	18,399 (1.28)	*	$\sigma = 0.163$
	B	9,293 (1.43)	1,041 (1.25)	6,690 (1.54)	9,745 (1.57)	7,469 (1.17)	18,399 (1.28)	*	$\sigma = 0.158$
	C	8,687 (1.43)	852 (1.25)	6,271 (1.53)	9,326 (1.27)	7,016 (1.37)	16,731 (1.13)	*	$\sigma = 0.159$
	D	7,398 (1.20)	1,002 (1.04)	5,683 (1.04)	9,299 (1.37)	7,016 (1.13)	16,731 (1.16)	*	$\sigma = 0.156$
	E	10,952 (1.78)	2,383 (1.53)	7,494 (1.69)	11,039 (1.63)	7,559 (1.18)	19,496 (1.36)	*	$\sigma = 0.156$
m - Value	-0.3	-0.17	-0.27	-0.29	-0.32	-0.35			



t : Thickness

3. 疲労強度に対する板厚効果の評価法

3.1 緒論

海洋構造物の安全設計上、疲労は重要な検討事項であり、疲労寿命評価のための手法や設計 S-N 線図が疲労設計ルールまたは指針として定められている^{1,2,3)}。疲労研究の進展に伴って設計ルールで考慮する疲労影響因子は多くなっていき、評価は厳密化されていく。板厚効果はそのような影響因子の1つであり、欧州における溶接継手の疲労研究でその重要性が認識され⁴⁾、1984年に設計ルールに取り入れられた^{1,2)}。すなわち、溶接継手の疲労強度は、継手種類、載荷形式に関係なく板厚の一 $\frac{1}{4}$ 乗に比例するとしている。

しかし、その後も板厚効果については欧州を中心に多くの研究が行なわれており、オランダにおける海洋構造物の国際会議（SIMS'87）において多くの研究発表がなされた。疲労強度の板厚効果に影響する因子として、継手形式（鋼管継手と平板継手の差⁵⁾、溶接付加物方向と主荷重方向の組合せ⁶⁾）、主板と付加物の寸法比^{5,6,7)}、溶接部改善法（止端処理など）^{5,8,9,10)}、などが報告されており、これらの因子によって板厚効果は異なる。一方、応力除去焼鉛^{5,8,10,11)}、変動振幅荷重^{5,12,13)}、海水（電気防食の有無）^{5,13,14,15,16)}などによる板厚効果の変化は少ないと言われている。板厚は疲労亀裂発生寿命と亀裂伝播寿命のいずれかに影響するかの検討もされている¹⁷⁾。これらの結果は、ほとんどが曲げ疲労試験によって得られており、載荷形式（引張り、曲げなど）による板厚効果の差に関しては系統的な研究はない。

一方、構造物の大型化、厚板化と言う一般的傾向の下で、安全で経済的な構造物を製作するために、工業的な板厚効果軽減策が要望される。溶接止端研削などの形状改善処理によって板厚効果が減少することが期待されるので、改善処理が板厚効果に及ぼす影響についての系統的な研究も必要である。

このように板厚効果は複雑な現象であり、その一般的法則、メカニズムが十分解明されているとは言い難い。このため、本研究では、海洋構造物に広く適用されている TMCP 鋼の溶接継手により板厚効果の影響因子を調べた。本研究では、既存データが十分とは言えない引張り疲労試験を主眼として実施し、比較のため曲げ疲労試験も行なった。継手は隅内溶接による非荷重伝達型の十字または T 字継手である。溶接まま継手のほかに、溶接止端研削などの形状改善処理を行なった継手についても板厚効果を調べた。形状改善処理は、設計基準³⁾で推奨されているプロファイル処理と、もっと簡単な止端研削について比較検討した。溶接付加物の寸法を主板厚にはば比例させた場合と、主板厚に関係無く溶接付加物寸法を一定にした場合について試験した。とくに十字継手では、主板厚と溶接付加物寸法の関係を系統的に変えて、寸法効果を調べた。

さらに、実験により計測された疲労亀裂発生寿命、亀裂伝播寿命および破断寿命について板厚効果を調べ、理論解析による検討も行なった。これらの結果により、継手種類別の板厚効果、板厚効果の寿命依存性、ランダム荷重に対する板厚効果などの考察をし、あらたな板厚効果評価基準の検討を行なった。

3.2 供試材料および実験方法

供試鋼板は、10, 22, 40, 80mm 厚の YP 360 MPa 級 TMCP 鋼（造船規格 EH 36）である。22mm は設計ルール^{1,2)}における板厚効果の基準板厚である。各板厚とも複数チャージの鋼板〔註 1〕を含むため母材の降伏点と引張り強度は一定ではなく、表 3.2.1 に示す範囲である。この他に、リブ板用に同強度レベルの 5mm 厚鋼板を用いた。

これらの鋼板より手溶接により、図 3.2.1 に示す非荷重伝達型の隅内十字継手試験片と隅内 T 字継手試験片を作成した。溶接まま継手（記号：A）の他に、プロファイル処理（記号：P）、止端研削（記号：G）を行なった継手も製作した。この場合、溶接付加物寸法（リブ板厚さ t_2 と主板側溶接脚長 ℓ_1 ）を主板厚 t_1 にはば比例させた継手（十字継手：Series-C1, T字継手：Series-T1：以下比例継手と呼ぶ）と、 t_1 に関わらず溶接付加物寸法を一定とした継手（十字継手：Series-C2, C3, C4, T字継手：Series-T2：以下一定継手と呼ぶ）の 2 種類製作

した。比例継手では、 t_2 は約 $0.5 t_1$ 、 ℓ_1 は約 $0.4 t_1$ とした。

全疲労試験シリーズを表 3.2.2 に示す。特に、溶接まま十字継手(AC1～AC4)の各シリーズの t_1 、 t_2 、 ℓ_1 の組合せを表 3.2.3 に示す。すなわち、比例継手はこの表で右下がりの対角線方向に見た場合であり、一定継手は水平方向に見た場合である。また、S-N 線図 1 本のデータセットは、シリーズ名と主板厚の組合せで AC1-22, AC1-40 の如く表わす。したがって、AC1-40 と AC2-40, AT1-40 と AT2-40 はそれぞれ同一寸法であるが、クロスチェックのためあえて実施した。

溶接は、溶接棒 AWS E 7016-G 相当棒（棒径 4.5 mm）による隅肉溶接である。溶接入熱は 1.6～3.3 kJ/mm である。積層数は主板厚と付加物寸法に応じて異なるが、1 コーナーあたり最小 1 パス、最大 15 パスである。アンダーカットが生じないよう注意して溶接した。十字継手では、わずかに角変形と表裏目違いが生じたので、疲労試験時に面外曲げ応力をチェックしたが、疲労試験結果には影響しない程度の小さい値であった。

溶接部の形状改善処理法は、プロファイル処理と止端研削の 2 通りであり、その方法を図 3.2.2 に、溶接部形状寸法を表 3.2.4 に示す。プロファイル処理は、溶接止端部はペンシル型のバーグライナーで整形し、溶接ビード部はディスクグライナーで所定のフランク角となるように平坦に仕上げるものである。この場合、バーグライナーによる整形では、板厚方向には削り込まないので、溶接止端部にはアンダーカット状の窪みが残される。一方、止端研削はバーグライナーで溶接止端部を 0.4 mm 程度削り込み、アンダーカット状の窪みを除去した。この場合溶接ビード部は溶接ままとした。

十字継手(C1, C2, C3, C4)については引張り疲労試験、T字継手(T1, T2)については三点曲げ疲労試験を行なった。各シリーズの各板厚につき、6～8 本の試験片により、およそ寿命 5×10^4 ～ 5×10^6 の範囲で S-N 線図を作成した。いずれも荷重制御で応力比は 0 ～ 0.1 とし、室温・大気中で試験した。試験部の幅 b は試験機容量の制約により主板厚に関わらず十字継手試験片では 80 mm、T 字継手試験片では 100 mm とした。なお、AC1-40 ($t_1 = 40$ mm) では $b = 40$ mm の試験を行なって、試験片幅の影響をチェックした。これらの疲労試験は複数の研究機関〔註 2〕で実施され、使用した試験機は 10 ～ 250 ton 容量の油圧サーボ型またはアムスラー型である。

本研究では破断寿命 N_f の他に、亀裂発生寿命 N_c の計測を試みた。 N_c の計測は歪ゲージによった。すなわち、溶接止端より 10 mm の位置の主板上に 4 枚の歪ゲージを当間隔に貼付し、疲労試験中に主応力方向の歪範囲 $\Delta \epsilon_x$ をモニターし、 $\Delta \epsilon_x$ が初期値の 5 % 低下したときを N_c とした。十字継手試験片では 20 mm 間隔で 4 コーナ合計 16 枚 T 字継手試験片は 25 mm 間隔で 2 コーナー合計 8 枚の歪ゲージを用いた。

破断寿命については、疲労亀裂がかなり進展して試験機の制御が出来なくなったときの荷重繰返し数を N_f として記録した。

〔註 1〕 鋼板製造会社：

新日本製鉄株、日本鋼管株、川崎製鉄株、住友金属工業株、株神戸製鋼所

〔註 2〕 疲労実験実施機関：

新日本製鉄株、日本鋼管株、川崎製鉄株、住友金属工業株、株神戸製鋼所、東京大学、大阪大学

表 3.2.1 供試鋼板の強度特性

Thickness (mm)	Yield Point (MPa)	Tensile Strength (MPa)
10	402~455	500~547
22	421~466	500~571
40	392~471	459~552
80	403~449	510~560

表 3.2.2 疲労試験シリーズ

Loading	Code of Series	Welded Attachment	Treatment of Weld	Main Plate Thickness t ₁ (mm)
Pulsating Tension	AC1	0.5·t ₁	0.4·t ₁	As Welded
	AC2	22 mm	16 mm	10, 22, 40, 80
	AC3	10 mm	9 mm	10, 22, 40, 80
	AC4	40 mm	32 mm	10, 22, 40, 80
	PC1	0.5·t ₁	0.4·t ₁	Profiled
	PC2	22 mm	16 mm	10, 22, 40, 80
Pulsating Bending	GC1	0.5·t ₁	0.4·t ₁	Toe-Ground
	AT1	0.5·t ₁	0.4·t ₁	As Welded
	AT2	22 mm	16 mm	22, 40, 80
	PT1	0.5·t ₁	0.4·t ₁	Profiled
	PT2	22 mm	16 mm	22, 40, 80
	GT1	0.5·t ₁	0.4·t ₁	Toe-Ground

表 3.2.3 溶接まま十字継手疲労試験シリーズ

Welded Attachment	Main Plate Thickness, t ₁ (mm)			
	Rib Plate Thickness, t ₂ (mm)	Weld Leg Length, l ₁ (mm)	10	22
5	4	AC1		
10	9	AC3	AC1	AC3
22	16	AC2	AC2	AC2
40	32	AC4	AC4	AC1

表 3.2.4 溶接部形状改善継手の溶接部寸法

Type of Joint	Main Plate Thickness t ₁ (mm)	Rib Plate Thickness t ₂ (mm)	Weld Length (mm)	Grinding of Weld Toe
Proportional Joint	10	5	4	1.5 °
Joint	22	10	9	3 °
Joint	40	22	16	6 °
Constant Joint	80	40	32	6 °

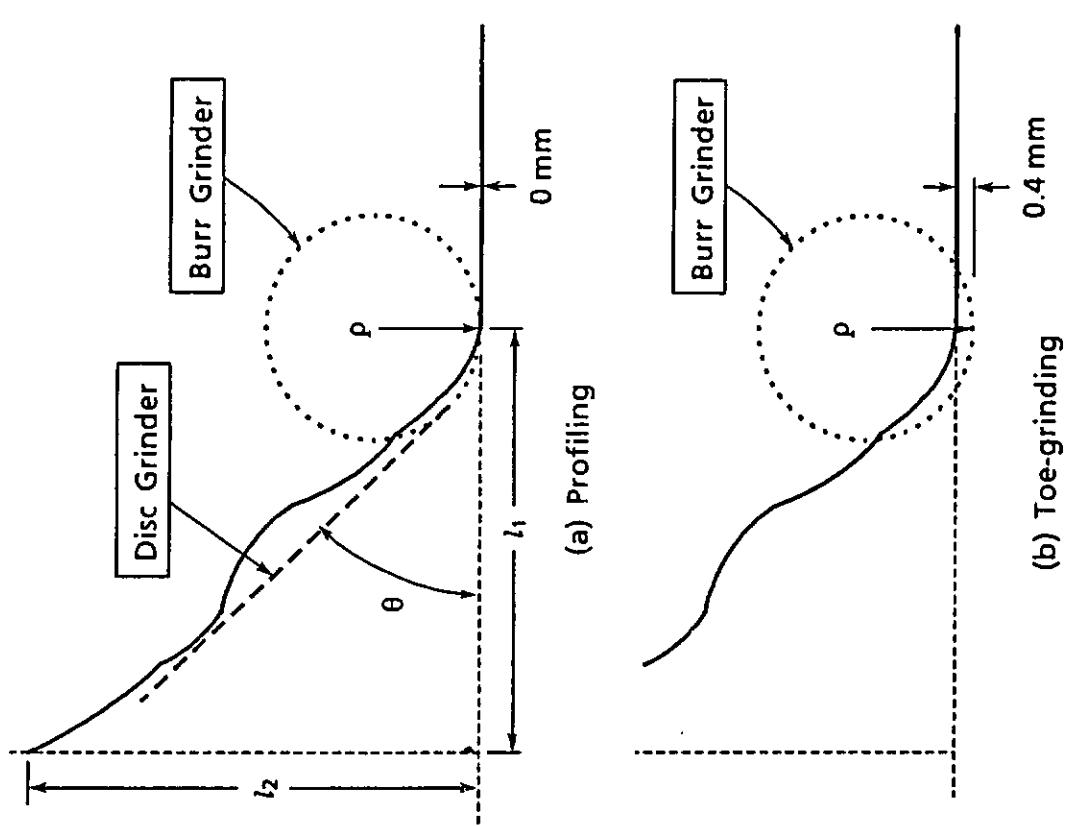


図 3.2.2 溶接部の形状改善処理方法

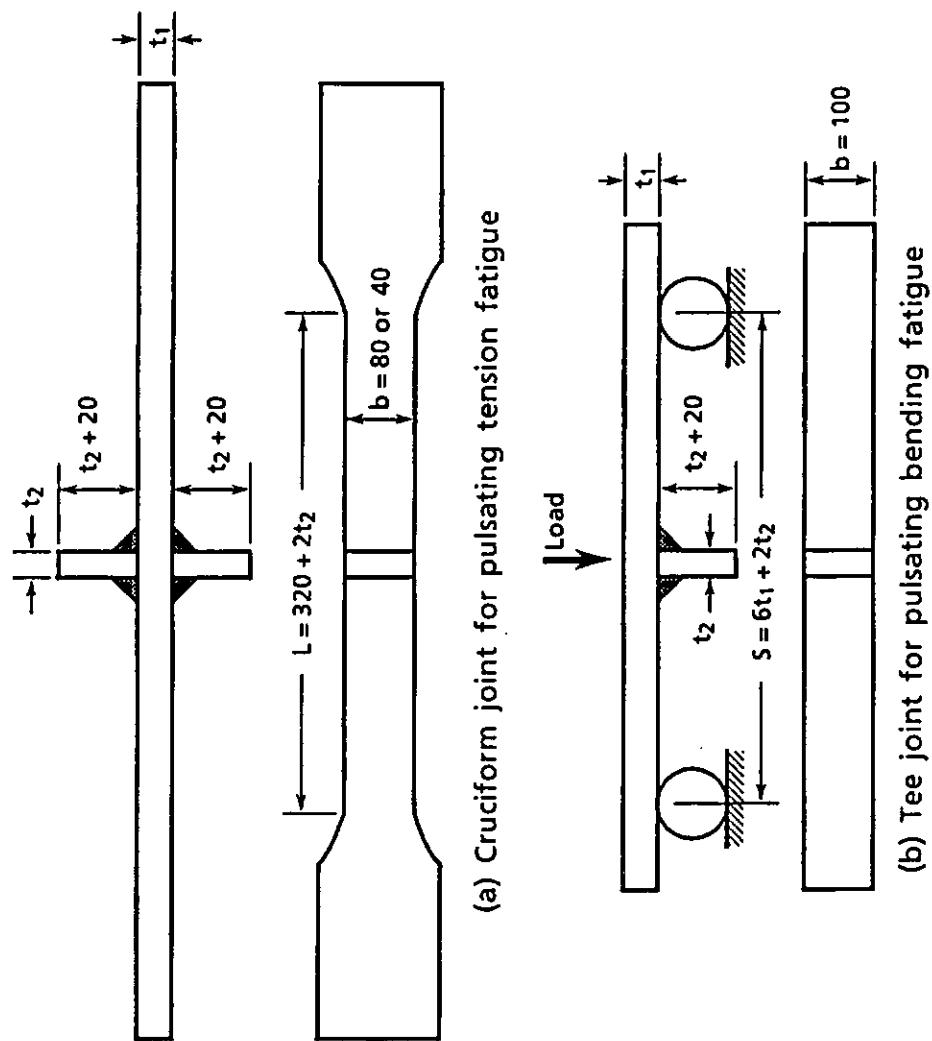


図 3.2.1 疲労試験片形状 (単位 : mm)

3.3 溶接まま継手の疲労試験結果と考察

3.3.1 溶接まま継手の疲労試験結果

海洋構造物の疲労評価には、ホットスポット応力（または歪）が用いられることがあるので、本研究においても Series - AT1, AT2において、溶接止端より $0.5 t_{\perp}$, $1.5 t_{\perp}$ の位置で計測した歪を溶接止端位置に直線外挿してホットスポット応力を求めたが、公称曲げ応力にほとんど一致していた。このため、この報告では軸力疲労、曲げ疲労とも試験結果は全て、荷重から計算される溶接部の公称応力範囲 $\Delta \sigma_n$ で整理した。

なお、本節の図面においては、溶接まま試験のシリーズ名 AC1～AC4, AT1～AT2の”A”の記号は省略して表示してある。

図 3.3.1 に T 字継手についての N_c 検出のための $\Delta \epsilon_x$ の測定例を示す。図 3.3.1(a) は 8 枚のゲージによる $\Delta \epsilon_x$ と荷重繰り返し数の関係である。一番早く歪が低下したゲージを取り出すと図 3.3.1(b) のようになり、5% 低下基準を適用して $N_c = 13100$ が得られる。この検出法による N_c がどの程度の疲労亀裂深さに対応しているかを別途、ピーチマーク法による亀裂深さ測定と有限要素法解析 (FEM) で調べた。その結果、本研究の板厚範囲では、 N_c は 1～2 mm の亀裂深さに対応していることが判った。

この N_c 計測精度は、歪ゲージと溶接止端の距離が関係すると考えられるが、この距離を近づけるだけでは精度は上がらない。疲労亀裂発生位置があらかじめ判ないので、距離を近づけた場合は、貼付する歪ゲージ間隔を狭くしなくてはならないし、多くの計測チャンネルが必要となる。夜間無人運転と計測機器の制約のため、本研究では、歪ゲージと溶接止端の距離を 10 mm に統一して N_c の計測を試みた。

図 3.3.2～3.3.7 に、軸力疲労、曲げ疲労、比例継手、一定継手別の S-N 線図 ($S : \Delta \sigma_n$, $N : N_f$, N_c) を示す。これらの直線は、 $\Delta \sigma_n$ を独立変数、 N を従属変数として次式で回帰したものである。

$$\log \Delta \sigma_n = A \cdot \log N + B \quad (3.3.1)$$

これらの回帰係数を表 3.3.1 に示す。この表には、 $N = N_p$ についての回帰結果も示す。溶接まま継手ではいずれも疲労限応力は得られなかった。また、この表に示す平均 K_t は式¹⁸⁾ によるものであり、各試験片の支配的亀裂の発生点と思われる位置の上端形状から計算した値の平均値である。

十字継手の AC1～40 では試験片幅 40 mm の実験も行ない、試験片幅の影響を調べた。図 3.3.2, 3.3.4 によると 40 mm 幅と 80 mm 幅の S-N 線図はほとんど一致し、有意の差はない。40, 80 mm 幅試験片とも、疲労亀裂は溶接止端部の複数箇所から発生している。このように試験片幅を、溶接止端部の亀裂発生箇所が幾つか含まれる程度のある一定値以上とすれば、試験片幅は試験結果に大きな影響を与えない。従って、本研究の十字継手と T 字継手の試験片幅は、本研究目的のためには妥当なものと言える。

N_f について見ると、一定継手 (図 3.3.3～3.3.5, 図 3.3.7) に比べて、比例継手 (図 3.3.2, 図 3.3.6) では板厚による S-N 線図の間隔が大きく、板厚効果が大きい。また、 N_f と N_c を比較すると、いずれの場合も、 N_c に対する S-N 線図の間隔の方が大きくなっている。このように、板厚効果は N_c に対して明瞭に現われ、亀裂の発生あるいは微小亀裂の進展挙動の影響が大きいことが推察される。

図 3.3.8, 図 3.3.9 は板厚 22 mm について、実験データと既存の設計線図 (DEn F-Curve¹⁾ : 隅肉溶接、回し溶接などに適用) の比較である。図 3.3.8 は引張り疲労 (AC1, AC2, AC4) と曲げ疲労 (AT1, AT2) 別々の比較である。引張り疲労データについての平均線と平均 $-2 \times$ 標準偏差は設計線図のそれに非常に近く、やや安全側となっている。一方、曲げ疲労データの平均線と平均 $-2 \times$ 標準偏差は設計線図よりかなり上方に位置している。図 3.3.9 は引張り疲労と曲げ疲労を合わせて回帰した場合の平均線と平均 $-2 \times$ 標準偏差の設計線図との比較である。この場合も、データは設計線図に対して安全側となっている。

図 3.3.10 は、 N_c / N_f なる比の主板厚依存性を示す。各シリーズ・各板厚の S-N 線図 1 本分の試験片については、 N_c / N_f の N_f 依存性は現われないので、図 3.3.10 では各板厚についての平均値をプロットしてある。これ

によると、シリーズAC3を除いて、軸力疲労、曲げ疲労とも主板厚が増すと N_c/N_f は低下していく。板厚80mmでは、 N_c は N_f の半分以下になる。このように、板厚が大きくなるにつれて、疲労亀裂の発生が早くなることが板厚効果に関係していると考えられる。なお、シリーズAC3の N_c/N_f のみ異なる傾向となった原因は不明である。

3.3.2 溶接まま継手の板厚効果についての考察

本研究では、 N_f 、 N_c を計測しているので、亀裂伝播寿命は $N_p = N_f - N_c$ として求められる。 $N = N_f$ 、 N_c 、 N_p についてのS-N線図から、時間強度を求め、その板厚依存性について検討した。この場合、Nとしては、実験データの多くをカバーし、S-N線図が妥当な傾斜直線部を構成している範囲として、10万回と200万回を探った。また、 $N = 2 \times 10^6$ が疲労限になっているかどうかに関わりなく、S-N回帰線（(3.3.1)式）から計算される値を時間強度とした。

本報告では、時間強度 $\Delta\sigma$ と板厚 t の関係を

$$\Delta\sigma = \beta \cdot t^m \quad (3.3.2)$$

で回帰したときの指数 m を板厚効果指数と呼ぶ。10万回、200万回疲労強度を表3.3.1に、(3.3.2)式の回帰係数を表3.3.2に示す。

十字継手（軸力疲労）については、表3.2.3のマトリックスに示すように、主板厚と溶接付加物寸法を組合せているので、比例継手、一定継手以外の組合せでも板厚効果を見ることができる。その組合せは次の4通りである。

Case 1；主板厚の増加に伴って溶接付加物寸法も増加する場合（表3.2.3で↓方向）

これには、次の4つの組合せがある。

Case 1-1 : AC3-40, AC2-80

Case 1-2 : AC1-10, AC1-22, AC1-40, AC2-40, AC1-80

Case 1-3 : AC3-10, AC2-22, AC4-40

Case 1-4 : AC2-10, AC4-22

Case 2；主板厚は増加するが、溶接付加物寸法は一定の場合（表3.2.3で→方向）

これには、次の3つの組合せがある。

Case 2-1 : AC3-10, AC1-22, AC3-40, AC3-80

Case 2-2 : AC2-10, AC2-22, AC1-40, AC2-40, AC2-80

Case 2-3 : AC4-22, AC4-40, AC1-80

Case 3；主板厚が一定で、溶接付加物寸法が増加する場合（表3.2.3で↓方向）

これには、次の4つの組合せがある。

Case 3-1 : AC1-10, AC3-10, AC2-10

Case 3-2 : AC1-22, AC2-22, AC4-22

Case 3-3 : AC3-40, AC1-40, AC2-40, AC4-40

Case 3-4 : AC3-80, AC2-80, AC1-80

Case 4；主板厚の増加に伴って溶接付加物寸法は減少する場合（表3.2.3↗方向）

これには、次の4つの組合せがある。

Case 4-1 : AC2-10, AC1-22

Case 4-2 : AC2-22, AC3-40

Case 4-3 : AC4-22, AC1-40, AC2-40, AC3-80

Case 4-4 : AC4-40, AC2-80

このような4ケースについて、破断寿命 $N_f = 10^5$ 、 2×10^6 に対する疲労強度の板厚依存性を図3.3.11～3.3.15に

示す。これらの図には既存設計線図（DEn F-Curve¹¹⁾）も併記しており、板厚22mm以上では傾き-1/4の直線である。図3.3.11～3.3.15では、いずれも $N_f = 10^5$ よりも $N_f = 2 \times 10^6$ に対する板厚効果の方が大きい。これは、板厚が大きくなるに従って疲労強度が低下すると同時に、S-N線図の傾きが急になることの反映である。

Case 1（図3.3.11）では、実験による板厚効果（直線の傾き）は設計線図とほぼ同じ位になっている。ただし、設計線図では板厚22mm以下の板厚効果を認めていないが、実験データでは、板厚10mmまで明瞭な板厚効果がある。Case 2（図3.3.12）では、多少板厚効果が認められるものの、図3.3.11に比べるとかなり小さい。すなわち、設計基準^{1,2)}の板厚効果は、主板厚の増加に伴って溶接付加物寸法も増加する継手が軸荷重を受ける場合に対応しており、主板厚に関わらず溶接付加物寸法が一定の場合にはかなり安全側となる。

図3.3.13は、主板厚は一定で溶接付加物寸法が増加する場合（Case 3）である。この図の横軸はリブ板厚であり、直線の傾きmは溶接付加物による寸法効果を表わすことになる。図3.3.14は、主板厚の増加にしたがって溶接付加物寸法は減少する場合（Case 4）であるが、 $N_f = 10^5$ では主板厚が大きくなると疲労強度が上がるという逆の板厚効果となっている。 $N_f = 2 \times 10^6$ ではデータのばらつきが大きいが、平均的には板厚効果は小さい。

図3.3.13の寸法効果は図3.3.12の板厚効果より大きく、図3.3.14が逆の板厚効果を示しているのは、主板厚よりも溶接付加物寸法の方が板厚効果（寸法効果）に大きな影響を及ぼすことを示唆している。非荷重伝達型継手の場合は、溶接付加物に流れ込む応力がその寸法に大きく依存することに起因すると予想される。このことから、溶接継手の疲労強度は付加物寸法との関係で論じられなくてはならない。

図3.3.15はCase 1の N_c , $N_p = 2 \times 10^6$ に対する板厚効果を表わす。この図と図3.3.11(b)を比較すると、 N_f よりも N_c の方が板厚効果は大きくなっている。また、 N_p に対する板厚効果が最も小さい。これは、溶接止端の応力集中とその近傍の応力分布が板厚効果に大きく影響しているためと考えられる。

T字継手の比例継手と一定継手について、曲げ疲労強度の板厚依存性を図3.3.16、図3.3.17に示す。図3.3.16は $N_f = 10^5$, 2×10^6 に対するものであり、十字継手と同様に $N_f = 10^5$ よりも $N_f = 2 \times 10^6$ に対する板厚効果の方が大きい。また、T字比例継手と十字比例継手（図3.3.11）を比較すると、T字継手の方が大きな板厚効果となっている。これは引張り荷重と曲げ荷重による差と考えられる。すなわち、板厚が小さいときは、一般的に引張り疲労強度よりも曲げ疲労強度の方が大きいが、板厚が大きくなるに従って引張りと曲げで溶接止端部近傍の応力分布に差がなくなるので、両者の疲労強度も一致すると考えられる。このことは、曲げ疲労強度の方が板厚依存性が大きいことを意味する。図3.3.11と図3.3.16においてCase 1～2とAT1を比較すると、 $N_f = 2 \times 10^6$ に対する回帰線は板厚約60mmで交叉する。

曲げ荷重を受ける比例継手の $N_f = 2 \times 10^6$ については（図3.3.16(b)）、設計線図よりかなり大きな板厚効果となっている。鋼管継手のサドル部、クラウン部などがこの場合に相当し、現状設計基準は危険側であるという指摘¹⁸⁾がなされている。

図3.3.17は N_c , $N_p = 2 \times 10^6$ に対する板厚効果であり、 N_f よりも N_c の方が板厚効果が大きく、 N_p に対する板厚効果が最も小さいという傾向は、十字継手と同様である。

以上のようにして求められた N_f に対する板厚効果指数-mを、図3.3.18に継手種別に示す。横軸は破断寿命であり、 $N_1 = 10^5$, $N_2 = 2 \times 10^6$ を表わす。また、mの平均値は、継手種別毎に N_1 と N_2 に対する値を合わせて平均した値であり、図中の水平実線分で示す。この図からも、T字比例継手（AT1）の曲げ疲労の板厚効果が大きく、十字継手のCase 1は $m = -1/4$ に最も近いことが判る。また、溶接付加物寸法が一定の場合は、軸力、曲げとともに板厚効果は小さい。

図3.3.18の十字継手 Case 1～4 のmの平均値より、疲労強度と主板厚、溶接付加物寸法との関係は図3.3.19のように、三次元的に表示できる。なお、この図では、溶接付加物寸法の代表値としてリブ板厚を採ってある。主板厚、あるいは溶接付加物寸法が単独で増加しても板厚効果（寸法効果）が現われ、両者が同時に増大する場合（図

3. 3.19 A→D 方向) にもっとも大きな板厚効果となる。この図で、A→D 方向と C→B 方向の傾き m は、 $\log \Delta \sigma - \log t_1$ 面への投影線の傾きに相当する。

表 3.3.1 溶接まま継手の S-N 線図総括表 (単位 : mm, MPa)

シリ ーズ	主板厚 t_1	平戻 K_t	$\log \Delta \sigma_n = A \cdot \log N_c + B$		疲労強度 (for N_c)		$\log \Delta \sigma_n = A \cdot \log N_p + B$		疲労強度 (for N_p)		$\log \Delta \sigma_n = A \cdot \log N_f + B$		疲労強度 (for N_f)		疲労限 応力 $\Delta \sigma_{\max}$	ワイヤル 分布 (N_f) No.
			A	B	$N_c = 10^5$	$N_c = 2 \cdot 10^6$	A	B	$N_p = 10^6$	$N_p = 2 \cdot 10^6$	A	B	$N_f = 10^6$	$N_f = 2 \cdot 10^6$		
AC1	10	-0.2341	3.597	267.0*	132.4	-0.2192	3.392	197.7	102.5*	-0.2299	3.593	277.7*	139.4	-	441.0	16
	22	-0.2968	3.913	268.5*	110.4	-0.2833	3.729	205.4	87.9*	-0.2873	3.905	294.1*	124.4	-	367.1	17
	40	-0.2892	3.747	200.0	84.1*	-0.2805	3.678	188.6	81.4*	-0.2860	3.805	237.1	100.7	-	297.7	17
	40*	-0.2831	3.703	193.9	83.0	-0.3025	3.764	178.4	72.1*	-0.2893	3.806	228.8	96.2	-	283.0	17
	80	-0.3173	3.844	180.9	69.9*	-0.3481	4.059	208.2	73.4*	-0.3036	3.870	224.9*	90.6	-	260.3	17
	10	-0.2468	3.627	247.4*	118.1	-0.2137	3.322	179.5	94.6*	-0.2388	3.609	259.8*	127.1	-	399.0	16
AC2	22	-0.3164	3.871	194.5	75.4*	-0.2905	3.692	173.6	72.7*	-0.3051	3.882	227.2*	91.1	-	261.1	17
	40	-0.3225	3.923	204.4	77.8*	-0.2701	3.617	184.7	82.2*	-0.2918	3.837	238.8	99.6	-	292.0	17
	80	-0.3300	3.887	172.6	64.2*	-0.3313	3.961	201.6*	74.7*	-0.3287	4.017	236.3*	88.3	-	242.3	17
	10	-0.3051	3.847	209.5	84.0*	-0.3042	3.887	232.4	93.4*	-0.3037	3.956	273.6*	110.1	-	316.8	17
AC3	40	-0.3209	3.940	216.6	82.8*	-0.3248	4.008	242.3	91.6	-0.3232	4.076	288.1*	109.4	-	303.8	17
	80	-0.3418	4.019	204.3	73.4*	-0.3496	4.097	223.6	78.5*	-0.3465	4.168	272.7	96.6	-	255.7	17
	22	-0.3254	3.972	221.2*	83.4*	-0.2533	3.438	148.3	69.4*	-0.3050	3.896	235.0*	94.3	-	270.1	17
AC4	40	-0.2547	3.555	191.1	89.1	-0.2101	3.283	170.6	90.9	-0.2386	3.519	212.0*	103.7	-	325.3	16
	80	-0.2508	3.694	275.4	129.9*	-0.2341	3.564	247.5	122.7*	-0.2436	3.710	310.5*	149.6*	-	467.4	16
	22	-0.2794	3.677	190.5	82.5*	-0.2551	3.568	196.1	91.3*	-0.2645	3.689	232.5*	105.3	-	321.0	16
AT1	40	-0.3090	3.727	152.1	60.3	-0.3242	3.893	187.1	70.8	-0.3218	3.945	216.8*	82.7	-	229.9	17
	80	-0.2386	3.569	237.7	116.3*	-0.2329	3.514	223.4	111.2*	-0.2361	3.616	272.2	134.2	-	422.7	16
	22	-0.2446	3.489	184.6	88.7*	-0.2815	3.683	188.5	81.1*	-0.2626	3.663	223.7*	101.9	-	311.6	16
AT2	40	-0.4197	4.441	219.8	62.5	-0.3440	4.096	237.3*	84.7	-0.3700	4.324	297.9*	98.3	-	247.6	18
	80	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-

* ; 試験片幅チェック用、* ; 外挿値

表 3.3.2 溶接まま継手の板厚効果総括表 ($\log \delta \sigma = m \cdot \log t + \log \beta$, 単位: m , MPa)

Case	シリーズ組合せ	for $N_c = 2 \cdot 10^6$				for $N_f = 10^6$				for $N_f = 2 \cdot 10^6$				ワイヤル分布 (N_f)				疲労強度* (t=22)	
		m	$\log \beta$	強度*($t=22$)	m	$\log \beta$	強度*($t=22$)	m	$\log \beta$	強度*($t=22$)	m	$\log \beta$	強度*($t=22$)	m	$\log \beta$	強度*($t=22$)	m	$\log \beta$	
Case 1 t_1, t_2 共に 増加 ($t = t_1$)	Case 1-1: AC340, AC280	-0.3671	2.506	103.1	-0.2860	2.918	341.8	-0.3091	2.534	131.6	-0.3263	3.005	369.3						
	Case 1-2: AC110, AC122, AC140, AC240, AC180	-0.3317	2.458	102.9	-0.1296	2.592	261.6	-0.2296	2.377	117.0	-0.2729	2.914	353.2						
	Case 1-3: AC310, AC222, AC440	+0.03322	1.874	82.8	-0.1867	2.619	233.4	-0.05341	2.076	101.0	+0.005404	2.470	299.7						
	Case 1-4: AC210, AC422	-0.4412	2.514	83.4	-0.1273	2.542	235.0	-0.3786	2.483	94.3	-0.4949	3.096	270.1						
Case 2 t_1 : 増加 t_2 : 一定 ($t = t_1$)	Case 2-1: AC310, AC122, AC340, AC380	-0.09256	2.073	88.9	-0.002799	2.454	282.2	-0.07193	2.145	111.9	-0.1160	2.659	318.3						
	Case 2-2: AC210, AC222, AC140, AC240, AC280	-0.2501	2.293	90.5	-0.04027	2.437	241.5	-0.1474	2.221	105.6	-0.1994	2.766	315.2						
	Case 2-3: AC422, AC440, AC180	-0.1424	2.135	87.9	-0.03088	2.400	228.2	-0.03533	2.040	98.2	-0.03636	2.512	290.4						
	Case 3-1: AC110, AC310, AC210	-0.06554	2.106	104.2	-0.04544	2.478	261.1	-0.05678	2.154	119.7	-0.05934	2.642	365.2						
Case 3 t_1 : 一定 t_2 : 増加 ($t = t_2$)	Case 3-2: AC122, AC222, AC422	-0.2169	2.232	87.3	-0.1704	2.623	247.7	-0.2100	2.286	100.9	-0.2323	2.776	291.5						
	Case 3-3: AC340, AC140, AC240, AC440	+0.04625	1.859	83.4	-0.2248	2.678	237.7	-0.04699	2.070	101.7	+0.03962	2.425	300.5						
	Case 3-4: AC380, AC280, AC180	-0.04222	1.895	68.9	-0.1412	2.573	241.6	-0.04976	2.028	91.5	+0.008659	2.391	252.8						
	Case 4-1: AC210, AC122	-0.08551	2.158	110.4	+0.1573	2.257	294.1	-0.02723	2.131	124.4	-0.1057	2.707	367.1						
Case 4 t_1 : 増加 t_2 : 減少 ($t = t_1$)	Case 4-2: AC222, AC340	+0.1566	1.667	75.4	+0.3972	1.823	227.2	+0.3062	1.549	91.1	+0.2534	2.077	261.1						
	Case 4-3: AC422, AC140, AC240, AC380	-0.1015	2.068	85.4	+0.1200	2.191	224.7	+0.01623	1.963	96.5	-0.04923	2.525	287.9						
	Case 4-4: AC440, AC280	-0.4729	2.707	118.2	+0.1566	2.076	193.0	-0.2319	2.387	119.1	-0.4250	3.193	419.4						
	曲げ T字継手	AT1 ($t_1 = 22, 40, 80$)	-0.5907	2.891	125.4	-0.2736	2.840	297.1	-0.4562	2.776	145.6	-0.5478	3.398	459.6					
	AT2 ($t_1 = 22, 40, 80$)		-0.4817	2.715	117.0	+0.07894	2.292	250.0	-0.2362	2.424	128.1	-0.4121	3.170	414.2					

AC140; 板幅チェックデータ含む、*; 回帰式による値

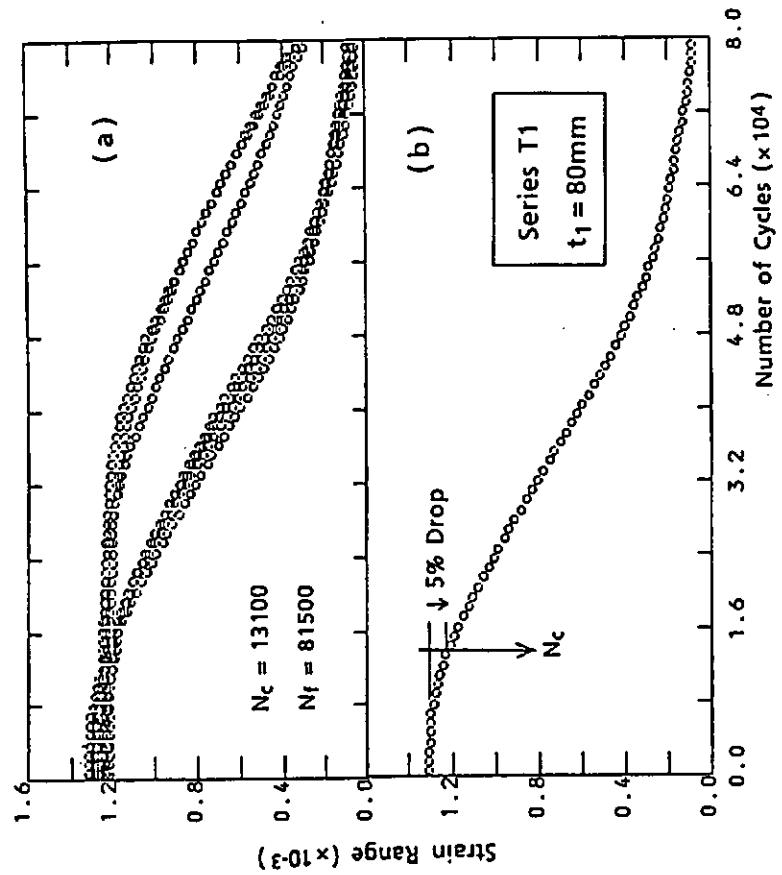
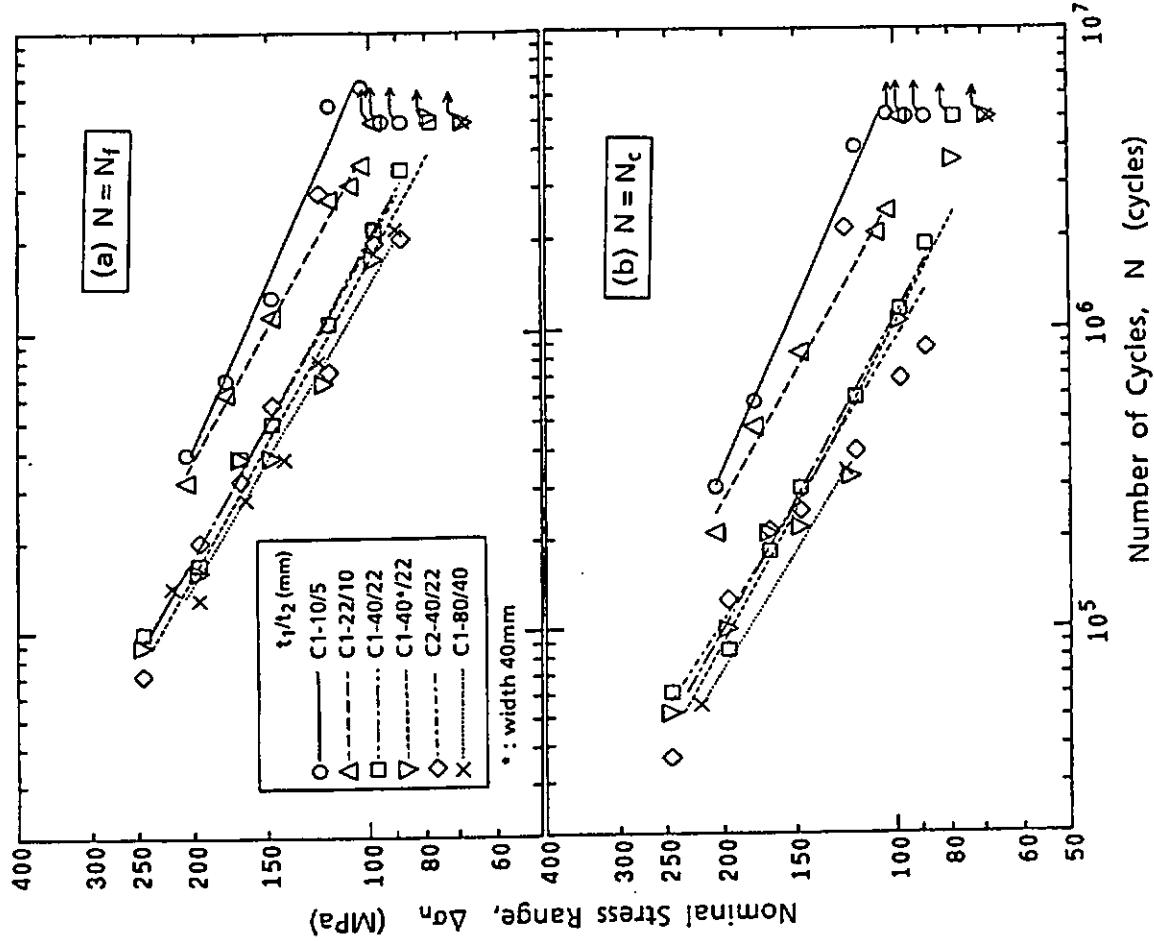


図 3.3.1 溶接止端から10mm位置における歪範囲の測定例

図 3.3.2 溶接ままの十字継手（比例継手）のS-N線図（シリーズAC 1）

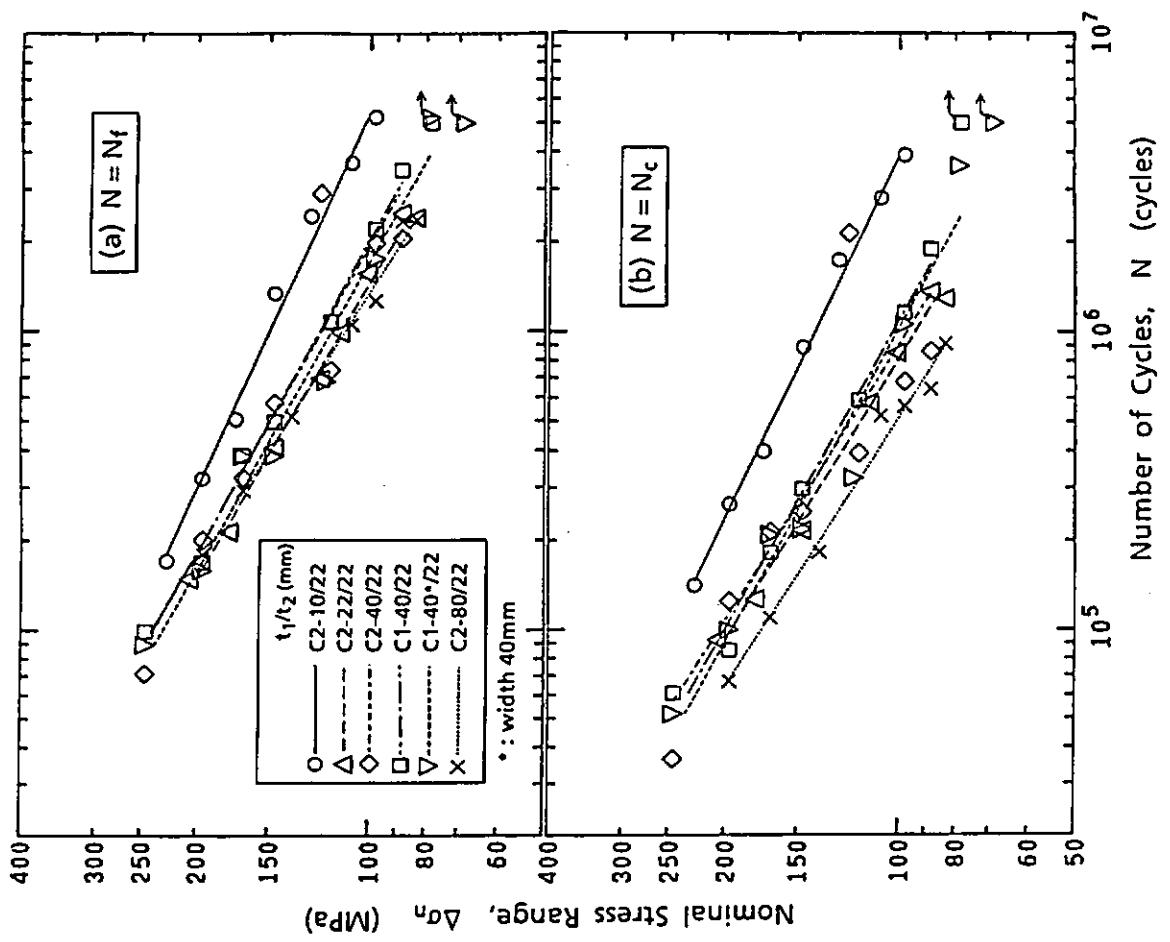


図 3.3.4 溶接ままの十字継手（一定継手）の S-N 線図
(シリーズ AC 2, $t_2 = 22\text{mm}$)

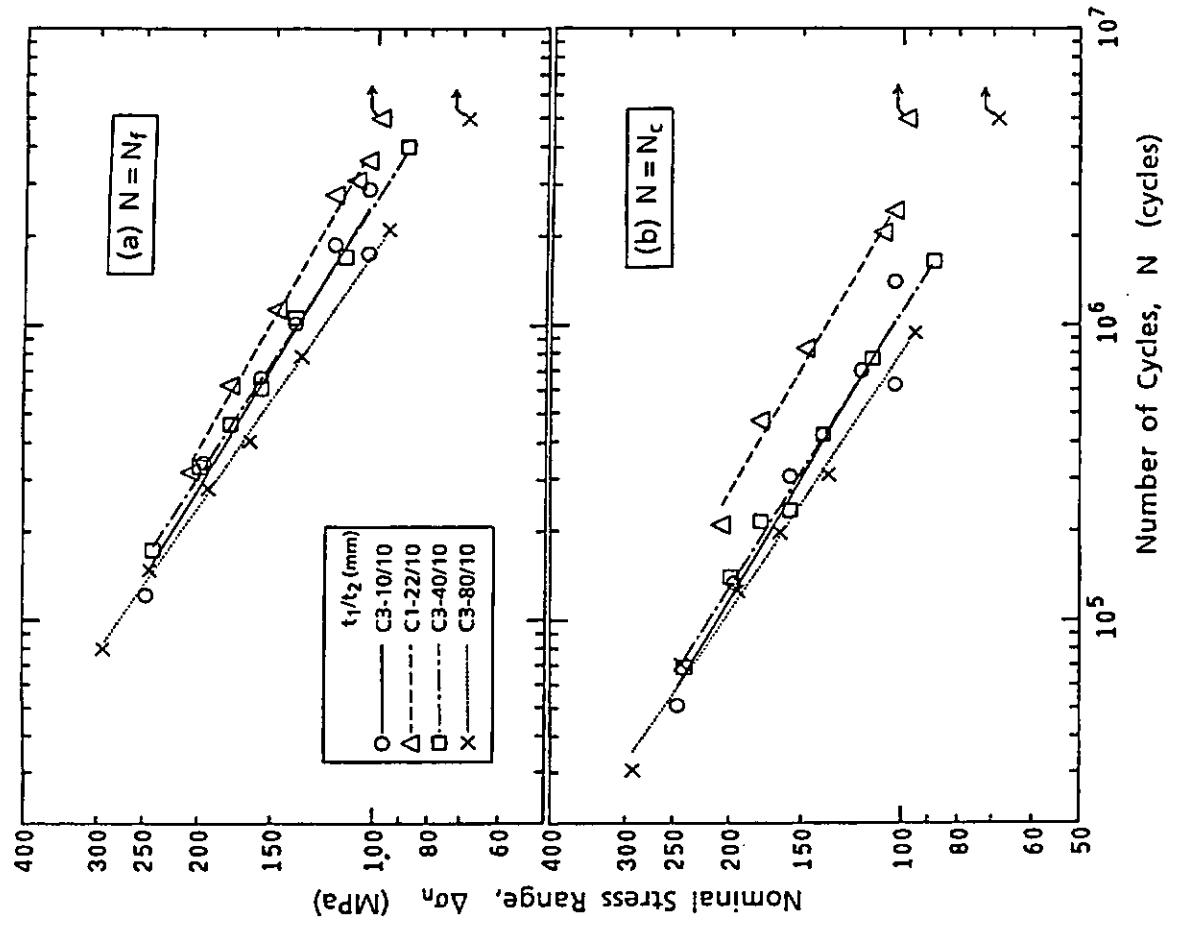


図 3.3.3 溶接ままの十字継手（一定継手）の S-N 線図
(シリーズ AC 3, $t_2 = 10\text{mm}$)

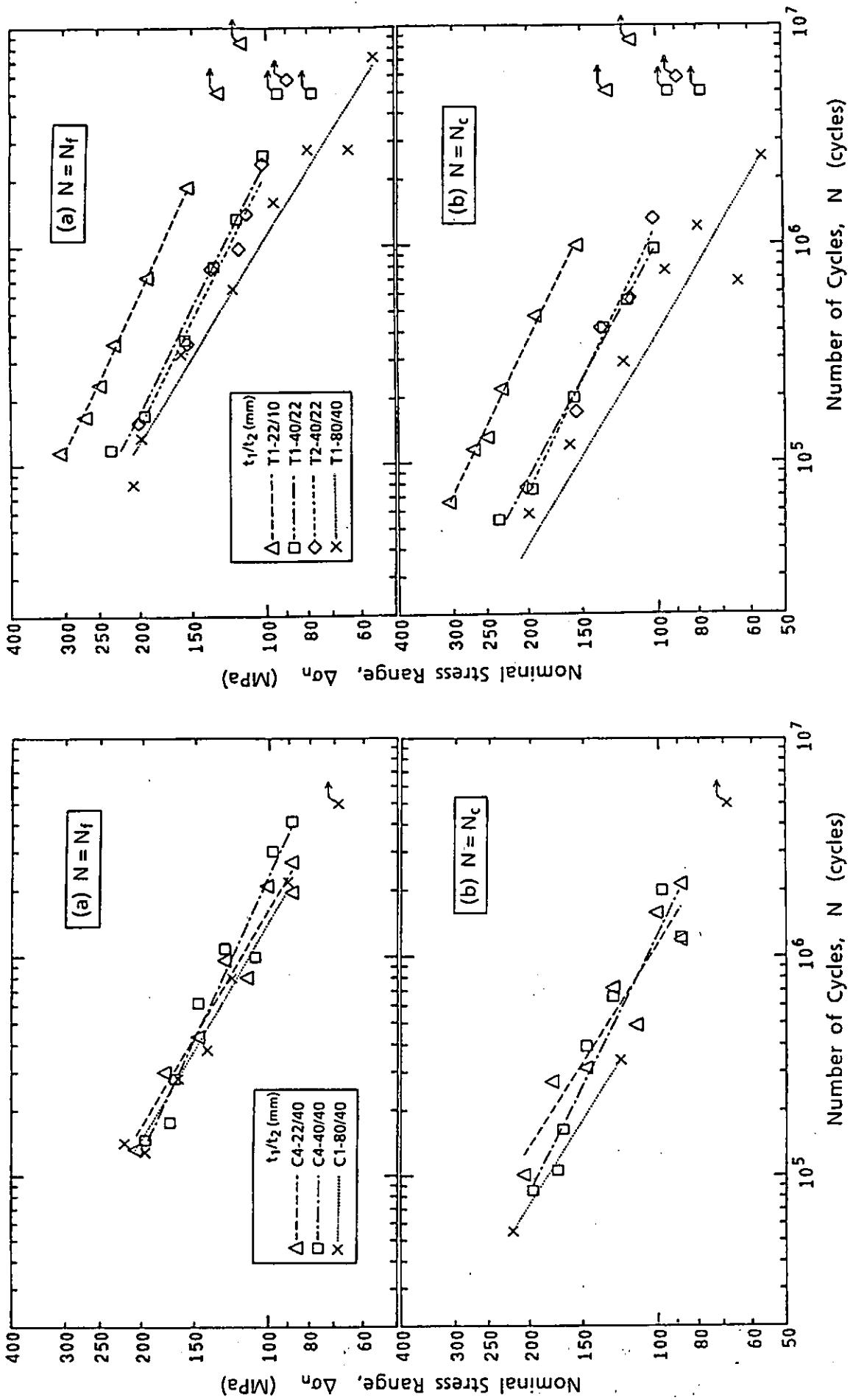


図 3.3.5 溢接ままの十字継手(一定継手)のS-N線図
(シリーズ AT 1)
($t_2 = 40\text{mm}$)

図 3.3.6 溢接ままのT字継手(比例継手)のS-N線図
(シリーズ AT 1)

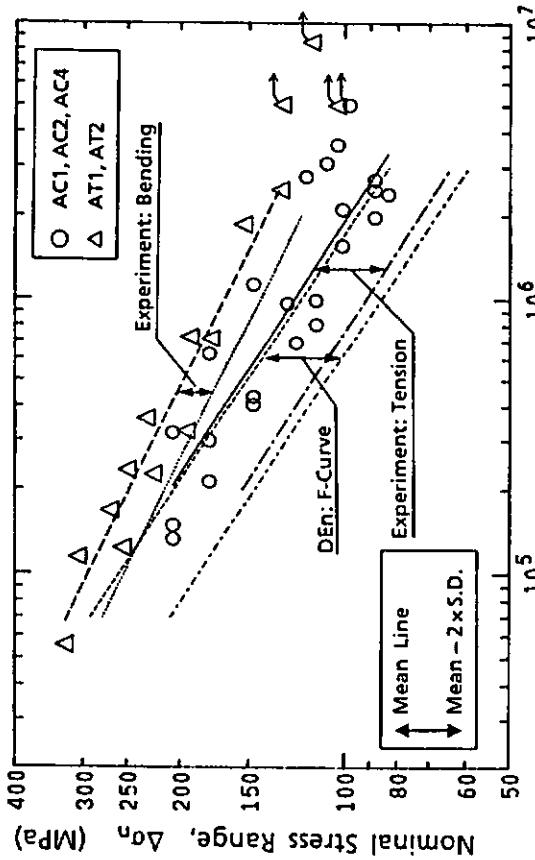


図 3.3.8 溶接ままのT字継手、T字継手のデータ ($t_1 = 22\text{mm}$)
と設計線図の比較

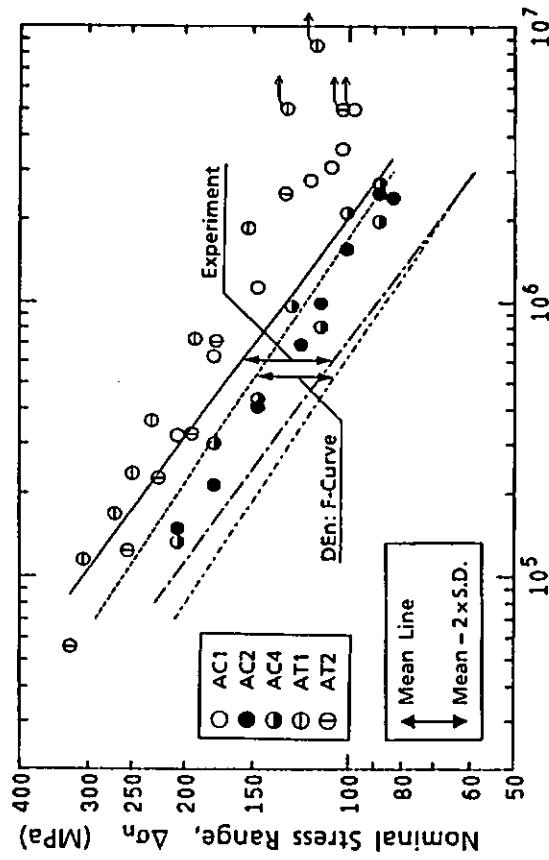


図 3.3.9 溶接まま継手 (AC 1, AC 2, AC 3, AT 1, AT 2 : $t_1 = 22\text{mm}$)
の全データと設計線図の比較

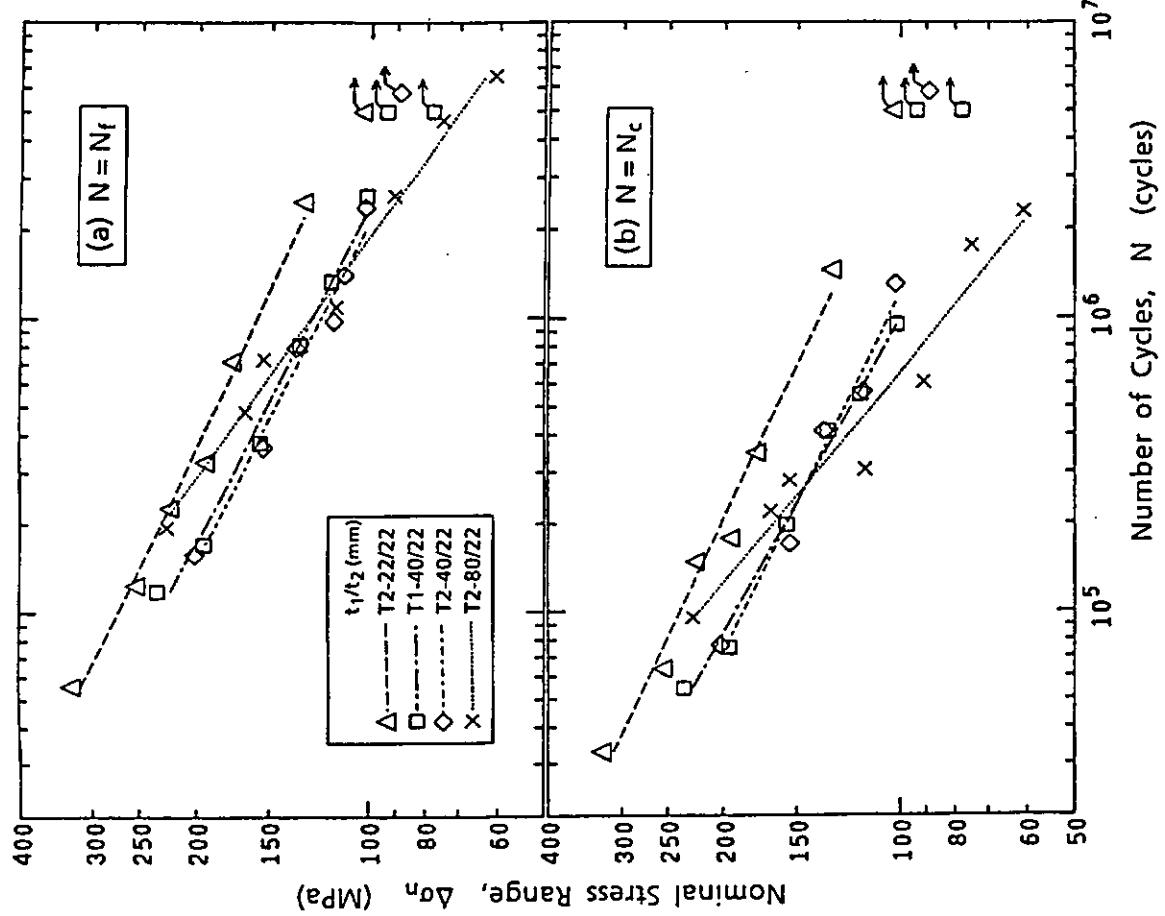


図 3.3.7 溶接まま継手 (一定継手) のS-N線図
(シリーズ AT 2, $t_2 = 22\text{mm}$)

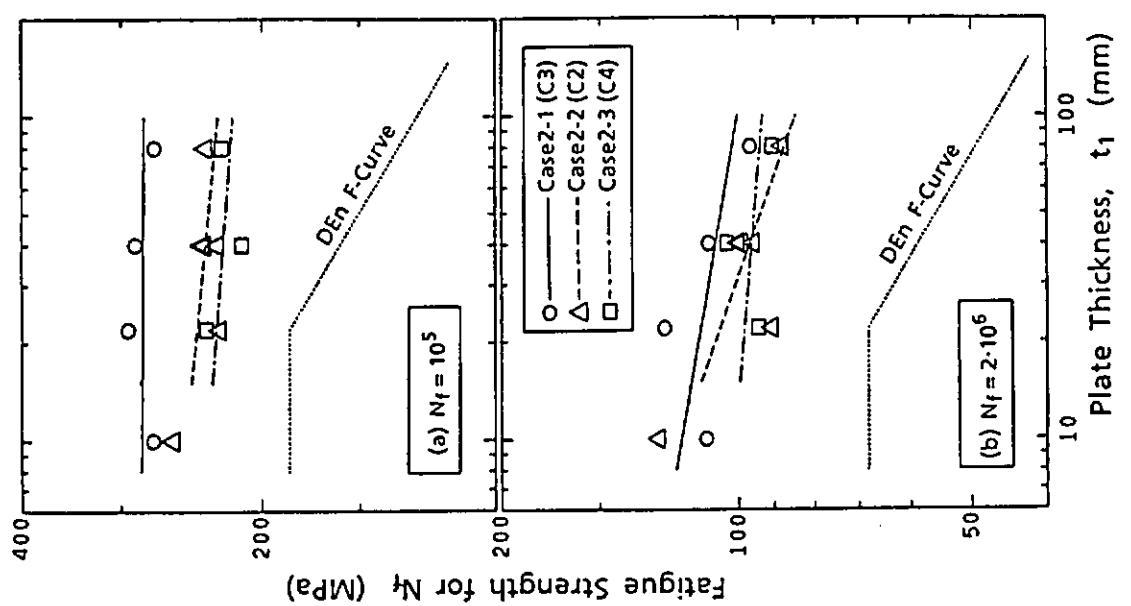


図 3.3.12 溶接まま十字継手の疲労強度の板厚依存性
(Case 2; t_1 , t_2 : 増加, t_2 : 一定)

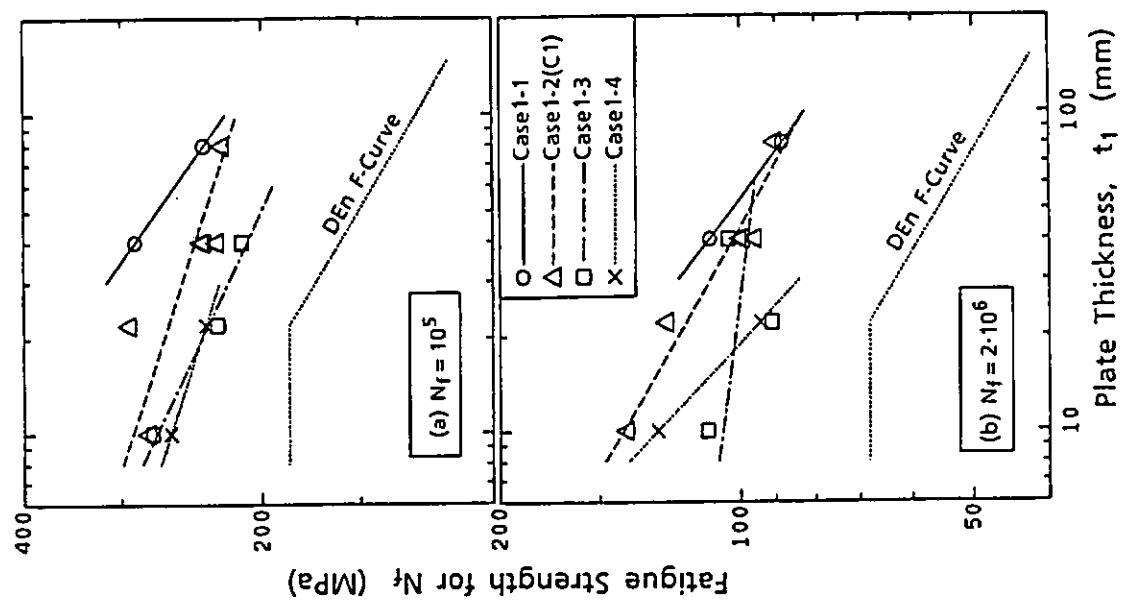


図 3.3.11 溶接まま十字継手の疲労強度の板厚依存性
(Case 1; t_1 , t_2 : 共に増加)

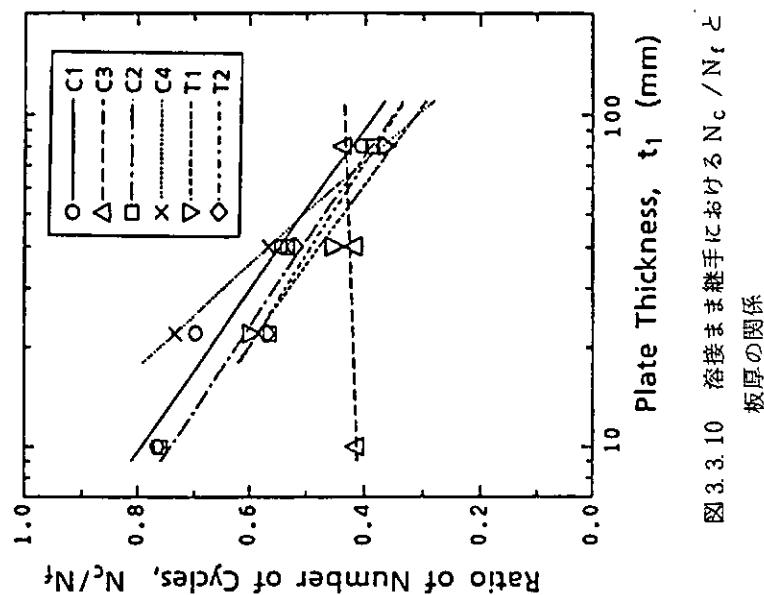


図 3.3.10 溶接まま継手における N_c / N_f と
板厚の関係

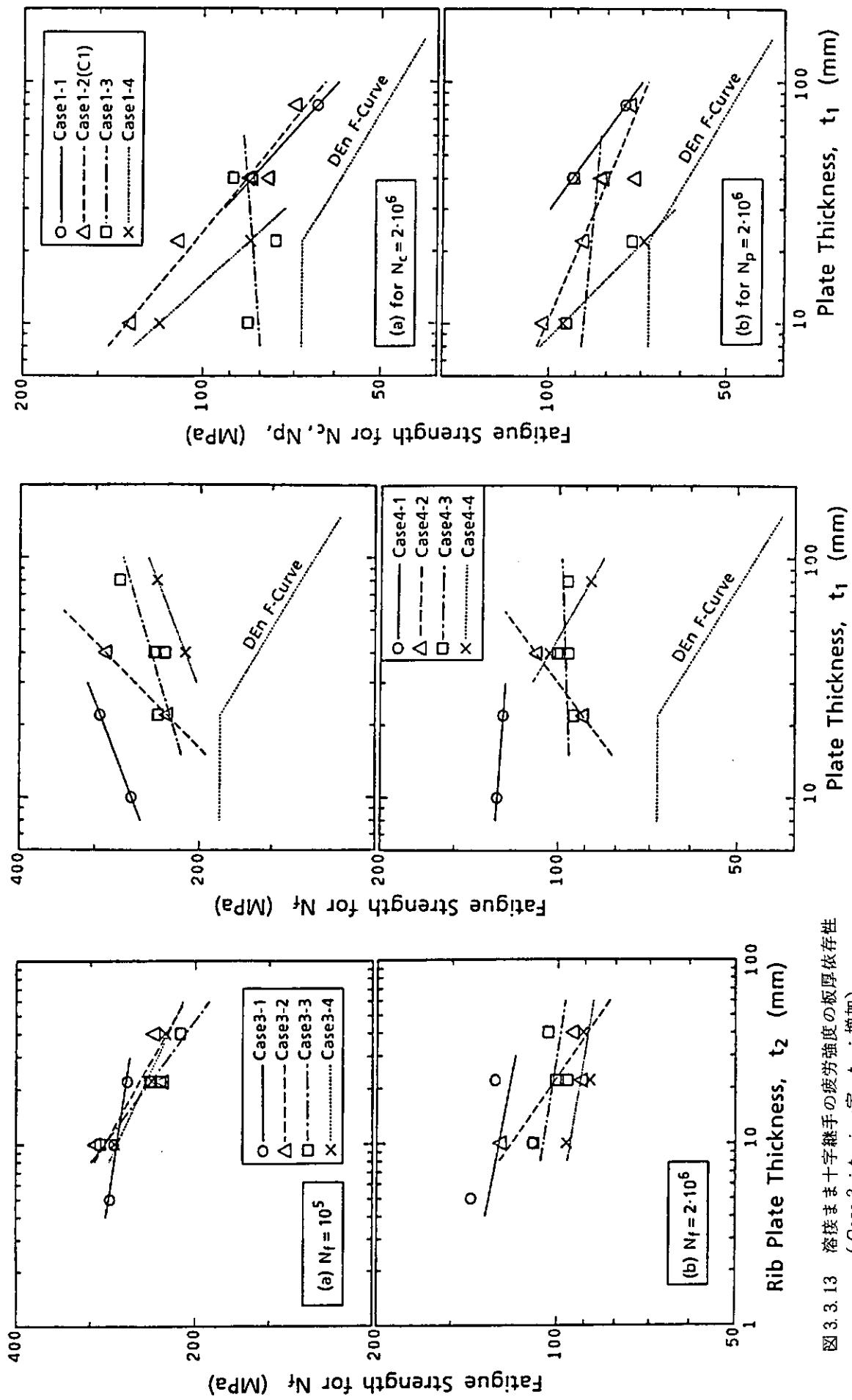


図 3.3.13 溶接まま十字継手の疲労強度の板厚依存性
(Case 3; t_1 : 一定, t_2 : 増加)

図 3.3.14 溶接まま十字継手の疲労強度の板厚依存性
(Case 4; t_1 : 増加, t_2 : 減少)

図 3.3.15 溶接まま十字継手の N_c , $N_p = 2 \cdot 10^6$ に対する
疲労強度の板厚依存性 (Case 1; t_1 , t_2 : 共に増加)

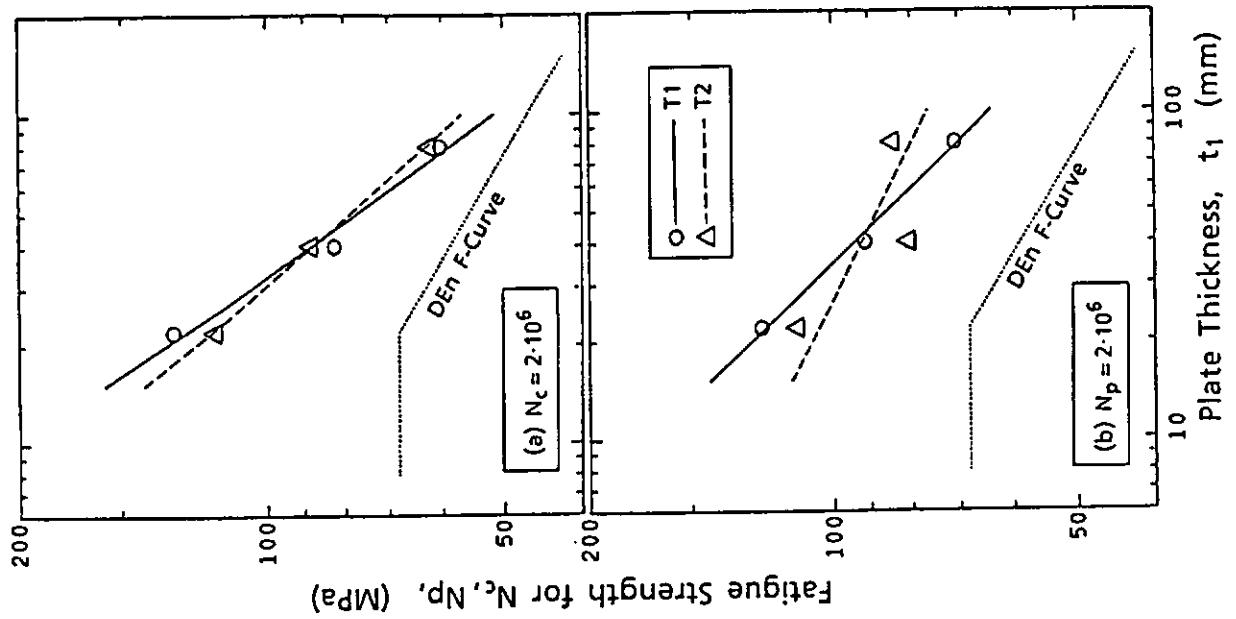


図 3.3.16 溶接まま T字継手の疲労強度の板厚依存性

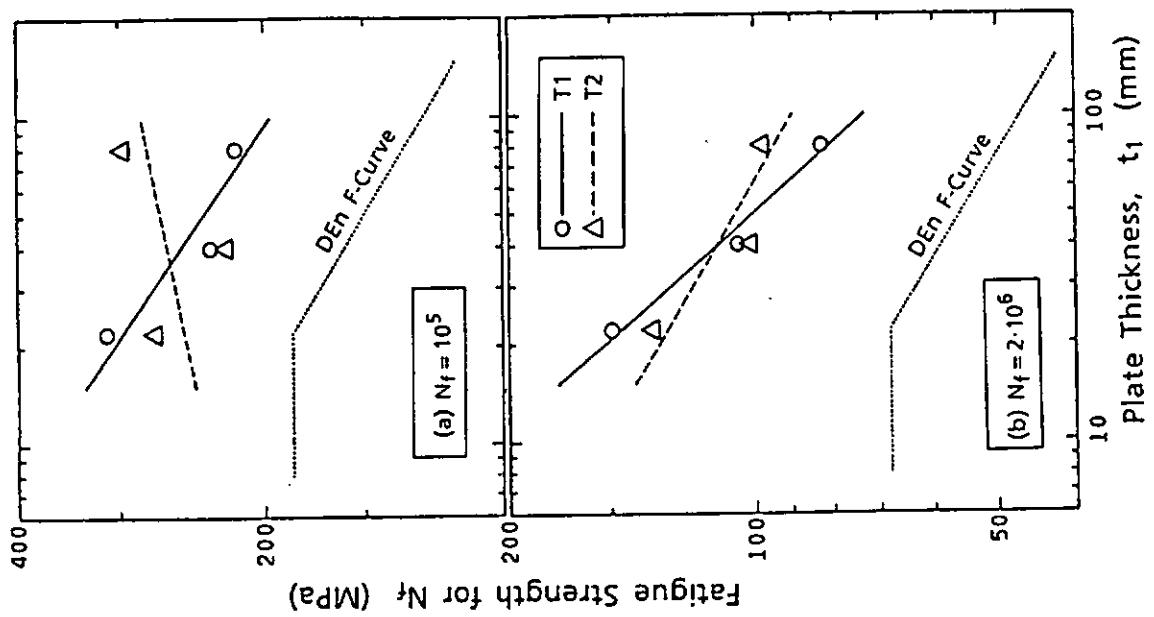


図 3.3.17 溶接まま T字継手の疲労強度の板厚依存性

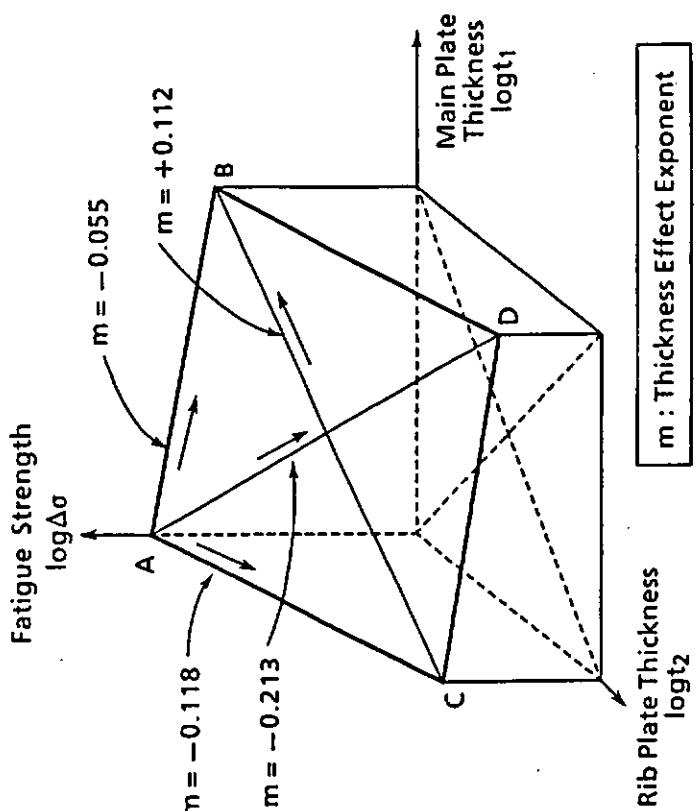
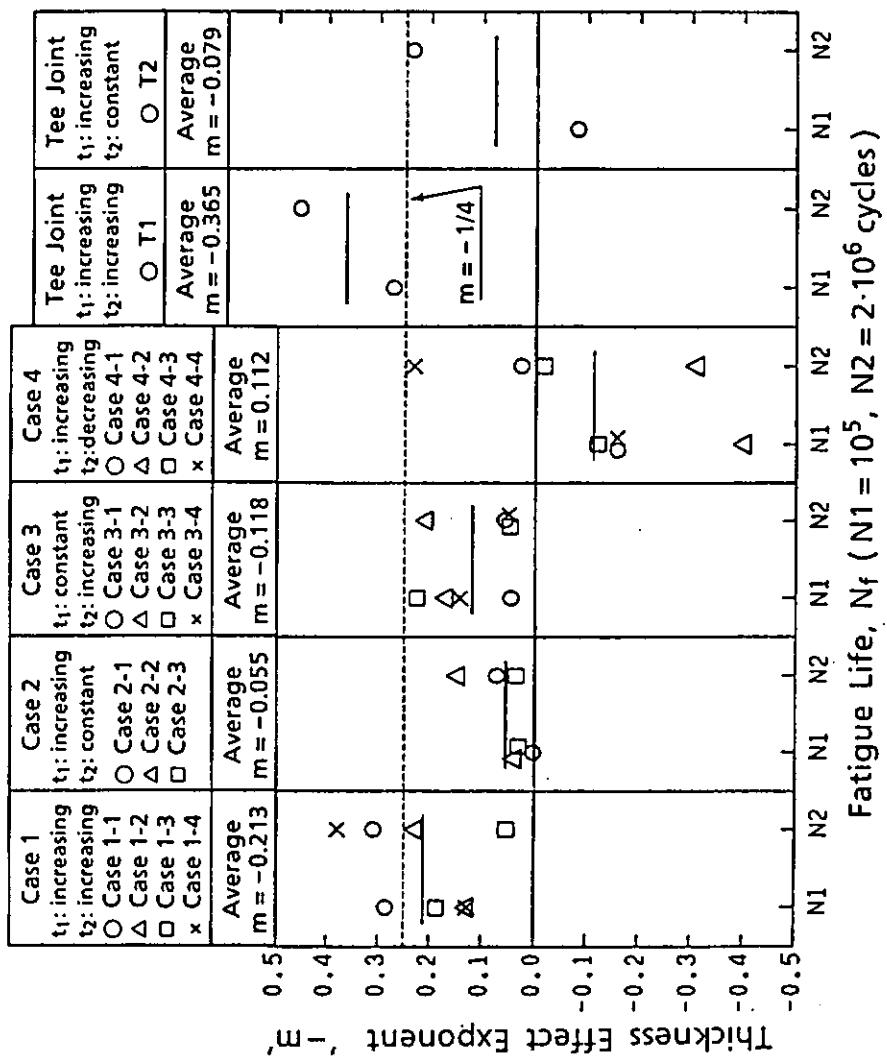


図 3.3.19 溶接まま十字継手における疲労強度の
主板厚と溶接付加物寸法に対する依存性

図 3.3.18 溶接ままの継手種類別による板厚効果指数

3.4 溶接部改善継手の疲労試験結果

図3.4.1～3.4.6に、軸力疲労、曲げ疲労、比例継手（プロファイル処理と止端研削）、一定継手（プロファイル処理）別のS-N線図を示す。回帰方法は（3.3.1）式と同じである。表3.4.1にこれらの回帰係数を示す。改善継手では疲労限が得られているものがあり、S-N線図から判断される疲労限応力もこの表に示す。

十字比例継手ではプロファイル処理（PC1）と止端研削（GC1）とも、板厚80mmがやや低い位置にあるが、10～40mmの3板厚では大きな差は見られない。また、他の継手では、22～80mmの3板厚で疲労強度に大きな差はない。前節の溶接まま継手に比べて、改善継手では全体的に疲労強度の板厚依存性は小さくなっている。また、これらの図において、 N_f 、 N_c に対するS-N線図の差も小さい。なお、図3.4.6のノ印のデータは止端研削位置以外から破断したものであり、（3.3.1）式の回帰からは除外してある。

図3.4.7は N_c/N_f なる比の主板厚依存性を示す。溶接部改善継手でも、 N_c/N_f の N_f 依存性は現われないので図3.4.7では各板厚についての平均値をプロットしてある。これによると、十字継手（軸力疲労）では、主板厚が増すと N_c/N_f は低下していくが、T字継手（曲げ疲労）では一定となるもの（PT1, GT1）と逆の傾向となるもの（PT2）があった。このように、 N_c/N_f がばらつく原因は N_c の計測方法のためと考えられる。すなわち、疲労亀裂が複数箇所から発生する溶接まま継手とは異なり、改善継手では亀裂発生が1～2箇所であり、その位置が N_c 検出用歪ゲージに近いか否かによって検出精度が左右され、 N_c そのものがかなりばらつきを含んでいる。

主板厚が増すにつれて N_c/N_f が低下していく場合でも、溶接まま継手における板厚依存性よりもかなり小さい。すなわち、改善継手では板厚が大きい場合でも、亀裂発生寿命は全寿命のかなりの割合を占めている。

S-N線図（（3.3.1）式）から計算される10万回、200万回疲労強度と板厚との関係を図3.4.8～3.4.10に示した。図中の直線は（3.3.2）式の回帰線である。10万回、200万回疲労強度を表3.4.1に、（3.3.2）式の回帰係数を表3.4.2に示す。なお、図3.4.8～3.4.10には比較のため、対応する溶接まま継手の回帰線（AC1, AC2, AT1, AT2）も示す。

これらの図によると、溶接ままに比べて改善継手の疲労強度は高い。図3.4.8による比例継手のプロファイル処理と止端研削の比較では、十字継手（軸力疲労）については止端研削の方が良いのに対して、T字継手（曲げ疲労）では逆になっている。このことから、プロファイル処理と止端研削の差はデータのばらつきに原因するものと考えられ、両者に本質的な差はないと考えられる。すなわち、プロファイル処理では、全体的形状コントロールによる応力集中率低減効果が大きく、溶接端部に部分的に残る未研削の窪みは疲労強度には影響しない。また、亀裂発生部が溶接止端部の場合には、作業が簡単な止端研削でも充分の効果がある。

図3.4.8によると、溶接まま継手に比べて、改善継手の板厚効果はゆるやかである。これは、改善継手の応力集中係数が小さいことと、応力集中係数がほぼ一定となるように処理していることによる。また、グラインダー処理による板厚効果の減少は、応力集中係数の低減だけでなく、止端半径が大きくなつて応力分布がゆるやかになることにも起因していると考えられる。改善継手の板厚効果が小さいということは、板厚が大きい程、プロファイル処理、止端研削による疲労強度改善効果が大きいことを意味する。200万回疲労強度に比べて、10万回疲労強度の板厚効果は小さく、 N_f よりも N_c の方が板厚効果が大きいという傾向は溶接まま継手と同じである。

表 3.4.1 溶接部改善処理継手の S-N 線図総括表 (単位 : mm, MPa)

シリ ーク	主板厚 t_1	平均 K_t	$\log \Delta \sigma_n = A \cdot \log N_c + B$		疲労強度 (for N_c)		$\log \Delta \sigma_n = A \cdot \log N_p + B$		疲労強度 (for N_p)		$\log \Delta \sigma_n = A \cdot \log N_f + B$		疲労強度 (for N_f)		ワイヤブル 分布 (N_f)	
			A	B	$N_c = 10^5$	$N_c = 2 \cdot 10^6$	A	B	$N_p = 10^6$	$N_p = 2 \cdot 10^6$	A	B	$N_f = 10^5$	$N_f = 2 \cdot 10^6$	応力	疲労限
PC1	10	-0.2972	4.049	365.2*	149.9*	-0.3224	3.844	170.7	65.0*	-0.2995	4.074	377.3*	153.8*	147.1	445.0	17
	22	-0.2847	3.961	344.7	146.9*	-0.4664	4.676	220.8	54.6*	-0.3127	4.147	383.3*	150.2*	176.5	424.8	17
	40	-0.1561	3.293	325.5	203.9	-0.2659	3.683	225.7	101.8*	-0.1629	3.343	337.7*	207.3	-	658.8	14
	80	-0.3213	3.997	245.6	93.8*	-0.3992	4.335	218.4	66.0*	-0.3475	4.213	298.8*	105.5*	117.7	279.0	17
PC2	22	-0.2444	3.635	258.5	124.3*	-0.2963	3.803	210.0	86.4*	-0.2568	3.742	286.9*	133.0*	127.5	409.5	16
	40	-0.2838	3.847	267.6	114.4*	-0.2791	3.732	217.2	94.2*	-0.2810	3.880	298.7*	128.7*	147.1	383.4	17
	80	-0.2731	3.767	252.2*	111.3*	-0.4658	4.711	241.0*	59.7*	-0.3088	4.032	307.4*	121.9*	-	347.4	17
	10	-0.1815	3.421	326.5	189.6*	-0.1899	3.355	254.3*	144.0	-0.1830	3.448	341.0*	197.1	-	633.2	15
GC1	22	-0.2976	3.984	313.3*	128.5	-0.2353	3.557	240.2	118.7*	-0.2766	3.915	340.4*	148.6	-	445.8	17
	40	-0.0985	2.933	275.6	205.2*	-0.0977	2.881	247.1	184.4*	-0.0983	2.944	283.4*	211.1*	-	575.9	9
	80	-0.3349	4.099	265.5*	97.4*	-0.2506	3.604	224.4	105.9*	-0.2931	3.942	299.9*	124.6*	-	364.1	17
	22	-0.2299	3.632	303.7	152.5*	-0.2777	3.857	294.1	128.0*	-0.2498	3.805	359.7*	170.2*	-	528.2	16
PT1	40	-0.3132	4.053	306.9	120.1*	-0.3180	4.044	284.4	109.7*	-0.3150	4.144	370.7*	144.3*	169.7	406.3	17
	80	-0.2529	3.721	286.4	134.3*	-0.3240	4.047	267.2	101.2*	-0.2817	3.941	341.2	146.8*	-	436.3	17
	22	-0.2194	3.561	291.0*	150.8*	-0.2667	3.765	263.9*	118.7*	-0.2777	3.942	358.0*	156.8*	152.7	466.1	17
	40	-0.22209	3.604	316.0*	163.0*	-	-	-	-	-0.3217	4.187	378.7*	144.5*	197.5	402.1	17
PT2	80	-0.3116	4.081	333.1*	131.0*	-0.5497	5.137	244.7*	47.2*	-0.2698	3.846	314.4*	140.1	129.5	423.7	16
	22	-0.3173	4.084	314.3	121.5*	-0.2826	3.828	260.0	111.5*	-0.3023	4.064	356.7*	144.2	-	415.5	17
	40	-0.4034	4.501	305.0	91.1*	-0.2533	3.679	258.6	121.1*	-0.3066	4.071	345.2*	137.8*	117.7	393.8	17
	80	-0.2869	3.834	251.0	106.2*	-0.3282	3.994	225.5	84.4*	-0.3008	3.975	295.7*	120.1*	-	346.9	17

* ; 外挿値

表 3.4.2 溶接部改善処理継手の板厚効果総括表 ($\log \Delta \sigma = m + \log t_1 + \log \beta$, 単位 : mm, MPa)

荷重形式	シリーズ	主板厚 t_1	for $N_c = 2 \cdot 10^6$		for $N_f = 10^5$		for $N_f = 2 \cdot 10^6$		疲労強度* ($t_1 = 22$)		疲労強度* ($t_1 = 22$)		疲労強度* ($t_1 = 22$)	
			m	$\log \beta$	m	$\log \beta$	m	$\log \beta$	m	$\log \beta$	m	$\log \beta$	m	$\log \beta$
引張り	PC1	10, 22, 40, 80	-0.1585	2.388	149.6	-0.1183	2.714	359.0	-0.1195	2.351	154.9	-0.1429	2.844	449.1
	PC2	22, 40, 80	-0.08436	2.203	122.9	+0.05314	2.388	287.8	-0.06779	2.216	133.4	-0.1278	2.785	411.0
	GC1	10, 22, 40, 80	-0.2322	2.511	158.4	-0.08097	2.617	322.3	-0.1562	2.450	173.9	-0.2118	3.003	522.9
曲げ	PT1	22, 40, 80	-0.09159	2.278	143.0	-0.04298	2.622	366.8	-0.1109	2.365	164.4	-0.1415	2.886	496.4
	PT2	22, 40, 80	-0.1145	2.354	158.7	-0.1050	2.713	373.2	-0.08128	2.298	154.3	-0.06994	2.746	449.2
	GT1	22, 40, 80	-0.09567	2.178	112.1	-0.1473	2.759	363.7	-0.1432	2.357	146.2	-0.1409	2.812	420.0

*; 回帰式による値

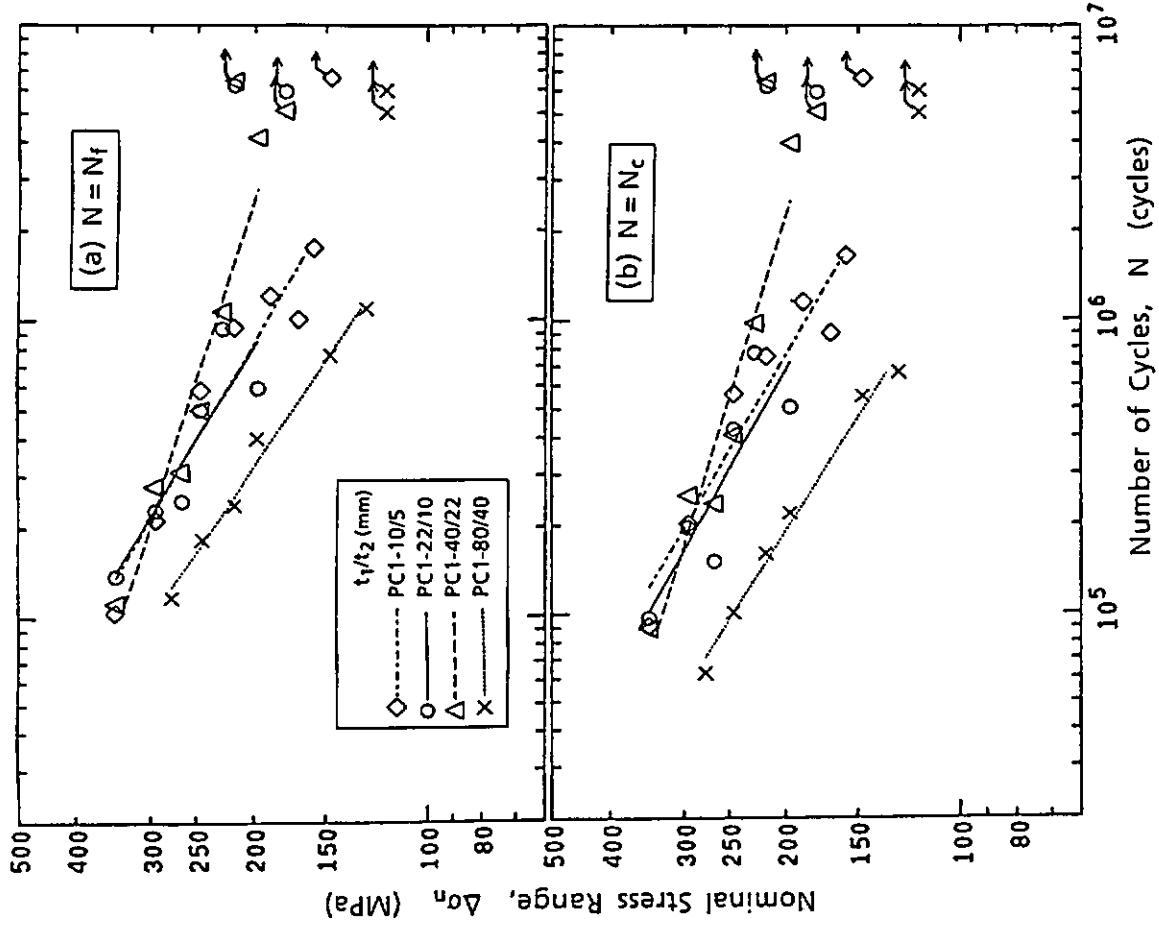
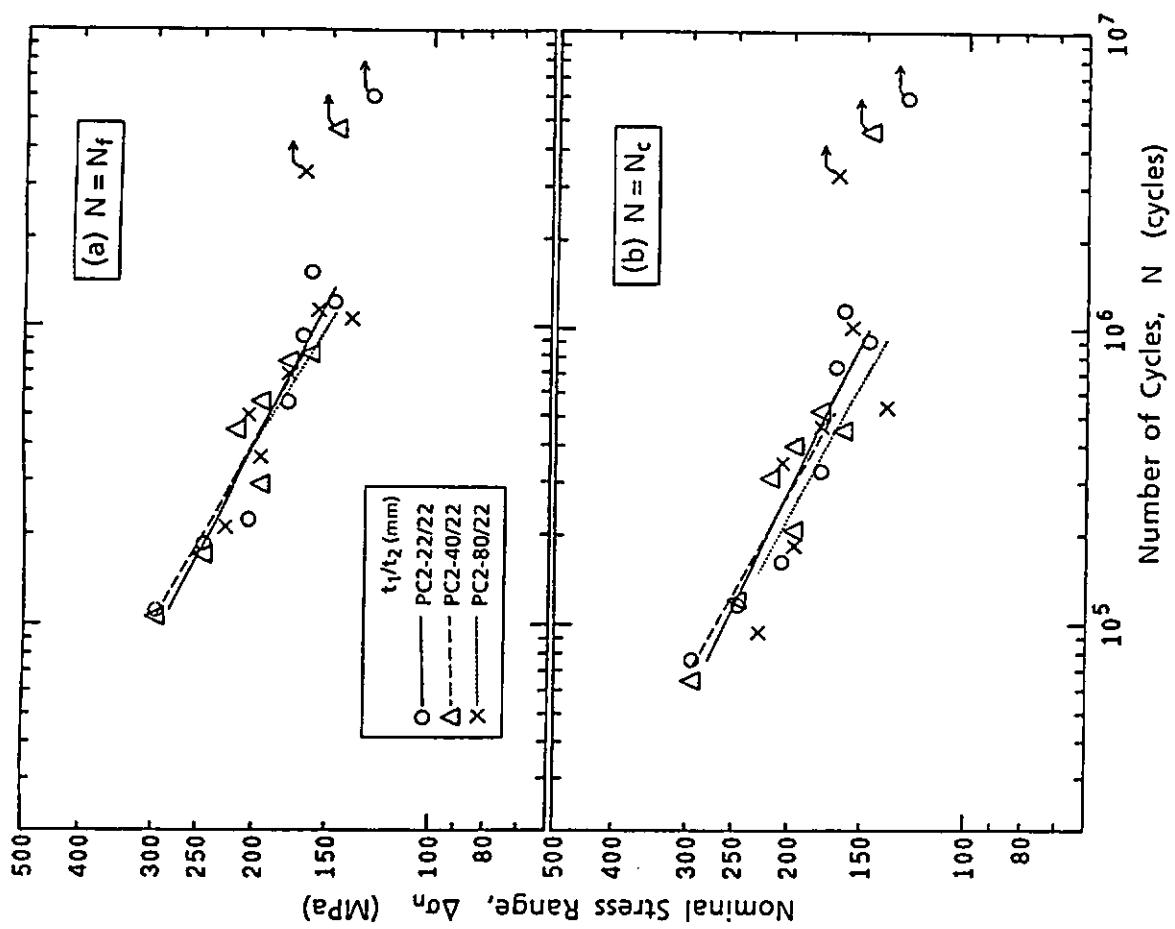


図 3.4.1 プロファイル十字継手（比例継手）の S-N 線図（シリーズ PC 1）

図 3.4.2 プロファイル十字継手（一定継手）の S-N 線図（シリーズ PC 2）

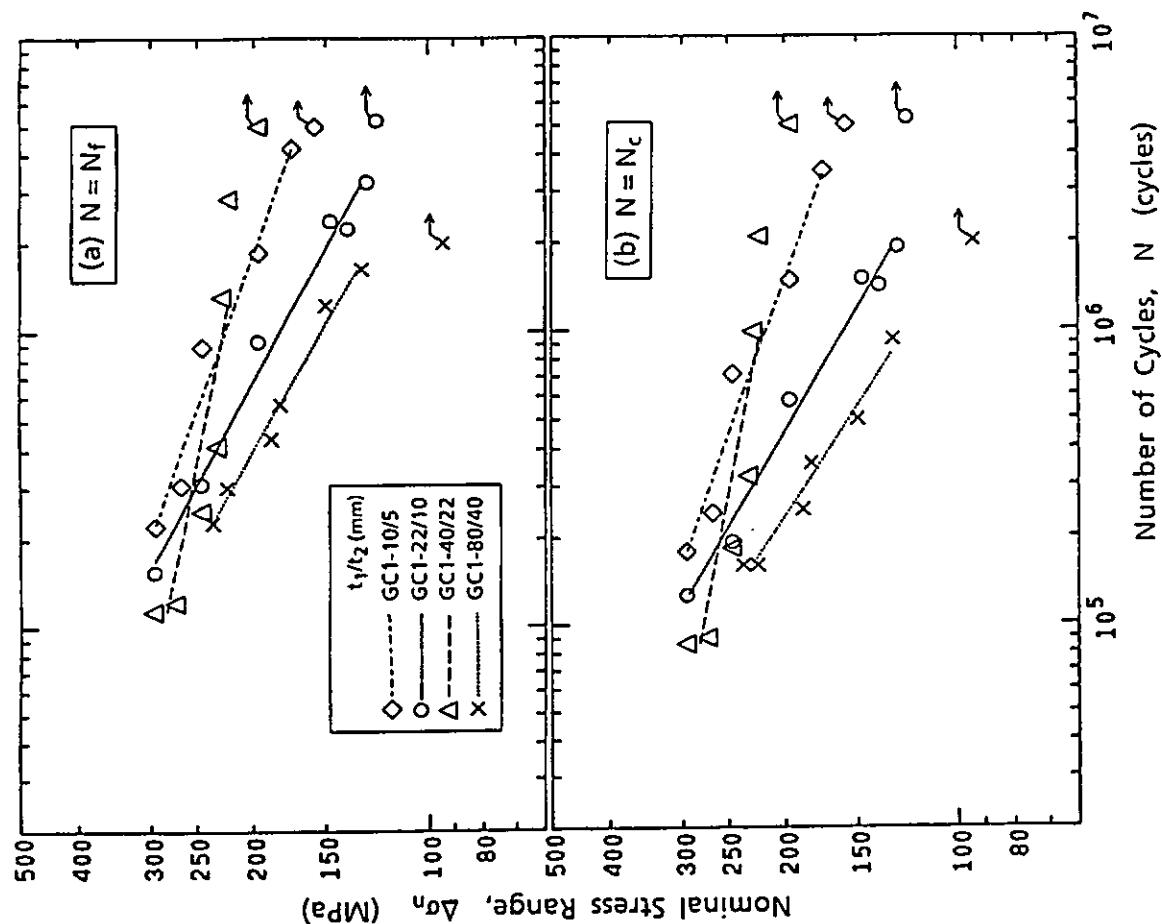


図 3.4.3 止端研削十字継手（比例継手）の S-N 線図（シリーズ GC1）

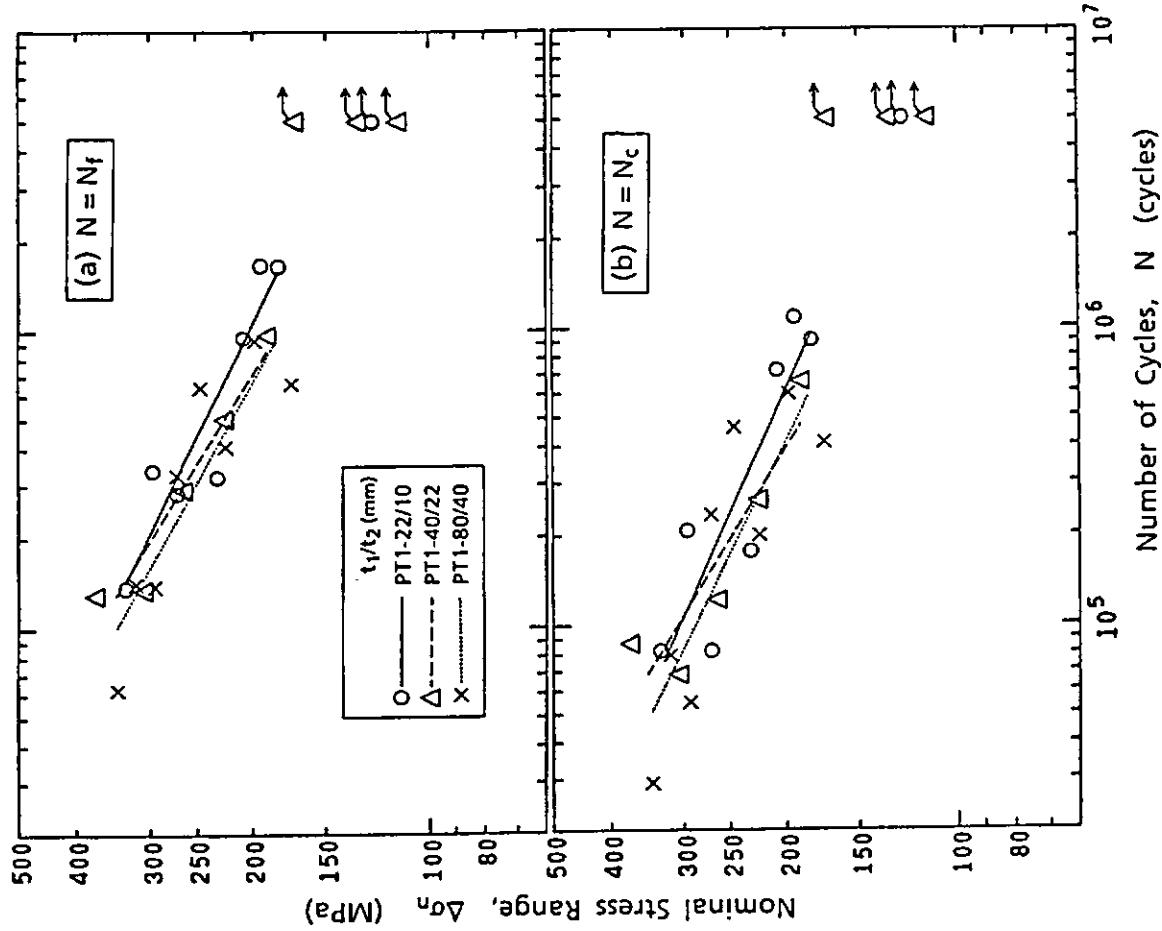


図 3.4.4 プロファイル T字継手（比例継手）の S-N 線図（シリーズ PT1）

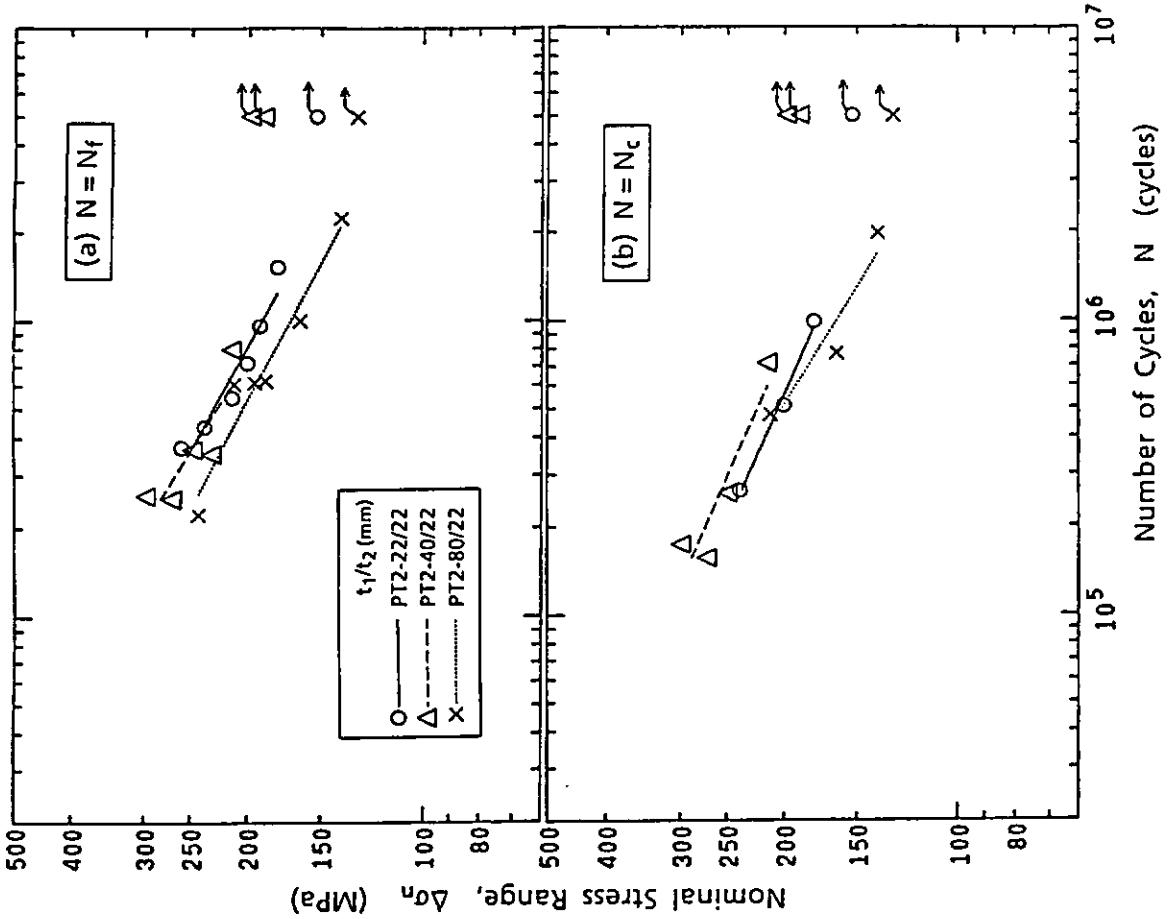
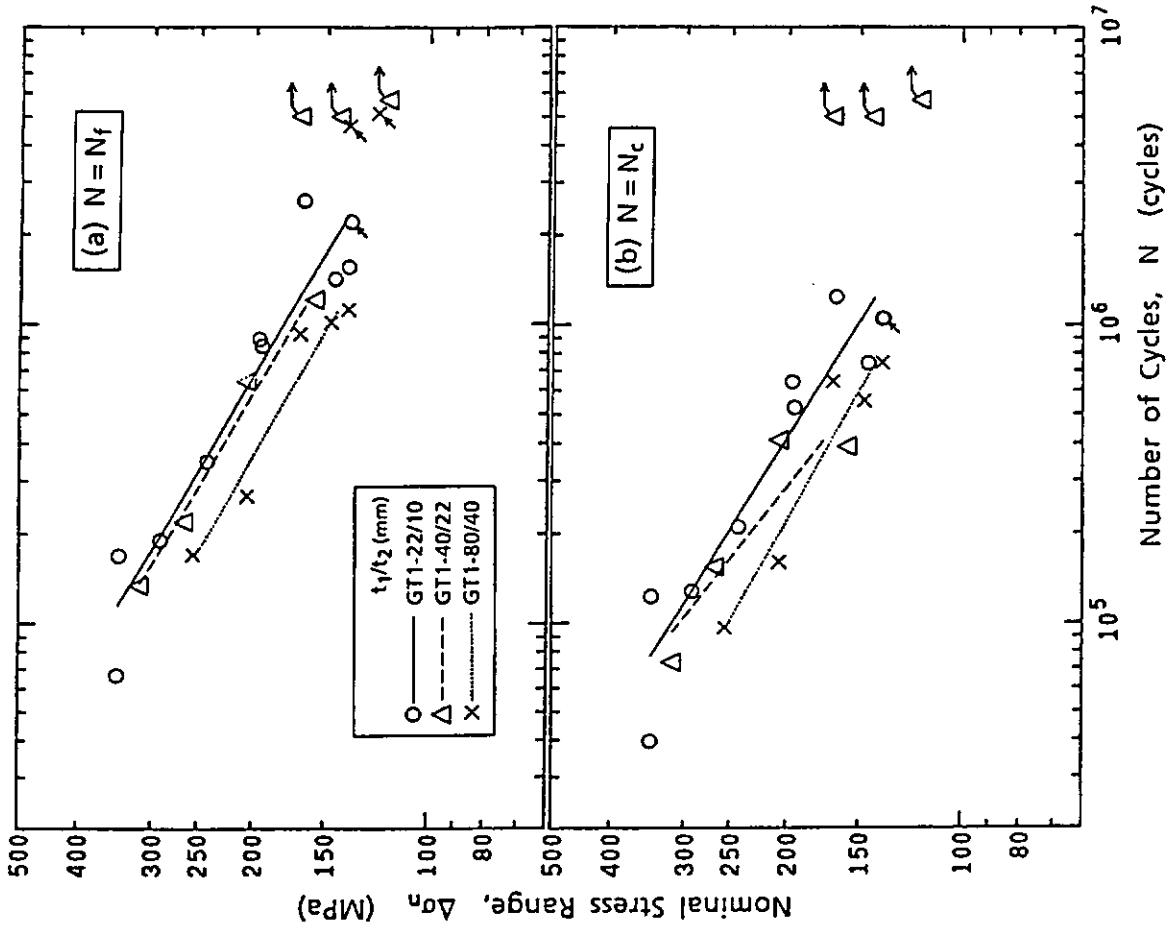


図 3.4.5 プロファイル T字継手（一定継手）の S-N 線図（シリーズ PT 2）

図 3.4.6 止端研削 T字継手（比例継手）の S-N 線図（シリーズ GT 1）

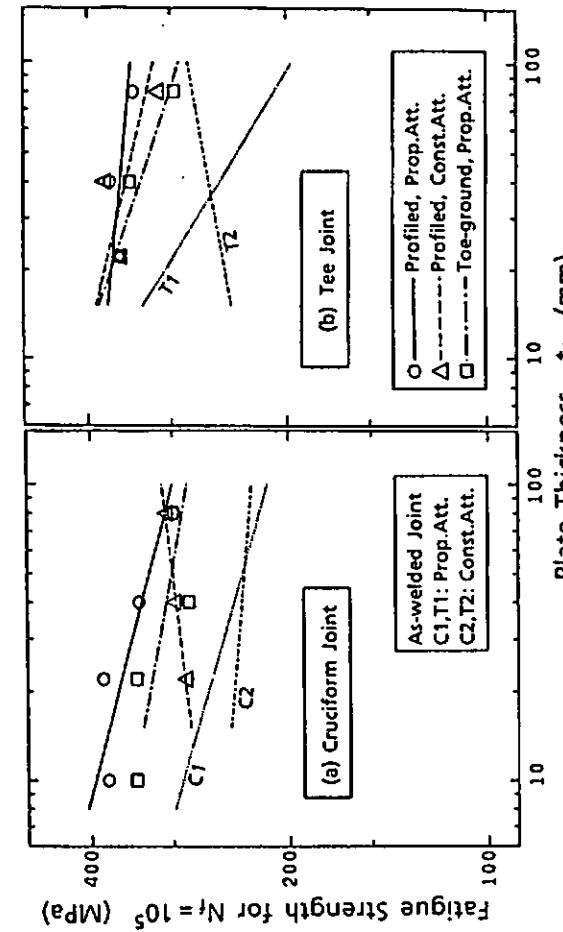


図 3.4.7 溶接部改善処理継手における N_c / N_f と板厚の関係

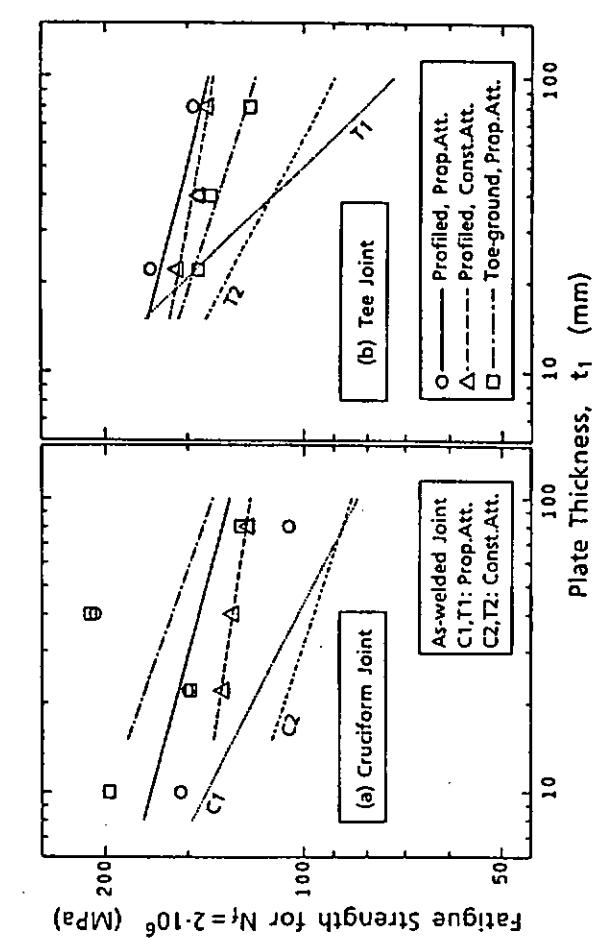


図 3.4.8 破断寿命 $N_f = 2 \cdot 10^6$ に対する疲労強度の板厚依存性

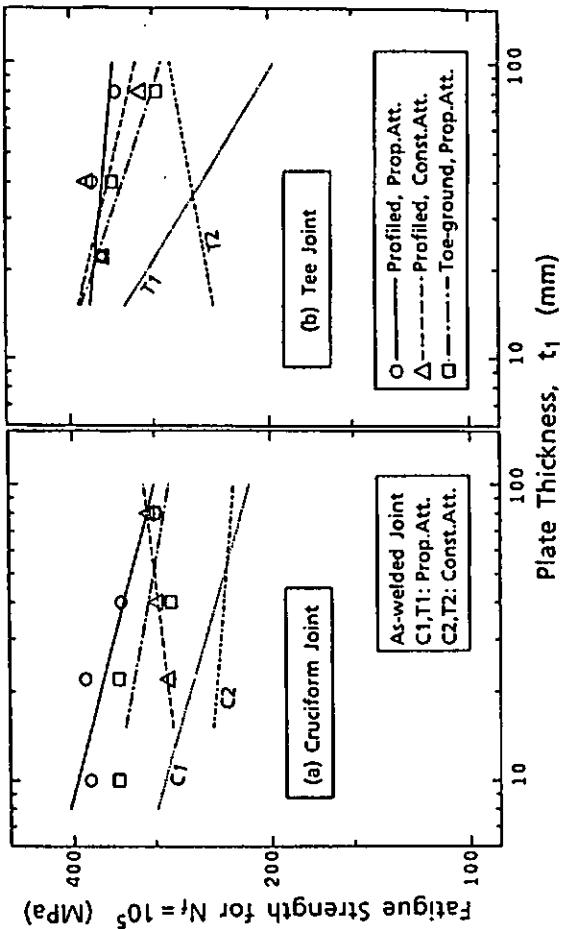


図 3.4.9 破断寿命 $N_f = 10^5$ に対する疲労強度の板厚依存性

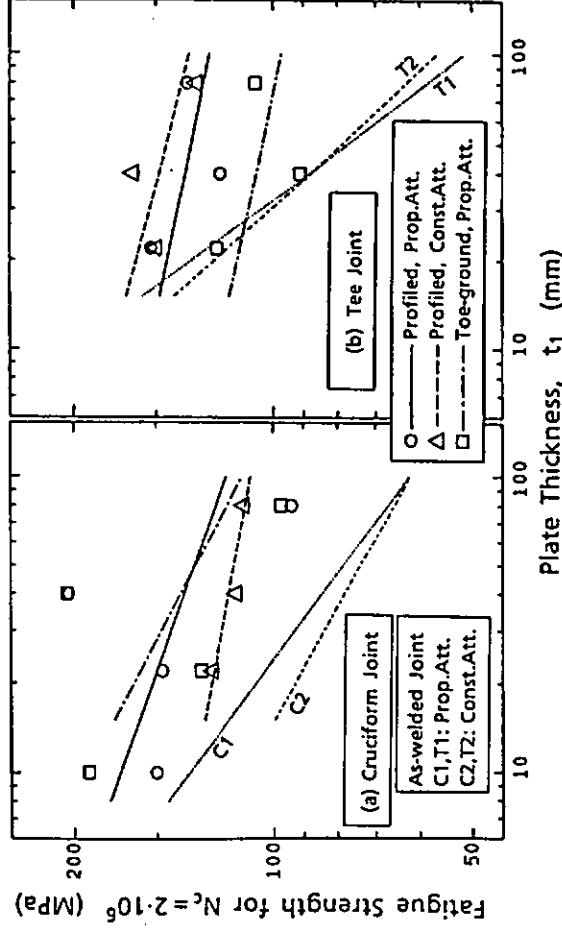


図 3.4.10 龟裂発生寿命 $N_c = 2 \cdot 10^6$ に対する疲労強度の板厚依存性

3.5. 各種継手の板厚効果

3.5.1 板厚効果指數による継手分類

本研究で得られた各種継手の板厚効果指數mを、そのレベルに応じて5分類して図3.5.1に示す。このmは、 N_f に対するものであり、横軸は $N_1 = N_f = 10^5$ 、 $N_2 = N_f = 10^6$ である。継手分類は次のようにある。

- (a) 溶接付加物寸法が一定の溶接まま継手。溶接ままの突合せ継手²⁰⁾を含む。
- (b) 軸荷重を受ける溶接ままの十字継手（主板厚とともに付加物寸法も増加）。文献データ²¹⁾を含む。
- (c) 曲げ荷重を受ける溶接ままのT字継手（比例継手）。文献データ^{22), 23)}を含む。
- (d) 改善継手（プロファイル処理、止端研削）。
- (e) 主板厚が一定で溶接付加物寸法が増加する溶接ままの十字継手（この場合は付加物についての寸法効果を表わす）。

図中のCase 1, Case 3は3.3節の分類である。突合せ継手（NRIM）はSM 50B ($t_1 = 9, 20, 40 \text{ mm}$) の溶接まま継手の片振り引張り疲労試験²⁰⁾、十字継手（NRIM）はSM 50B ($t_1 = 9, 20, 40 \text{ mm}$) の非荷重伝達リブ十字継手（溶接まま）の片振り引張り疲労試験²¹⁾である。KSCデータはBS 4360-43E ($t_1 = 25, 50, 100, 200 \text{ mm}$) の完全溶込み十字継手（溶接まま）の片振り曲げ疲労試験結果²²⁾であるが、ここではT字継手の分類とした。NSCデータはHT 60-TMCP ($t_1 = 25, 50, 80 \text{ mm}$) の完全溶込みT字継手（溶接まま）の片振り曲げ疲労試験²³⁾である。

図3.5.1によると、(a), (b), (c)の継手では、板厚効果指數mは $N_f = N_1$ と $N_f = N_2$ で異なるが、(d), (e)の継手では、 $N_f = N_1$ と $N_f = N_2$ に対するmがほぼ同じである。 $N_f = N_1, N_2$ を合わせた各継手分類毎のm平均値を図中に示してあるが、(a), (b), (c)はそれぞれ、 $m = -\frac{1}{10}, -\frac{1}{5}, -\frac{1}{3}$ レベルとして分類できる。(d)と(e)は $m = -\frac{1}{10}$ レベルとなっている。 $m = -\frac{1}{10}, -\frac{1}{5}, -\frac{1}{3}$ の値を図中に水平実直線で示す。

3.5.2 板厚効果指數の寿命依存性

板厚 t_a, t_b に対する疲労強度をそれぞれ $\Delta \sigma_a, \Delta \sigma_b$ とすると、(3.3.2)式より

$$\Delta \sigma_a / \Delta \sigma_b = (t_a / t_b)^m \quad (3.5.1)$$

であるから

$$m = \{ \log \Delta \sigma_a - \log \Delta \sigma_b \} / \{ \log t_a - \log t_b \} \quad (3.5.2)$$

一方、板厚 t_a, t_b に対するS-N線図が両対数表示で直線とすると

$$\log \Delta \sigma_a = A_a \cdot \log N + B_a, \log \Delta \sigma_b = A_b \cdot \log N + B_b \quad (3.5.3)$$

と表わされる。したがって(3.5.2)式より

$$m = \{ (A_a - A_b) \cdot \log N + B_a - B_b \} / \{ \log t_a - \log t_b \} \quad (3.5.4)$$

となる。すなわち、板厚効果指數mは $\log N$ に対して線形となる。

図3.5.1のデータをこの方法で回帰すると、次式のようになる。

$$(a) 付加物一定継手、溶接まま突合せ継手 : m = -0.0823 \cdot \log N_f + 0.3884 \quad (3.5.5)$$

$$(b) 引張り応力下の溶接まま十字継手 : m = -0.0536 \cdot \log N_f + 0.0885 \quad (3.5.6)$$

$$(c) 曲げ応力下の溶接ままT字継手 : m = -0.1817 \cdot \log N_f + 0.6910 \quad (3.5.7)$$

$$(d) 溶接部形状改善処理継手 : m = -0.0304 \cdot \log N_f + 0.0785 \quad (3.5.8)$$

$$(e) 主板厚が一定で付加物が大きくなる溶接ままの継手 : m = -0.0027 \cdot \log N_f + 0.1072 \quad (3.5.9)$$

これらの式によるmを図3.5.2に示す。実験範囲はおよそ $N_f = 10^5 \sim 2 \cdot 10^6$ であるが、この図では外挿部分も表示してある。すなわち、(b), (c)の継手では、長寿命域でかなり大きな板厚効果指數となるが、(d), (e)の継手ではこの図の全寿命範囲で $m = -0.1$ 前後である。

(a), (b), (c)についてのmと、疲労強度低下率の数値例をそれぞれ表3.5.1, 表3.5.2に示す。

曲げ応力下の溶接まま継手(c)の場合には、 $N_f = 10^8$ に対する板厚効果指数は $m = -0.76$ にもなり、板厚が2倍、5倍になったときの疲労強度は、それぞれ60%，30%に低下する。ただし、この値は本研究の実験範囲に対して著しい外挿になっており、その妥当性については検証されていない。

3.5.3 ウイブル分布ランダム応力に対する板厚効果

構造物に作用する荷重がウイブル分布関数に従うランダム応力で与えられるとき、その応力範囲の頻度分布は次式で表わされる²⁾。

$$\Delta \sigma = \Delta \sigma_{\max} [1 - \log N / \log N_t]^{1/h} \quad (3.5.10)$$

ここに、 $\Delta \sigma_{\max}$ ：最大応力範囲（ N_t サイクル中に1回出現）

N_t ：総繰返し数

N ： $\Delta \sigma$ なる応力範囲を超える繰返し数

h ：ウイブルパラメター

この分布式で $\Delta \sigma_{\max}$ をある値に設定すると、マイナー則により、与えられたS-N線図に対する疲労損傷率Dを求めることができる。逆に、 $D = 1$ になる $\Delta \sigma_{\max}$ を決めることができる。この計算において、S-N線図に対応する応力は、 $0 \sim \Delta \sigma_{\max}$ を20等分した各分割区域の中央値を用いる。

$N_t = 10^8$ 、 $h = 1.0$ とし、応力範囲を20等分したときの繰返し数分布を表3.5.3に示す。この頻度分布を用いて $D = 1$ となる $\Delta \sigma_{\max}$ を求めた結果を、表3.3.1と表3.4.1のウイブル分布(N_f)の欄に $\Delta \sigma_{\max}$ として示す。各応力分割に対する繰返し数NとS-N線図の関係の例(溶接ままT字比例継手)を図3.5.3に示す。このS-N線図($N = N_t$)は実験の寿命範囲より外挿表示してある。 $N_t = 10^8$ は海洋構造物一生の荷重繰返し数として使われる値であり、 $h = 1.0$ のとき(3.5.10)式は指數分布となる。この図でS-N線図への垂直距離が最も近い分割応力が最大の疲労損傷率を与え、疲労寿命の支配的応力である。表3.3.1と表3.4.1のウイブル分布(N_f)No.の欄に最大疲労損傷率を与える応力分割番号(表3.5.3の番号)を示す。これによると大分部はNo. 16, 17の応力範囲が支配的応力となっている。

このようにして定めた $\Delta \sigma_{\max}$ を(3.3.2)式で回帰したときの回帰係数を表3.3.2と表3.4.2に示す。このようなウイブル分布応力に基づく板厚効果係数mを図3.5.4に示す。継手分類は図3.5.1と同じである。図3.5.1図3.5.4を比較すると、(a), (b), (c)の継手では、 $N_f = 10^5$, 2×10^6 に対するよりも、 $\Delta \sigma_{\max}$ の板厚効果の方がかなり大きい。これは、大部分の支配的応力に対応する N_f が 2×10^6 よりもかなり長寿命側であるためである。またそのような領域は本研究の実験データ範囲からはずれ、外挿値となっている。一方、(d), (e)の継手は図3.5.4においても $m = -0.1$ 前後である。

なお、溶接ままT字比例継手の例について、 $\Delta \sigma_{\max}$ の算定において、 N_t , h 、および応力分割数を変えて計算を行い、それらの影響を調べた。その結果は次のようにある。

- (1) $N_t = 10^8$, 10^9 の結果： N_t が大きい程、板厚効果はきつくなる。 N_t が大きいと支配的応力が長寿命側にいくためである。
- (2) $h = 0.9$, 1.0 , 1.1 の結果： h が大きい程、板厚効果はややきつくなる。しかし、この範囲では h の影響は大きくない。
- (3) 応力分割数=20, 40の結果：応力分割数20～40では、最大応力、板厚効果ともほとんど変わらない。

表 3.5.1 (3.5.5)～(3.5.7) 式による m の値

分類	$N_f = 10^4$	$N_f = 10^5$	$N_f = 10^6$	$N_f = 2 \cdot 10^6$	$N_f = 10^7$	$N_f = 10^8$
(a)	0.05945	-0.0228	-0.1050	-0.1298	-0.1873	-0.2695
(b)	-0.1260	-0.1796	-0.2332	-0.2493	-0.2868	-0.3404
(c)	-0.03562	-0.2173	-0.3990	-0.4536	-0.5806	-0.7622

表 3.5.2 板厚が α 倍になったときの相対疲労強度

α	分類	$N_f = 10^4$	$N_f = 10^5$	$N_f = 10^6$	$N_f = 2 \cdot 10^6$	$N_f = 10^7$	$N_f = 10^8$
2	(a)	1.042	0.984	0.930	0.914	0.878	0.830
	(b)	0.916	0.883	0.851	0.841	0.820	0.790
	(c)	0.976	0.860	0.758	0.730	0.669	0.590
5	(a)	1.100	0.964	0.844	0.811	0.740	0.648
	(b)	0.816	0.749	0.687	0.669	0.630	0.578
	(c)	0.944	0.705	0.526	0.482	0.393	0.293

表 3.5.3 ワイブル頻度分布による応力繰り返し数

分割 No.	$\Delta \sigma / \Delta \sigma_{\max}$ の範囲	繰り返し数 ΔN	超過繰り返し数 $N (= \sum \Delta N)$
1	1.0 ~ 0.95	1.512	1.512
2	0.95 ~ 0.90	3.797	5.310
3	0.90 ~ 0.85	9.540	1.485x10
4	0.85 ~ 0.80	2.396x10	3.881x10
5	0.80 ~ 0.75	6.019x10	9.900x10
6	0.75 ~ 0.70	1.512x10 ²	2.502x10 ²
7	0.70 ~ 0.65	3.798x10 ²	6.300x10 ²
8	0.65 ~ 0.60	9.539x10 ²	1.584x10 ³
9	0.60 ~ 0.55	2.396x10 ³	3.980x10 ³
10	0.55 ~ 0.50	6.019x10 ³	9.999x10 ³
11	0.50 ~ 0.45	1.512x10 ⁴	2.512x10 ⁴
12	0.45 ~ 0.40	3.798x10 ⁴	6.309x10 ⁴
13	0.40 ~ 0.35	9.539x10 ⁴	1.585x10 ⁵
14	0.35 ~ 0.30	2.396x10 ⁵	3.981x10 ⁵
15	0.30 ~ 0.25	6.019x10 ⁵	1.000x10 ⁶
16	0.25 ~ 0.20	1.512x10 ⁶	2.512x10 ⁶
17	0.20 ~ 0.15	3.798x10 ⁶	6.310x10 ⁶
18	0.15 ~ 0.10	9.539x10 ⁶	1.585x10 ⁷
19	0.10 ~ 0.05	2.396x10 ⁷	3.981x10 ⁷
20	0.05 ~ 0.0	6.019x10 ⁷	1.000x10 ⁸

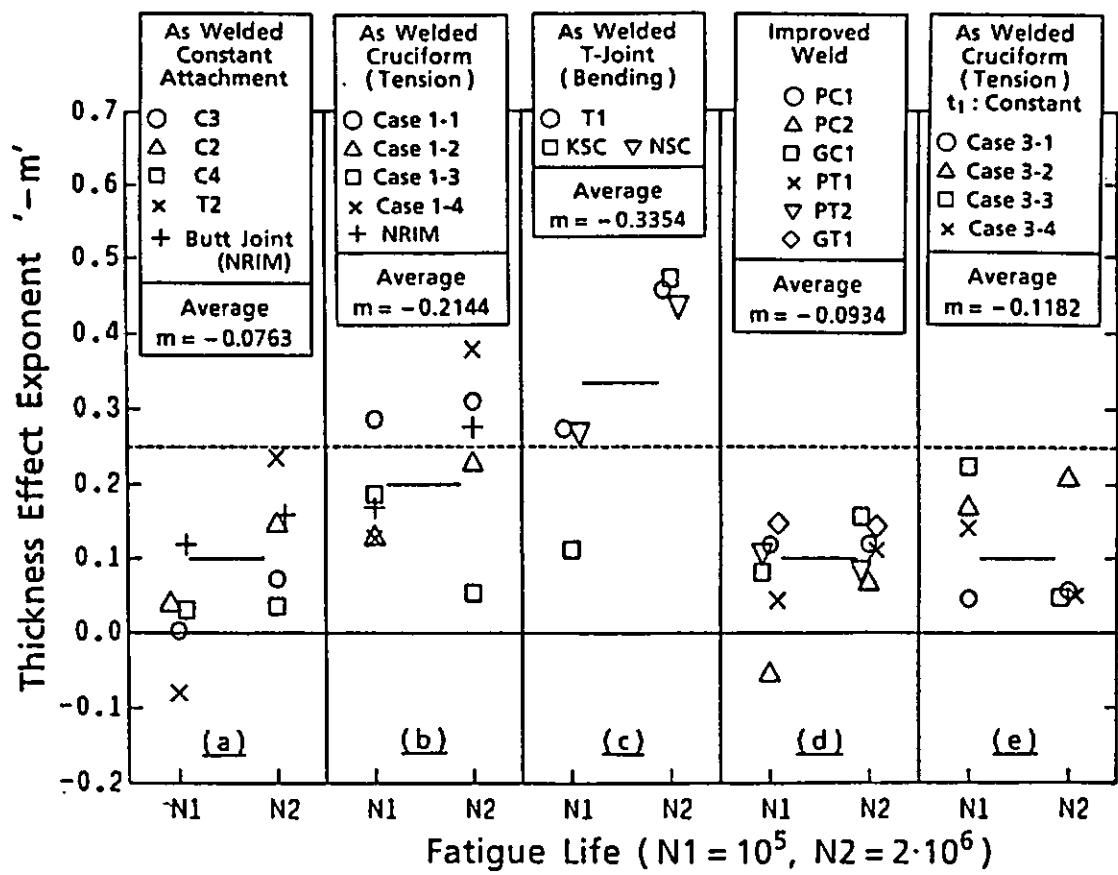


図 3.5.1 継手種類と載荷方法の組合せによる板厚効果指数

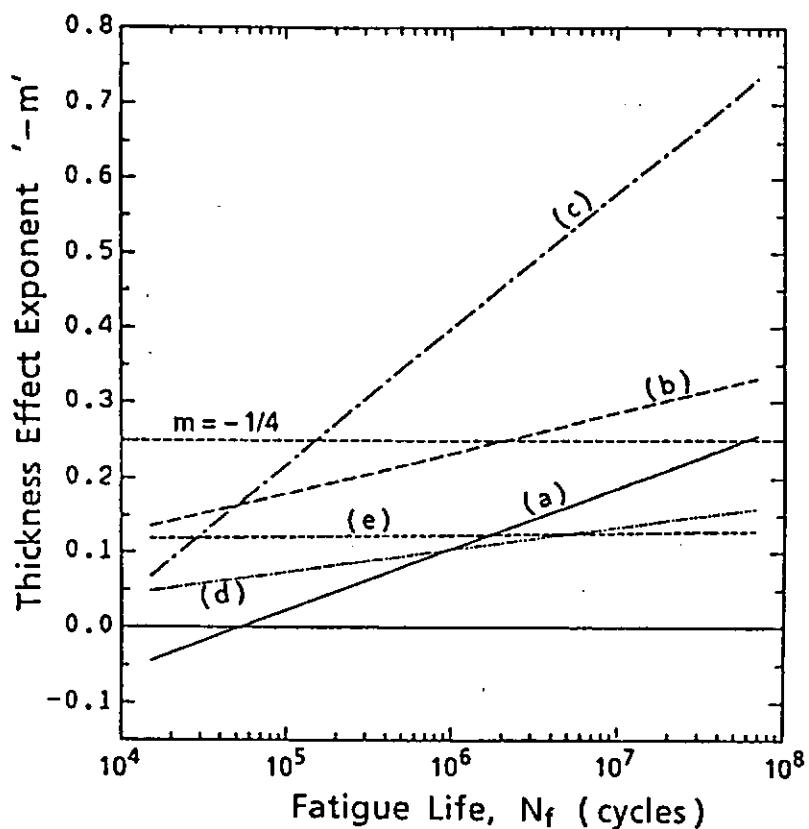


図 3.5.2 継手種類別の板厚効果指数の疲労寿命依存性

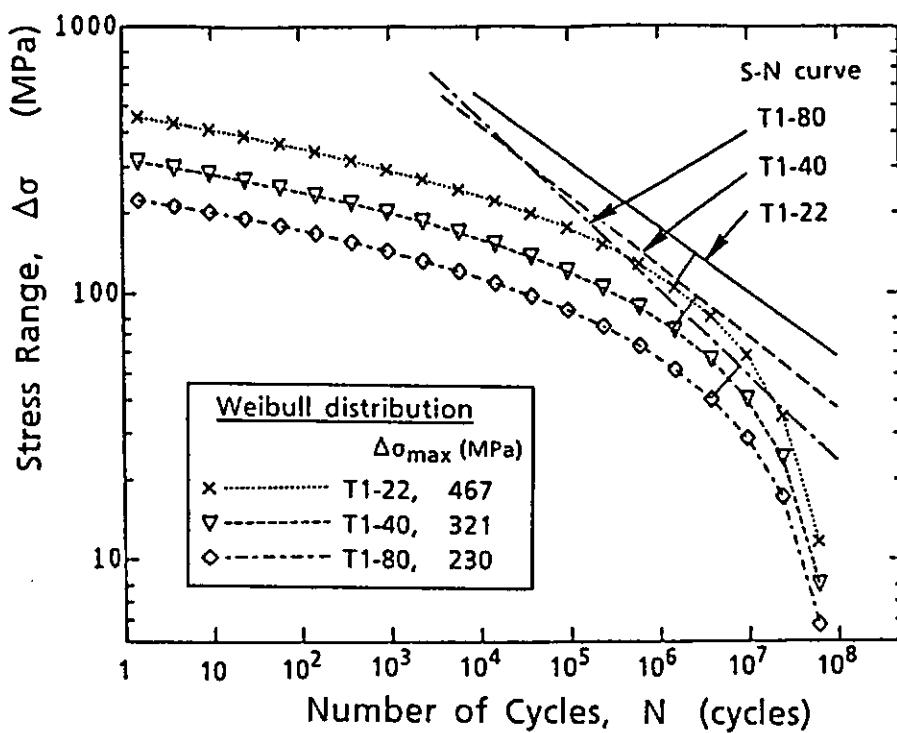


図 3.5.3 ウイブル頻度分布応力と S-N 線図の関係例（シリーズ AT 1）

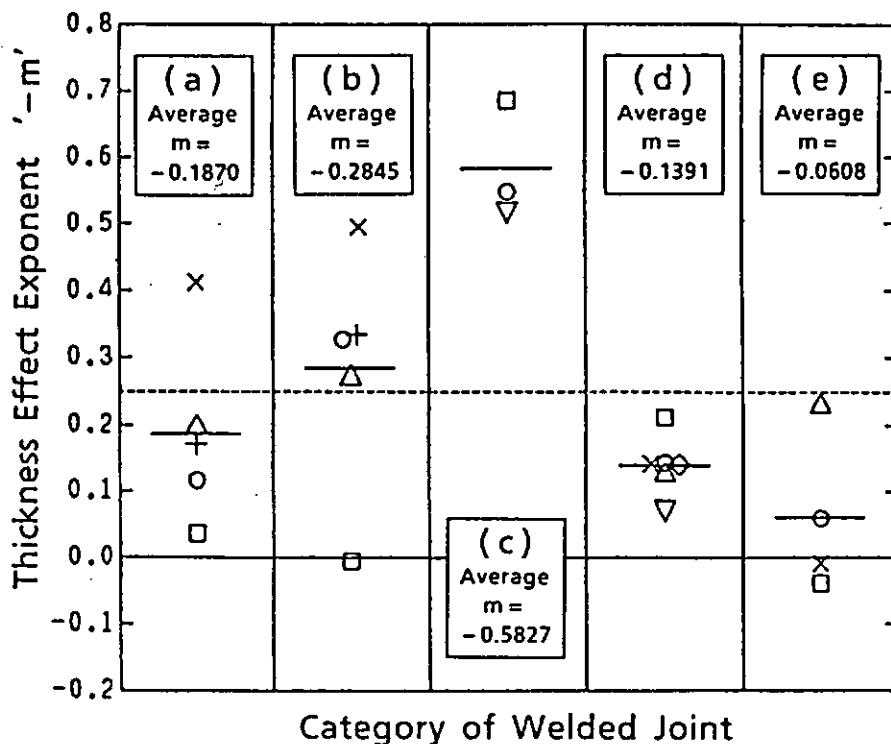


図 3.5.4 ウイブル頻度分布応力による板厚効果指数

3.6 応力解析による板厚効果の検討

板厚によって溶接残留応力が異なることが板厚効果の原因とする考え方もあるが²⁴⁾、PWHTを行なっても板厚効果が現われる^{5, 8, 10, 11)}ことから、主要な原因ではないであろう。むしろ、板厚に応じて応力集中率と応力分布が変わることが原因とする考え方²⁵⁾が主流である。

このような板厚効果の力学的原因を明らかにするため、十字継手について、汎用プログラム MARC で FEM 解析を行なった。対称性を利用して、十字継手については断面の 1/4 部分、T字継手については断面の 1/2 部分を解析した。その要素分割例を図 3.6.1 に示す。この解析では主板とリブ板の間の未溶着部を考慮してある。境界応力は図 3.6.1 (a) の右端に与え、十字継手では一様分布引張り応力、T字継手では純粋曲げ応力とした。

主板厚と溶接付加物寸法の組合せは、比例継手（表 3.2.2 のシリーズ AC1, AT1）と一定継手シリーズ AC2, AT2 : 22mm である。隅肉溶接部は等脚長（フランク角：45°）で、溶接止端半径 ρ を 0.25 mm と 1.0 mm の 2 種類とした。使用した要素は 8 節点アイソパラメトリック要素であり、その最小サイズは、 $\rho = 0.25 \text{ mm}$, $\rho = 1.0 \text{ mm}$ のとき約 0.5 mm とした。

溶接止端に最も近いガウス点の最大主応力を σ_{\max} 、負荷公称応力を σ_n とすると、応力集中係数 K_t は次式で定義される。

$$K_t = \sigma_{\max} / \sigma_n \quad (3.6.1)$$

この K_t と主板厚 t_1 との関係を両対数表示で図 3.6.2 に示す。板厚に関わらず溶接止端半径を一定とした場合（実際の継手はそのようになっていると考えられる）、この図のように、板厚の増加に伴って K_t も大きくなることが板厚効果の主原因と考えられる。この板厚範囲では、ほぼ

$$K_t = k \cdot t^n \quad (3.6.2)$$

と表わされる。疲労強度が K_t に反比例すると仮定すると、(3.6.2) 式と (3.3.2) 式の指数は、 $n = -m$ の関係にある。すなわち、図 3.6.2 の回帰線の傾きは疲労強度の板厚効果に対応する。

これによると、全体的には傾き 1/4 に近くなっているが、比例継手は 1/4 よりもやや急であり、一定継手はやや緩やかである。比例継手では引張りと曲げに差ではなく、図 3.3.16 の実験結果とは一致しない。また、一定継手では引張りと曲げとともに、図 3.6.2 の板厚効果は、図 3.3.16 の対応する継手の平均値より大きい。

板厚効果は応力集中係数のみならず、溶接止端部近傍の応力分布も関係すると考えられている^{25, 26)}。このような観点から、応力分布を考慮した解析を試みた。溶接止端を通る板厚断面における X 方向応力の分布を $\sigma_x(y)$ とし、公称応力分布を $\sigma_0(y)$ と表わすと、 $\sigma_n = \sigma_0(0)$ である。 $\sigma_x(y)$ を、円孔を有する無限板中の分布式²⁷⁾を変形した次式で近似する。

$$\{\sigma_x(y) - \sigma_0(y)\} / \sigma_n = \alpha_0 + \alpha_1 \{ \rho / (\rho + y) \}^2 + \alpha_2 \{ \rho / (\rho + y) \}^4 \quad (3.6.3)$$

ここに x , y は溶接止端部を原点として、図 3.6.1(b) に示す方向にとった座標系である。係数 α_0 , α_1 , α_2 は FE M 解析による応力分布を、溶接止端より板厚方向深さ 5 mm までの範囲で最小自乗法回帰して定める。

このようにして溶接止端部近傍の応力分布を求め、さらに $\sigma_x(y)$ より有効応力集中係数 K_{te} を次式より計算する。

$$K_{te} = \left\{ \int_0^\delta \sigma_x(y) dy \right\} / (\sigma_n \cdot \delta) \quad (3.6.4)$$

すなわち、 K_{te} は表面から深さ δ までの平均応力集中係数であり、 $\delta = 0$ のときは K_t となる。ただし、 K_{te} ($\delta = 0$) と (3.6.1) 式の K_t は厳密には一致しない。

$t_1 = 10, 22, 40, 80 \text{ mm}$ に対する K_{te} と t_1 の関係を (3.6.2) 式の形で回帰したときの指數 n ($= -m$) を図 3.6.3 に示す。これによると、積分範囲 $\delta = 0 \sim 1 \text{ mm}$ の範囲では、比例継手では $n = 0.25 \sim 0.3$ で実験値とほぼ同じ位、一定継手では $n = 0.15 \sim 0.22$ で実験値よりやや大きい。一定継手では引張りと曲げの差が明瞭であるのに対して、比

例継手では差がない。これは実験結果とは逆の傾向である。なお、 $\rho = 0.25 \sim 1.0$ mmの範囲では、止端半径は板厚効果にはほとんど影響しない。

さらに、疲労亀裂伝播寿命と板厚効果の関係を調べるために、破壊力学計算を行なった。溶接止端部の深さ a の亀裂に対する応力拡大係数 K は (3.6.3) 式の応力分布を用いて、次のように計算される。

$$K = \int_0^a \sigma_x(y) \cdot G(a, y) dy = \sigma_n \cdot F(a) \quad (3.6.5)$$

ここで、重み関数 $G(a, y)$ としては、片側切り欠き材に対するもの²⁸⁾を用いた。一方、疲労亀裂伝播則を

$$da/dN = C \cdot \Delta K^\mu \quad (3.6.6)$$

とすると、初期亀裂深さ a_0 から最終亀裂深さ a_f までの伝播寿命 N_p に対する公称応力振幅 $\Delta \sigma_n$ は

$$\Delta \sigma_n = (C \cdot N_p)^{-1/\mu} \left\{ \int_{a_0}^{a_f} F(a)^{-\mu} da \right\}^{1/\mu} \quad (3.6.7)$$

として求まる。(3.6.6) 式の係数、指数としては、溶接構造用鋼で亀裂閉口現象が起きないときの値として、

$\mu = 2.75$, $C = 1.54 \times 10^{-11}$ (m / cycle - MPa \cdot m $^{1/\mu}$) を用いた²⁹⁾。

$t_1 = 10, 22, 40, 80$ mmについて、 $N_p = 2 \times 10^6$, $a_f = t_1 / 2$ として、これらの式により数値積分で求めた $\Delta \sigma_n$ を (3.3.2) 式の形に回帰したときの板厚効果指數 $-m$ を図 3.6.4 に示す。これによると、板厚効果は a_0 に依存し、 a_0 が小さいと板厚効果は大きい。この場合は、一定継手に比べて比例継手の板厚効果が大きく、引張りに比べて曲げの板厚効果が大きいという結果となっており、図 3.3.16 と同様な傾向である。ただし、 m の値そのものは一致しない。また、図 3.6.3 に比べて図 3.6.4 の板厚効果はかなり小さい。

有効応力集中係数の解析、亀裂伝播解析とも、引張り荷重と曲げ荷重の差、比例継手と一定継手の差など詳細な点で実験結果とは一致しない。これは、この他にこれらの解析で考慮されていない板厚効果影響因子があるためであろう。亀裂伝播解析よりも、有効応力集中係数による板厚効果が大きいことと、亀裂伝播解析では a_0 が小さいと板厚効果は大きいことから、溶接継手の板厚効果は、亀裂発生挙動と深さ 1 mm程度までの成長過程で決まっていると考えられる。したがって、微小亀裂の進展挙動、小さな表面亀裂の板幅方向への進展、複数表面亀裂の合体なども板厚効果に影響しているであろう。

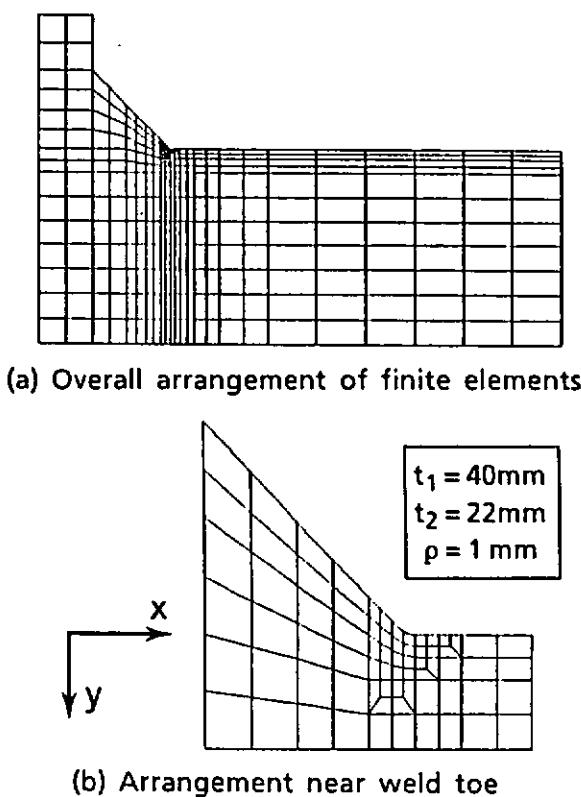


図 3.6.1 有限要素分割の例 (T字継手)

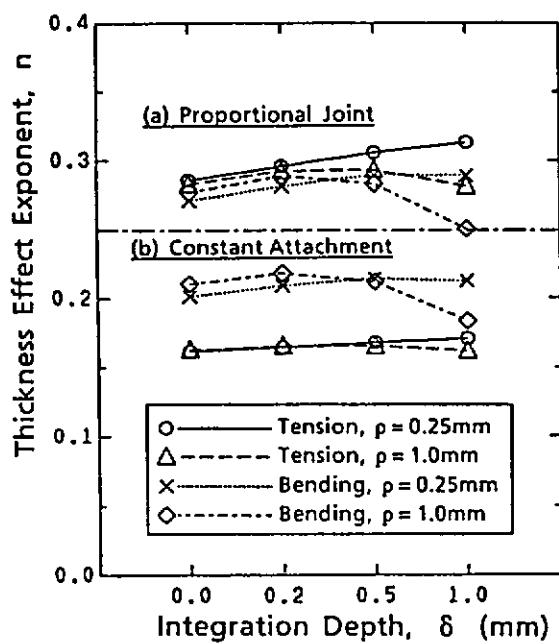


図 3.6.3 有効応力集中係数による板厚効果指数と応力積分範囲の関係

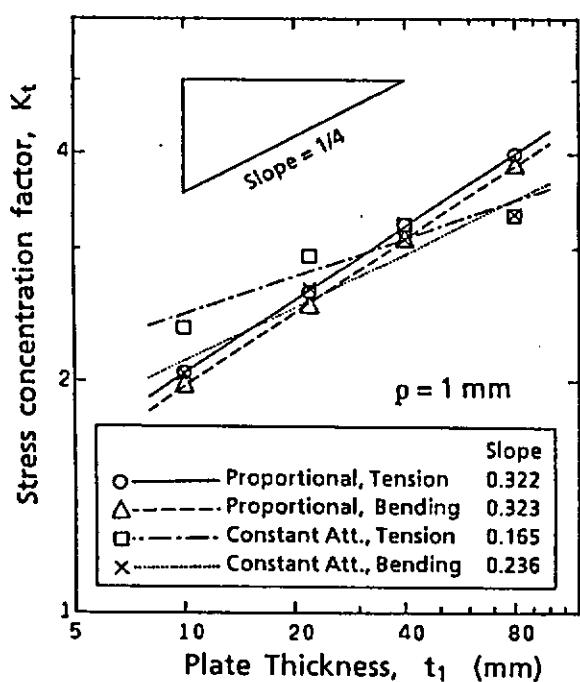


図 3.6.2 FEM による応力集中係数の板厚依存性

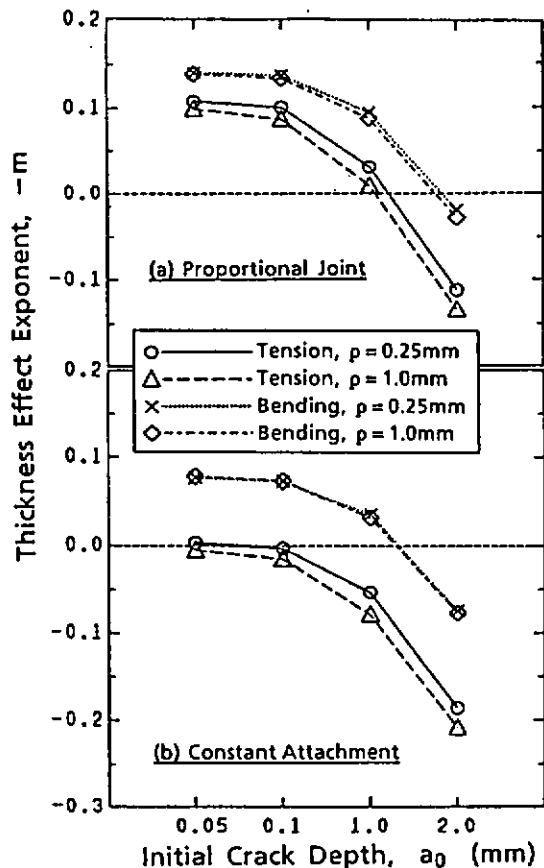


図 3.6.4 亀裂伝播解析による板厚効果指数と初期亀裂深さの関係

3.7 板厚効果評価基準の提案

以上のように、疲労強度の板厚効果は、継手種類、負荷方法のみならず、評価する疲労寿命にも依存することが明らかとなつた。しかし、この結果を構造物の設計に適用するには複雑すぎて実用的でなく、何らかの簡略化が必要である。

図3.5.2に見られるように、長寿命域になるほど板厚効果は大きくなるが、 $N_f = 2 \times 10^6$ 以上は外挿値であり、実験による検証はされていない。板厚効果の寿命依存性を入れた設計基準は、設計者にとって煩雑すぎるであろう。現行ルールでは寿命範囲に関係なく、板厚に応じて設計S-N線図（両対数表示）を上下方向に平行移動させる。実用性の観点から、この程度の簡略化は必要であろう。

構造物の一生におけるランダム応力を考慮した応力頻度分布により、板厚効果を評価するのは最も合理的と考えられる。しかし、図3.5.4も寿命域は本研究の実験データ範囲からはずれ、外挿値となっている。しかも、疲労評価の基になる設計S-N線図に安全率が考慮されているので、この値は安全側すぎるであろう。これについては、さらに長寿命側の実験を含む詳細な研究が必要である。

設計S-N線図に安全率が考慮されているので、板厚効果の評価は平均値に依って良いと考えられる。このような観点から、本研究では図3.5.1の実験結果に基づき、表3.7.1の板厚効果評価基準を提案する。すなわち、継手種類と負荷方法の組合せにより板厚効果指数を $m = -\frac{1}{3}$, $-\frac{1}{6}$, $-\frac{1}{10}$, 0 の4段階とするものである。現行ルール^{1, 2)}は、継手種類や負荷方法に関わりなく、一律に $m = -\frac{1}{4}$ としている点で、本提案とは本質的に異なる。

$m = -\frac{1}{3}$ は、溶接ままの鋼管継手（サドル部、クラウン部）のように曲げ応力主体で溶接止端部から破壊し、その設計S-N線図が曲げ疲労試験から求められている場合である。鋼管継手に適用されるT-Curve^{1, 2)}は鋼管継手の疲労試験に基づいているので、この場合に相当し、現行設計ルール^{1, 2)}よりは大きな板厚効果となる。Haagensen¹⁹⁾も、鋼管継手に対して $m = -0.4$ という大きな板厚効果基準を提案している。

$m = -\frac{1}{6}$ は、基本的には引張り応力を受ける溶接ままの平板継手に適用される。この場合は、現行設計ルールよりはゆるやかな板厚効果である。一般的に溶接ままの継手では、曲げ応力よりも引張り応力による方が疲労強度は低くなる。したがって、部材断面の曲げ応力が支配的であっても、設計S-N線図が引張り試験結果に基づいているときは、この程度の板厚効果で良いであろう。

$m = -\frac{1}{10}$ は、溶接ままの突合せ継手、および溶接付加物寸法がある一定値以下の溶接ままの継手に適用される。現在のところ、溶接付加物寸法限界を定めるためのデータはないが、設計S-N線図作成に用いた試験片の溶接付加物寸法を限界値として良いであろう。また、 $m = -\frac{1}{3}$, $-\frac{1}{6}$ に分類されている継手に、グラインダー処理による形状改善がなされたときは、この板厚効果が適用される。

$m = 0$ は、 $m = -\frac{1}{10}$ に分類されている溶接ままの継手に、グラインダー処理による形状改善がされたときである。この場合は応力集中率がかなり低減されるので、板厚効果を考慮する必要はないと考えられる。

前章で述べたように形状改善継手は、長寿命域においても、ワイブル分布応力に対しても、 m は $-\frac{1}{10}$ 前後であるので、この基準はかなり信頼度が高いと考えられる。改善継手形状改善による疲労寿命アップを認めている設計基準もあるが、板厚の大きい領域で形状改善効果が大きいことを考えると、設計S-N線図として溶接まま継手のそれを用い、板厚効果を $m = -\frac{1}{10}$ としても工業的メリットは大きい。

本研究では、設計S-N線図と板厚効果適用下限板厚についての検討は行なっていない。下限板厚は設計S-N線図として何を用いるかに依存する。従って、既存ルール^{1, 2)}の設計S-N線図を前提とすれば、本提案による板厚効果基準についても適用下限板厚は22mmである。

表 3.7.1 溶接部材別の板厚効果指数の分類

m	適用溶接部材種類
-1/3	◎溶接ままの継手において、部材断面の曲げ応力が支配的（平均応力が0）で基本疲労曲線が曲げ試験結果に基づいているとき。
-1/5	◎溶接ままの継手において、部材断面の引張り応力が支配的のとき。 ◎部材断面の曲げ応力が支配的であっても、基本疲労曲線が引張り試験結果に基づいているとき。
-1/10	◎溶接ままの突合せ継手。 ◎溶接付加物寸法がある一定値(基本疲労曲線の付加物寸法)以下の溶接ままの継手。 ◎ $m = -1/3, -1/5$ に分類されている溶接まま継手に 止端半径3mm以上となる溶接部形状改善処理を施した溶接継手。
0	◎ $m = -1/10$ に分類されている溶接まま継手に溶接部形状改善処理を施したとき。

3.8 結論

本研究では、海洋構造物用YP360MPa-TMCP鋼の10～80mm厚の十字継手とT字継手について疲労試験を行ない、各種継手の疲労強度を把握するとともに、試験片幅の影響などを調べた。また、歪ゲージによる亀裂発生寿命検出法を試みた。これにより、疲労強度に及ぼす板厚効果の影響因子について考察し、評価基準の検討を行なった。さらに、数値解析による検討を行なって板厚効果の原因について考察した。その結果、以下の結論を得た。

- (1) 平板横溶接継手では、試験片幅を溶接止端部の亀裂発生源がいくつか含まれる程度のある一定値以上とすれば、試験片幅は疲労試験結果に大きな影響を与えない。
- (2) 亀裂発生寿命は、溶接止端部より10mmの位置に貼付した歪ゲージにより歪範囲をモニターし、歪範囲が初期値から5%低下した時の荷重繰返し数として検出できる。この亀裂発生寿命は亀裂深さ1～2mm程度に対応している。
- (3) 実験による板厚効果の影響因子に関しては次のようなことが判明した。
 - (3-1) 破断寿命よりも亀裂発生寿命に対する板厚効果の方が大きい。亀裂伝播寿命に対する板厚効果は非常に小さい。
 - (3-2) 引張り荷重を受ける溶接まま十字継手の板厚効果は、主板厚と溶接付加物寸法の関係で異なる。溶接付加物寸法が主板厚の増大に伴って増す場合が最も板厚効果は大きい。
 - (3-3) 溶接付加物寸法が主板厚の増大に伴って比例的に増す場合、引張り荷重下の十字継手よりも、曲げ荷重下のT字継手の方が板厚効果が大きい。
- (4) 溶接部改善処理の影響については、
 - (4-1) 改善処理により疲労強度は上昇し、板厚効果は減少する。すなわち、板厚が大きい程、改善処理による疲労強度上昇率は大きい。
 - (4-2) プロファイル処理と止端研削では、疲労強度と板厚効果に有意の差はない。両処理による応力集中率低減効果が大きく、プロファイル処理継手の止端部に残る未研削の窪みは疲労強度に影響しなかった。
- (5) 継手種類と負荷方法の組合せにより、疲労寿命 10^5 , 2×10^6 回における板厚効果指数mのレベルは次のように分類できる。
 - (a) $m = -\frac{1}{6}$: 溶接付加物寸法が一定の溶接まま継手。溶接ままの突合せ継手を含む。
 - (b) $m = -\frac{1}{5}$: 軸荷重を受ける溶接ままの十字継手（付加物寸法が主板厚に応じて増加）。
 - (c) $m = -\frac{1}{3}$: 曲げ荷重を受ける溶接ままのT字継手（比例継手）。
 - (d) $m = -\frac{1}{6}$: 改善処理継手（プロファイル処理、止端研削）。
 - (e) $m = -\frac{1}{6}$: 主板厚が一定で溶接付加物寸法が変化する溶接ままの十字継手（この場合は付加物についての寸法効果を表わす）。
- (6) 板厚効果指数は疲労寿命にも依存し、長寿命になるほど板厚効果は大きい。特に溶接ままの継手でこの傾向が強い。
- (7) 構造物に作用するランダム応力の頻度分布を考慮した疲労強度による板厚効果指数は、疲労寿命 10^5 , 2×10^6 回における板厚効果よりも大きい。これは、 2×10^6 回以上の寿命に対応する応力が疲労損傷に対して支配的になるためである。
- (8) 応力解析による板厚効果では次のようなことが判明した。
 - (8-1) 溶接付加物の寸法を主板厚に比例させても、止端半径は比例的に変化しないので、板厚が大きくなるに従って、溶接止端部の応力集中係数は大きくなる。この傾向が実験の板厚効果にはほぼ対応しており、板厚効果の主要原因と考えられる。
 - (8-2) 亀裂伝播解析よりも、有効応力集中係数による板厚効果が大きい。また、亀裂伝播解析では初期亀裂が小さいと板厚効果は大きいという結果が得られた。

(8-3) このようなことから、溶接継手の板厚効果は亀裂発生挙動と深さ1mm程度までの成長過程で決まっていると考えられる。

(9) 以上の結果に基づいて、継手種類と負荷方法の組合せに応じて板厚効果指数を $m = -\frac{1}{3}, -\frac{1}{5}, -\frac{1}{10}, 0$ とする板厚効果評価基準を提案した。

このように、継手種類に応じた板厚効果評価基準を導出することができた。それによると溶接部形状改善処理により板厚効果の低減が可能となる。しかし、板厚効果は非常に複雑な現象であり、本研究においてもその原因が十分解明されたわけではなく、さらに多くの研究が望まれる。さらに、評価基準の本研究で扱った以外の複雑な継手への適用方法など、工業的な適用に関する問題点などの検討も必要であろう。

参考文献

- 1) Department of Energy, UK, "Offshore Installments : Guidance on Design Construction", 1984
- 2) Det Norske Veritas, Norway, "Classification Notes, Note No.30.2, Fatigue Strength Analysis for Mobile Offshore Units", 1984
- 3) American Petroleum Institute, "Recommended Practice Planning, Designing, and Constructing Fixed Offshore Platforms", 1981
- 4) Department of Energy, UK, "Background to New Fatigue Design Guidance for Steel Welded Joints in Offshore Structure", 1984
- 5) S. Berge and S. E. Webster, Proceedings of International Offshore Conference on Steel in Marine Structures, Delft, The Netherlands, June 1987, pp.179-203 (PS8)
- 6) C. Noordhoek, D. R. V. Van Delft and A. Verheul, ibid., pp.281-301 (TS4)
- 7) O. I. Eide and S. Berge, ibid., pp.337-347 (TS7)
- 8) G. S. Booth, ibid., pp.259-268 (TS2)
- 9) A. Bignonnet, ibid., pp.99-118 (PS4)
- 10) O. Orjasaeter, A. Dragen, P. J. Haagensen, B. Lian and A. Gunleiksrud, ibid., pp.315-335 (TS6)
- 11) V. B. Kottgen, R. Olivier and T. Seeger, ibid., pp.303-313 (TS5)
- 12) J. Gerald and D. Radenkovic, ibid., pp.829-844 (TS48)
- 13) S. Berge, O. I. Eide, O. C. Astrup, et. al. ibid., pp.799-810 (TS45)
- 14) O. Vosikovsky, R. Bell, D. J. Burns and U. H. Mohaupt, ibid., pp.787-798 (TS44)
- 15) J. L. Overbeeke and H. Wildschut, ibid., pp.247-257 (TS1)
- 16) E. Schmale and H. Kreiskorte, ibid., pp.537-550 (TS22)
- 17) U. H. Mohaupt, D. J. Burns, J. G. Kalbfleisch, O. Vosikovsky and R. Bell, ibid., pp.269-280 (TS3)
- 18) 辻 勇「非荷重伝達型すみ肉溶接継手の止端部の応力集中係数の推定式」, SR202研究部会, 工作法分科会資料 工16-124
- 19) P. J. Haagensen, T. Slind, O. Orjasaeter, "Size Effects in Machine Components and Welded Joints" IIW Annual Meeting, Doc.1306-89, Helsinki, Sept.1989
- 20) 金属材料技術研究所, 疲れデータシート No.5, 1978
- 21) 金属材料技術研究所, 疲れデータシート No.13, 1979
- 22) 川崎製鉄㈱「十字すみ肉溶接継手の疲労強度に及ぼす寸法効果」, 日本造船学会, 材料分科会資料, 1-701-88, 1988
- 23) 新日本製鉄㈱社内資料, 未公表
- 24) 松岡, 高橋, 吉井, 飯高, 藤井「荷重非伝達すみ肉継手の疲労強度に及ぼす板厚と入熱量の影響」, 日本造船学会

論文集, 第 168 号, 1990

- 25) S. Berge, "On the Effect of Plate Thickness in Fatigue of Welds", *Engineering Fracture Mechanics*, Vol. 21, No. 2, 1985, pp.423-435
- 26) 木内, 大谷, 竹内「溶接継手の疲労強度におよぼす寸法効果」, *R & D 神戸製鋼技報*, Vol.38, No.3, 1988
- 27) S. Timoshenko, J. N. Goodier, "Theory of Elasticity", McGraw-Hill Book Company Inc., Second Edition
- 28) H. Tada, P. Paris, G. Irwin, "The Stress Analysis of Cracks Handbook, Second Edition", Del Research Corp., 1985
- 29) 田中, 征矢「各種溶接構造用鋼の疲労亀裂伝播特性の検討」, 溶接学会論文集, 第 7 卷, 第 2 号, 1989, pp.90-97

4 鋼材の種類と疲労強度の関係

4.1 緒論

海洋開発においてはその利用目的に応じて多種多様の海洋構造物が建造されるが、海洋構造物には大量の鋼材が使用される。従来は使用鋼材の大半が軟鋼材であったが、最近は経済的あるいは安全上、高張力鋼の使用が要求される場合がある。例えば、海洋構造物の脚部および係留用チェーン、海底石油掘削装置あるいは海底マンガン団塊採集および輸送用钢管などに引張強さが 785 MPa 以上の高張力鋼が使用される。また、ラック材として 100 mm を越える厚板の 785 MPa 級高張力鋼が採用されることがあり、構造物に使用される鋼材は高張力化、厚板化の傾向にある。鋼材の高張力化は板厚の減少を通じて、鋼材および溶接材料の節減に加え、構造物重量の軽減をもたらし、浮遊式リグでは安全性の向上等多大のメリットをもたらすが、反面溶接作業性、加工性の劣化による工数の増加に加え、疲労強度が母材に比例して上昇せず疲労破壊の危険性が増大する、板厚の減少によって座屈強度や剛性が低下する。腐食に対する感受性を増す、さらに鋼材の単価が上昇するなどのデメリットがある。したがって、海洋構造物用高張力鋼には強度、韌性、溶接性、加工性などのはかに耐食性、耐腐食疲労性、耐腐食摩耗性などが要求される¹⁾。

実際の海洋構造物には 5 ~ 10 回 / 分の波浪等による大きな繰返し荷重が加わると同時に、突風、台風、潮流の変化などによる長周期の比較的大きな荷重も加わる。したがって疲労強度に対して充分な配慮が必要である。本来なら海洋構造物を対象とした疲労では腐食疲労に対する検討が必要と考えられるが、これについては今後の課題に留めておきたい。

そこで、本研究では、海洋構造物に広く適用される YP 235 ~ 686 MPa 級鋼の十字隅肉溶接継手により鋼材の種類と疲労強度の関係を室温大気中で調べた。継手試験片はリブ十字隅肉溶接による非荷重伝達型である。溶接ままのほかに溶接止端研削などの形状改善処理を行った継手についても実施した。形状改善処理は設計基準²⁾で推奨されているプロファイル処理と、もっとも簡便な止端部研削について比較検討した。溶接付加物の寸法は主板にはほぼ比例させた場合について試験した。さらに、実験により検出された疲労亀裂発生寿命、亀裂伝播寿命および破断寿命について鋼材の影響を調べ、疲労設計ルール³⁾に準拠した疲労損傷度の違いを検討した。

本研究で疲労試験を実施しなかった母材⁴⁾、突合せ継手⁴⁾および HT 50 十字継手^{5), 6)}については既存データを基に本研究と同様な解析を行った。

4.2 供試材および実験方法

供試鋼材〔註 1〕はいずれも板厚 22 mm の軟鋼である YP 235 MPa 級鋼（NK 規格 KD ; 記号 : 24）、HT 60 である YP 451 MPa 級鋼（NK 規格 KD 46, 記号 : 46）および HT 80 である YP 686 MPa 級鋼（WES 規格 HW 70 相当, 記号 70）である。これらの化学組成を表 4.2.1 に、母材の機械的性質を表 4.2.2 に示す。表中には 22 mm 厚 HT 50 である YP 360 MPa 級鋼（NK 規格 EH 36）^{5), 6)} のそれらを併記した。これらの鋼板より手溶接（SMAW）により、図 4.2.1 に示す非荷重伝達型のリブ十字隅肉溶接継手試験片を製作した。溶接まま継手（記号 : A）の他に、プロファイルド処理（記号 : P）、止端研削（記号 : G）を行った継手も製作した。この場合、溶接付加物寸法（リブ板厚 t_2 と主板側溶接脚長 ℓ_1 ）を主板 t_1 にはほぼ比例させた継手（十字継手 : シリーズ C 1）とした。全疲労試験シリーズを表 4.2.3 に示す。溶接は各鋼材に適合した溶接棒（棒径 4 および 5 mm）によるリブ十字隅肉溶接である。溶接条件を表 4.2.4 に示す。溶接入熱は 1.2 ~ 1.9 kJ / mm である。積層数は 1 コーナーあたり 3 パスである。アンダーカットが生じないよう注意して溶接した。わずかに角変形と表裏のリブ板目違いが生じていたので、疲労試験時に面外曲げ応力を調べたが、疲労試験結果には影響しない程度の小さい値であった。

溶接部の形状改善処理方法は、プロファイルド処理と止端研削の 2 通りである。その方法を表 4.2.5 および図 4.2.2 に、溶接部形状寸法を表 4.2.6 に示す。プロファイルド処理では、溶接止端部はペンシル型のバーグラインダーで

整形し、溶接ビード部はディスクグラインダーで所定のフランク角となるように平坦に仕上げた。この場合、バーグライナーによる整形では、主板の板厚方向には削り込まないので、溶接止端部にはアンダーカット状のくぼみが残される。一方、止端研削は、バーグライナーで溶接止端部を0.4mm程度削り込み、アンダーカット状のくぼみを削除した。この場合、溶接ビード部は溶接ままとした。

各シリーズ6本の疲労試験片を用いた引張疲労試験を行い、寿命 $5 \times 10^4 \sim 5 \times 10^6$ 回の範囲でS-N線図を作成した。いずれも荷重制御で応力比、Rは0~0.1とし、室温・大気中で試験した。これらの疲労試験は複数の研究機関〔註2〕で実施され、使用した試験機は容量392~1961KNの油圧サーボ型である。本研究では破断寿命、N_fの他に亀裂発生寿命、N_cの計測を試みた。N_cの計測は歪ゲージによった。すなわち、溶接止端より10mmの位置の主板上に1止端あたり4枚（合計16枚）の歪ゲージを20mm間隔で貼付し、疲労試験中に主応力方向の歪範囲、Δε_xをモニターし、Δε_xが初期値の5%低下したときをN_cとした。破断寿命N_fについては、疲労試験片が完全破断するまでの荷重繰返し数とした。

〔註1〕 鋼板製造会社：川崎製鉄㈱、(株)神戸製鋼所

〔註2〕 疲労実験実施機関：川崎製鉄㈱、(株)神戸製鋼所

4.3 母材の疲労試験結果と考察

4.3.1 鋼材の公称強度別S-N線図

図4.3.1.1に疲労試験データ⁴⁾による厚さ20mmのSB42, HT50, HT60およびHT80（ここではそれぞれYP235MPa, YP360MPa, YP451MPaおよびYP686MPa級鋼と称し、シリーズ名を24BM, 36BM, 46BMおよび70BMとした）母材（黒皮つきあるいは製造まま）のS-N線図（S: Δσ_n, N: N_f）を示す。

一般に、一定応力範囲Sと破断寿命N_fとの平均的関係を示すS-N_f線図は各種のシリーズでそれぞれ異なる勾配を示す。すなわち低強度鋼では緩やかな勾配であり、高強度鋼では急な勾配を示す。したがってこのような場合、長寿命域での構造物の疲労設計においては高強度鋼の方が不利になる場合がある。また、応力範囲とひずみ範囲が比例関係にある場合、勾配の変化はほとんどないといわれている。ここではこのようなことを踏まえ勾配を平均化し簡略化することとし試験結果の整理をおこなった。すなわち、継手種類毎に全データ（実験点）の平均S-N回帰線図を（4.3.1）式から求めた。得られた回帰直線の指数mをその継手種類に対して共通とし、各シリーズ毎の係数Cを（4.3.2）式を用いて算出した。nはデータ数である。S-N回帰直線の指数m、係数C、10⁵回、2×10⁶回疲労強度を表4.3.1.1に示す。S-N回帰直線は次式においてlog(Δσ_n)を独立変数、log(N)を従属変数として回帰した（Δσ_n：応力範囲、N：疲労寿命）。なお、応力の単位はMPaである。

$$\log(N) = m \log(\Delta\sigma_n) + C \quad (4.3.1)$$

$$C = 1/n \sum \log N - m \log(\Delta\sigma_n) \quad (4.3.2)$$

図より、母材強度が大きい程S-N線図は上方に位置している。また、表4.3.1.1の2×10⁶回疲労強度は、S-N線図傾斜直線部の破断データが2×10⁶回以上であるものは（4.3.1）式による計算値を示す。2×10⁶回以上まで破断データがない場合は、2×10⁶回以上のランアウトデータから判断した値、あるいは（4.3.1）式の外挿値を示す。

このようなデータ処理法は、次章以降の溶接継手についても同様である。

4.3.2 鋼材強度と疲労強度の関係

図4.3.2.1に表4.3.1.1の2×10⁶回疲労強度Δσ_wと静的強度（引張強さσ_B、降伏強さσ_y）との関係を示す。疲労強度は静的強度に比較的明瞭に依存する。すなわち、引張強さ、降伏強さが大きくなると疲労強度も大きくなる傾向が認められる。これらの回帰直線は次式で表される。

$$\Delta\sigma_w = 0.275 \sigma_B + 144 \quad (4.3.3)$$

$$\Delta \sigma_w = 0.210 \sigma_y + 205$$

(4.3.4)

4.4 突き合わせ溶接継手の疲労試験結果と考察

図4.4.1は疲労データ⁴⁾を引用した厚さ20mmの各鋼材の被覆アーク溶接による突き合わせ溶接継手（溶接まま）（ここでは鋼材毎のシリーズ名を：24AB, 36AB, 46ABおよび70ABとした）のS-N線図（S： $\Delta \sigma_n$, N： N_f ）を示す。S-N線図の回帰は母材で行った回帰方法と同じとした。S-N回帰直線の指數m, 係数C, 10^5 , 2×10^6 回疲労強度を表4.3.1.1に併記した。溶接ままの突き合わせ継手では、溶接止端部が疲労亀裂発生点となつた。この場合は応力集中があるので、疲労限は多くの場合N = 2×10^6 回より長寿命域で現れる。したがって、表4.3.1.1の 2×10^6 回疲労強度は大部分が回帰直線式で求めた値である。

溶接ままの止端部の応力集中係数K_tは溶接法、溶接条件や溶接時の出来具合などに依存し、突き合わせ継手ではK_t = 1.2 ~ 3.0である⁷⁾。また、溶接による角変形なども疲労強度に影響を及ぼす。ここで解析に用いたデータはこのようなばらつき要因を含んだデータである。

図4.4.1は鋼材別のS-N線図の比較、図4.4.2は鋼材静的強度特性と 2×10^6 回疲労強度の関係である。これらの図より疲労強度の静的強度依存性はほとんど認められない。

4.5 十字隅肉溶接継手の疲労試験結果と考察

4.5.1 溶接まま継手の疲労試験結果

本節での試験においては非荷重伝達型のリブ十字隅肉溶接継手試験片を用いた。図4.5.1.1～4.5.1.3は厚さ22mmの各鋼材十字隅肉溶接継手（溶接まま）（各鋼材のシリーズ名を24AC1, 36AC1, 46AC1および70AC1とした）のS-N線図（S： $\Delta \sigma_n$, N： N_f , N_c , N_p , = $N_f - N_c$ ）を示す。S-N線図の回帰は母材で行った回帰方法と同じとした。S-N回帰直線の指數m, 係数C, 10^5 , 2×10^6 回疲労強度を表4.3.1.1に併記した。また表中に示すK_tは式⁸⁾を用いて求めたものであり、各試験片の主亀裂の発生点と思われる位置の止端部形状から計算した値の平均値である。

図4.5.1.4にAC1シリーズについてのN_c検出のためのひずみ範囲 $\Delta \epsilon_x$ と荷重繰返し数Nの測定例を示す。16枚のひずみゲージの内、一番早くひずみが低下した例で、図中に $\Delta \epsilon_x$ が初期値の5%低下したときの荷重繰返し数を+印で示す。この検出法によるN_cがどの程度の疲労亀裂深さに対応しているかを染色法による亀裂深さ測定を行って調べた。その結果を写真4.5.1.1に示す。N_cは2~2.5mmの亀裂深さに対応していることが確認された。疲労破断は全て溶接止端からであった。図4.5.1.5はN_f, N_c, N_p = 2×10^6 回疲労強度と鋼材静的強度の関係を示す。N_fについて見ると、鋼材強度が高くなるにつれて疲労強度はわずかに低くなるが大差ないと考えられる。また、N_cもN_fと同様の傾向を示す。一方、N_pは高強度鋼ほど高くなる。このことは高強度鋼の疲労寿命が亀裂発生寿命に大きく依存しているものと考えられる。溶接継手の疲労強度は溶接止端部形状により異なるため溶接止端部形状測定から求めた応力集中係数K_tとN_f = 2×10^6 回疲労強度の関係を調べ、図4.5.1.6に示す。図からN_f = 2×10^6 回疲労強度はK_tが大きい程低くなっている。図4.5.1.7はN_c/N_fと降伏強さの関係（実測値）を示す。AC1シリーズでは、鋼材強度が大きくなるにしたがいN_c/N_fは小さくなる傾向にある。また、上記の回帰方法で求めた場合のN_c/N_fは0.8~0.91となり、実測値の0.53~0.82とやや異なる。

4.5.2 溶接部改善継手の疲労試験結果

図4.5.2.1～4.5.2.6にプロファイル処理（シリーズ名を24PC1, 36PC1, 46PC1, 70PC1とした）と止端研削（シリーズ名を24GC1, 36GC1, 46GC1, 70GC1とした）を施した十字隅肉溶接継手のS-N線図を示す。表4.3.1.1にこれらの回帰係数および 10^5 , 2×10^6 回疲労強度を併記した。図4.5.1.4にPC1シリーズおよびGC1シリーズのN_c検出例を示す。この時点の亀裂深さは写真4.5.1.1から観察されるように約2mm程度である。

疲労破断は PC シリーズのように溶接止端部の主板を削り込まない場合はアンダーカットや溶接止端であり、止端部の主板を 0.4 mm 深さに研削除去した GC1 シリーズでは研削底からではあるが、中には除去されずに残存していたアンダーカットからもあった。

図 4.5.2.7 に $N_f, N_c, N_p = 2 \times 10^6$ 回疲労強度と鋼材静的強度特性の関係を示す。これらの図に示されるように溶接部改善処理を行った場合、GC1 シリーズの疲労強度は高強度鋼ほどわずかに高い傾向を示すが、PC1 シリーズのそれは鋼材間にはほとんど差が見られない。この理由は、次のように考えられる。すなわち、溶接部改善処理した PC1 シリーズでは溶接止端部の削除を行っていないため、止端部に残存するくぼみが切欠として作用したものと考えられる。図 4.5.2.8 は N_c / N_f と降伏強さの関係（実測値）を示す。PC1 シリーズや GC1 シリーズの N_c / N_f は 0.7 ~ 0.85 であり高強度鋼がやや低くなる傾向にある。

4.5.3 十字隅肉溶接継手についての考察

図 4.5.3.1 に溶接部改善処理による疲労強度の向上比（=溶接部改善処理の疲労強度 / 溶接ままの疲労強度）を N_f, N_c および N_p について示す。図に示されたように N_f についてみると、プロファイルド処理（PC1 シリーズ）では 1.2 ~ 1.65、止端研削（GC1 シリーズ）で 1.2 ~ 1.6 となるのに対し、 N_c では PC1 シリーズで 1.4 ~ 1.8、GC1 シリーズで 1.2 ~ 1.8 となり、 N_f より N_c に対する改善効果が大きい。即ち、溶接部改善処理による疲労強度の改善効果が亀裂発生寿命に依存しているものと考えられる。また、低強度鋼より高強度鋼の方が大きい改善効果を示す。プロファイルド処理と止端部研削の改善効果はやや止端部研削の方が大きいといえる。

4.6 ワイブル分布ランダム応力に基づく疲労強度比

構造物に作用する荷重がワイブル分布関数に従うランダム応力で与えられるとき、その応力範囲 $\Delta \sigma$ の頻度分布は次式で表される³⁾。

$$\Delta \sigma = \Delta \sigma_{\max} [1 - \log N / \log N_t]^{1/h} \quad (4.6.1)$$

ここに、 $\Delta \sigma_{\max}$: 最大応力範囲 (N_t サイクル中に 1 回出現)

N_t : 繰返し数

N : $\Delta \sigma$ なる応力範囲を越える繰返し数

h : ワイブルパラメータ

この分布式で $\Delta \sigma_{\max}$ をある値に設定すると、マイナー則 [σ_i での寿命 N_i, σ_i での繰返し数を n_i とするとき、破断の条件が $\sum (n_i / N_i) = 1 = D$ であるとする説] により、与えられた S-N 線図に対する疲労損傷率 D を求めることができる。逆に $D = 1$ になる $\Delta \sigma_{\max}$ を決めることができる。この計算において、S-N 線図に対する応力は 0 ~ $\Delta \sigma_{\max}$ を 20 等分した各分割区域の中央値を用いる。†

$N_t = 10^8, h = 1.0$ とし、応力範囲を 20 等分したときの繰返し数分布を表 4.6.1 に示す。この頻度分布を用いて $D = 1$ となる $\Delta \sigma_{\max}$ を求めた結果を表 4.6.2 のワイブル分布 (N_f, N_c, N_p) の欄に $\Delta \sigma_{\max}$ として示す。各応力分割に対する繰返し数 N と S-N 線図の関係の例を図 4.6.1 ~ 4.6.5 に示す。ここで用いた S-N 線図は図 4.3.1, 4.4.1, 4.5.1.1 ~ 4.5.1.3 および 4.5.2.1 ~ 4.5.2.3 である。

$N_t = 10^8$ は海洋構造物一生の荷重繰返し数として使われる値であり、 $h = 1.0$ のとき (4.6.1) 式は指數分布となる。図 4.6.1 ~ 4.6.5 で S-N 線図の垂直距離が最も近い分布応力が最大の疲労損傷を与え、疲労寿命の支配的応力となっている。このようにして定めた $\Delta \sigma_{\max}$ を軟鋼の疲労強度と各鋼材の疲労強度の比 (= 軟鋼の $\Delta \sigma_{\max}$ / 各鋼材の $\Delta \sigma_{\max}$) とし、このようにして求めた値をワイブル分布に基づく疲労強度比、 κ とした。図 4.6.6 にワイブル分布に基づく疲労強度比、 $1/\kappa$ と無次元化した降伏強さ $\sigma_y n$ (= 各鋼材の降伏強さ / 軟鋼の降伏強さ) の関係を示す。また図中には十字隅肉溶接継手については N_c, N_p について同様の検討を行った結果を併記した。同図の破断寿命 N_f で見られるように母材 (BM シリーズ) は降伏強さの上昇に伴い疲労強度比 $1/\kappa$ も上昇する。これは高強度鋼の優位

性を示している。しかし、突き合わせ溶接継手の溶接まま（ABシリーズ）、十字隅肉溶接継手の溶接まま（AC 1シリーズ）および十字隅肉溶接継手の止端改善処理したプロファイルド継手（PC 1シリーズ）やトウグラインド継手（GC 1シリーズ）などではいずれもこの傾向が見られない。溶接まま継手、溶接部改善処理継手とも、 $1/\kappa$ はほぼ 1 となる。この理由は明らかでない。

高橋ら⁹⁾は本研究で使用した試験片の応力集中係数 K_t とほぼ同程度の K_t を有する切欠き付母材の疲労強度が鋼材種類によって大差ないことを調べている。また、成本¹⁰⁾らは高張力鋼の疲労強度が軟鋼のそれより高くなるケースは、止端部を手入れまたは余盛を削除した平滑材で応力集中率が小さい場合に限られることを指摘している。このことは切欠き材疲労強度において鋼材強度に比例した疲労強度を得るためににはもっと K_t を小さくする必要があることを示唆している。

改善処理は十字隅肉溶接継手について実施したものであるが、突き合わせ溶接継手についてもこのような現象が生ずるのか、また鋼材強度に比例した疲労強度を得るために K_t を幾らにすればよいかについては今後の課題と考えられる。同図の N_c および N_p についても強度依存性は見られない。

表 4.6.2 の回帰係数を用いて算出したワイル分布に基づく N_f の疲労強度を継手種類毎に図 4.6.7 ~ 4.6.12 に示す。図に見られるように母材はいずれの N_f 疲労強度についても高強度鋼が軟鋼より高い。突き合わせ溶接継手や十字隅肉溶接継手の溶接までの $N_f = 2 \times 10^6$ 疲労強度は鋼材間の差はほとんどなく、改善処理した十字隅肉継手については軟鋼より高強度鋼の方がわずかに高い。

4.7 結論

本研究では海洋構造物に使用される軟鋼である YP 235 MPa 級鋼、HT 60 である YP 451 MPa 級鋼および HT 80 である YP 686 MPa 級鋼の 22 mm 厚十字隅肉溶接継手（溶接ままおよび溶接部改善処理）について疲労試験を実施し、使用鋼材の種類と各継手の疲労強度を把握するとともに、ひずみゲージによる亀裂発生寿命の検出を試みた。また、既報データ^{4), 5), 6)} を引用し、鋼材強度による疲労強度の違い、溶接継手分類による疲労強度の違い、応力に換算した疲労損傷の違いについて検討した。その結果、以下の結論を得た。

- (1) 亀裂発生寿命は、溶接止端部より 10 mm 離れた位置に添付したひずみ範囲をモニターし、ひずみ範囲が初期値から 5 % 低下した時までの荷重繰返し数として検出できる。その亀裂発生寿命は、亀裂深さ 1 ~ 2 mm に対応している。
- (2) 十字隅肉溶接継手の溶接まま疲労強度に対する鋼材強度依存性は、破断寿命より亀裂発生寿命に対する効果が比較的大きい。
- (3) 突き合わせ溶接継手の溶接まま疲労強度に対する鋼材強度依存性はほとんど認められない。
- (4) 十字隅肉溶接継手の N_p に対する疲労強度は溶接まま、溶接部改善処理とも高強度鋼の方がやや高い。
- (5) 母材の疲労強度は比較的明瞭に鋼材強度に依存し、静的強度が高くなるほど疲労強度も上昇する傾向が見られる。
- (6) 溶接部改善処理による疲労強度の改善効果は N_f より N_c に対する効果の方が大きく、低強度鋼より高強度鋼の方が比較的大きい。
- (7) 構造物に作用するランダム応力の頻度分布を考慮した疲労強度比、 $1/\kappa$ ($\kappa =$ 軟鋼の $\Delta \sigma_{max}$ / 各鋼の $\Delta \sigma_{max}$) は、平滑母材では鋼材強度の上昇に伴って疲労強度も上昇する。所謂、疲労強度の鋼材強度依存性が認められる。溶接まま継手および止端部改善処理継手疲労強度のそれは比較的小さい。
- (8) 溶接継手疲労強度の向上は止端部の応力集中率を小さくする必要がある。

参考文献

- 1) 有田行雄、梶本勝也：鉄と鋼、66(1980) p. 1187
- 2) American Petroleum Institute, "Recommended Practice Planning, Designing, and Constructing Fixed Offshore Platforms", 1981

- 3) Det Norske Veritas , Norway , "Classification Notes , Note No. 30. 2, Fatigue Strength Analysis for Mobil Offshore Units" , 1981
- 4) 征矢勇夫 ; JSSC 疲労設計指針改定委員会資料 (未公表),
- 5) 第 202 研究部会報告書「海洋構造物の疲労設計法および溶接部の品質に関する研究」, 日本造船研究協会 (S 62. 3)
- 6) 第 202 研究部会報告書「海洋構造物の疲労設計法および溶接部の品質に関する研究」, 日本造船研究協会 (H 1. 3)
- 7) 金属材料技術研究所, 疲れデータシート資料 2 " 溶接構造用高張力鋼溶接継手の疲れ寿命特性" (1983)
- 8) 辻 勇, 「非荷重伝達型隅肉溶接継手の止端部の応力集中係数の推定式」, 日本造船研究協会 SR 202部会資料, 13-139 (1990)
- 9) 高橋賢司, 伊藤昭典, 矢崎陽一 : 鉄と鋼, 57 (1971), p. 1524
- 10) Natumoto , A. , Akahide , K. , Kikukawa , S. and Kawai , Y. : "Corrosion Fatigue Strength of High Strength Low Alloy Steel for Offshore Structures , " paper OTC 5003 presented at Offshore Technology Conference , May 6- 9, 1985

表 4.2.1 供試材の化学組成

鋼 板	C	Si	Mn	P	S	Al	Cu	Ni	Cr	Mo	V	Ti	Nb	B	Ceq (wt. %)
YP235MPa	0.07	0.26	1.38	0.008	0.001	0.034	—	—	—	—	0.014	—	—	—	0.30*
YP360MPa ⁵⁾	0.10	0.27	1.42	0.012	0.003	0.044	0.01	0.02	0.03	—	—	—	0.01	0.0001	0.354*
YP360MPa ⁶⁾	0.10	0.21	1.50	0.015	0.002	0.035	0.02	0.02	0.03	—	—	—	—	—	0.359*
YP360MPa ⁶⁾	0.10	0.35	1.45	0.021	0.004	0.031	0.01	0.02	0.03	0.002	—	—	—	—	0.352*
YP451MPa	0.09	0.25	1.52	0.005	0.001	0.038	0.23	0.55	—	—	0.034	—	—	—	0.40*
YP686MPa	0.11	0.18	0.85	0.009	0.005	—	0.23	0.79	0.52	0.43	0.03	—	—	—	0.49**

*) Ceq=C+Mn/6+(Cu+Ni)/15+(Cr+Mo+V)/5
**) Ceq=C+Si/24+Mn/6+Ni/40+Cr/5+Mo/4+V/14

表 4.2.2 供試材の機械的性質

鋼 板	降伏強さ ^{a)} 耐力 MPa (kgf/mm ²)	引張強さ MPa (kgf/mm ²)	破断伸び %	吸収エネルギー 2mm ノック J
YP235MPa	364 (37.1)	466 (47.6)	30	317*
YP360MPa ⁵⁾	438 (44.7)	547 (55.8)	22	237**
YP360MPa ⁶⁾	452 (46.1)	546 (55.7)	22	259**
YP360MPa ⁶⁾	466 (47.5)	571 (58.2)	18	279**
YP451MPa	539 (55.0)	607 (61.9)	19	312*
YP686MPa	775 (79.0)	814 (81.3)	22	244***

* 試験温度-20°C
** 試験温度-40°C
*** 試験温度-15°C

表 4.2.3 鋼材の種類と疲労強度に関する試験シリーズ

継手種類 荷重	鋼材の種類	シリーズ	主板厚 t_1 (mm)	リブ板厚 t_2 (mm)	脚長 l_1 (mm)	溶接止端部 処理方法
母材 引張	軟鋼 YP235MPa	24 BM	20	—	—	—
	HT50 YP360MPa	36 BM				
	HT60 YP451MPa	46 BM				
	HT80 YP686MPa	70 BM				
突合わせ 継手 引張	軟鋼 YP235MPa	24 AB	20	—	—	溶接まま
	HT50 YP360MPa	36 AB				
	HT60 YP451MPa	46 AB				
	HT80 YP686MPa	70 AB				
リブ十字 継手 引張	軟鋼 YP235MPa	24 AC1	22	10	9	溶接まま
		24 PC1				ガラフイルド
		24 GC1				トウグラインド
	HT50 YP360MPa	36 AC1 ⁵⁾	22	10	9	溶接まま
		36 PC1 ⁶⁾				ガラフイルド
		36 GC1 ⁶⁾				トウグラインド
	HT60 YP451MPa	46 AC1	22	10	9	溶接まま
		46 PC1				ガラフイルド
		46 GC1				トウグラインド
	HT80 YP686MPa	70 AC1	22	10	9	溶接まま
		70 PC1				ガラフイルド
		70 GC1				トウグラインド

表 4.2.4 溶接条件

供試 鋼板	主板 板厚 t_1 (mm)	リブ 板厚 t_2 (mm)	溶接方法	溶接材料	棒径 (mm)	電流 (A)	電圧 (V)	速度 (cm/min)	入熱 (kJ/mm)	予熱 (°C)	層間 温度 (°C)	実施 年度
YP235 MPa	22	10	被覆 アーク 溶接	B-17 JIS D4301 DH4301相当	4	180	25	20 ~ 22	1.2 ~ 1.3	100	100 ~ 150	90
YP360 MPa				L-55SN AWS E7016-G 該当	5	220	25	19	1.7	100	100 ~ 200	86
YP360 MPa				L-55SN AWS E7016-G 該当	5	220	25	19	1.7	100	100 ~ 150	87
YP360 MPa		被覆 アーク 溶接	KSA-76N AWS E7016-G 該当	5	220	24	19		1.7	100	100 ~ 150	
YP451 MPa				LB-62 JIS D5816 D6216 相当	4	170	24	15 ~ 16	1.5 ~ 1.6	100	100 ~ 150	90
YP686 MPa				KSA-116 JIS Z3213 D8016 相当	4	170	28	14 ~ 17	1.9	100	100 ~ 150	

表 4.2.5 溶接止端仕上げ条件

仕上げ方法	ペンシリグライナー
仕上げ方向	溶接方向と直角方向
砥石	軸付砥石：ロータリーバー，(B-0616) 東芝タンガロイ銛製
仕上げ半径	3.0mm(トウグラインド試験片)
仕上げ深さ	0 (プロファイルド試験片), 0.4mm (トウグラインド試験片)
仕上げ箇所	溶接止端部

表 4.2.6 溶接部形状改善継手の溶接部寸法

試験片	主板 板厚 t_1 (mm)	リブ 板厚 t_2 (mm)	脚 長		溶接部仕上形状		応力集中 係数 K_t
			l ₁ (mm)	l ₂ (mm)	ρ (mm)	θ (deg)	
プロファイルド	22	10	9	9	3	40	2.0
トウグラインド	22	10	9	9	3	45	2.1

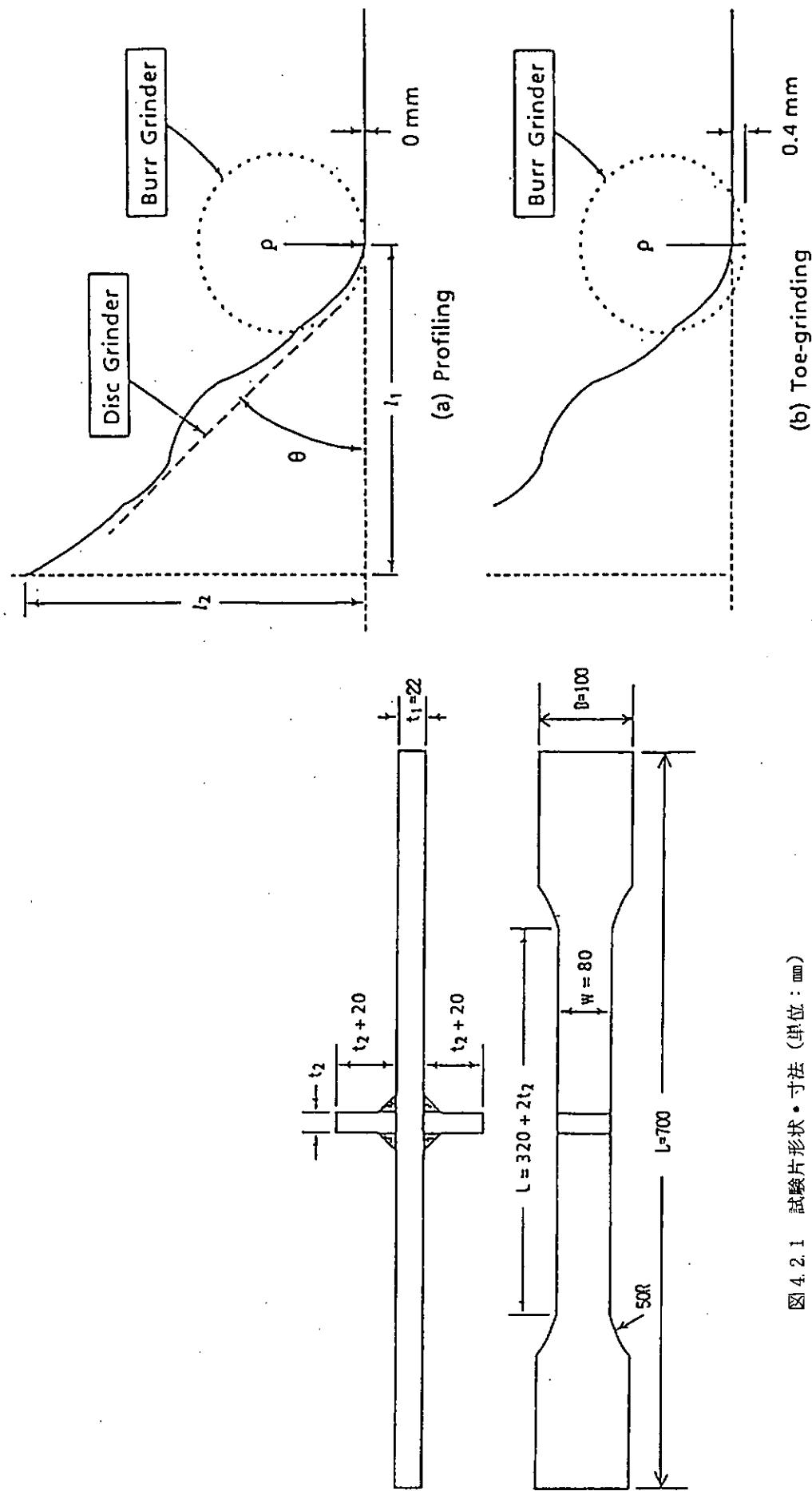


図 4.2.1 試験片形状・寸法 (単位: mm)

図 4.2.2 溶接部の改善処理方法

表 4.3.1 各鋼材の継手種類による S-N 線図の回帰係数および疲労強度

継手種類	鋼材の種類	K _u	シリーズ	logN _c =m logΔσ + C			logN _r =m logΔσ + C			疲労強度 (MPa)			logN _r =m logΔσ + C			疲労強度 (MPa)		
				m	C	10 ⁵ (回)	2x10 ⁶ (回)	m	C	10 ⁵ (回)	2x10 ⁶ (回)	m	C	10 ⁵ (回)	2x10 ⁶ (回)	m	C	
母材	YP235MPa	—	24B	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	21.543	383.6	270.0	
	YP360MPa	—	38B	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	21.909	437.5	274.0	
	YP451MPa	—	46B	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	22.466	534.6	334.8 *	
	YP686MPa	—	70B	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	22.734	588.6	388.7	
突合せ継手 (溶接付)	YP235MPa	—	24AB	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	14.944	331.0	154.9	
	YP360MPa	—	36AB	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	14.875	317.8	148.7	
	YP451MPa	—	46AB	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	14.891	320.9	150.2 *	
	YP686MPa	—	70AB	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	—	14.849	313.2	146.6	
十字継手 (溶接付)	YP235MPa	2.74	24AC1	13.114	265.2	108.4	—	14.156	167.4	80.8	—	13.884	269.0	118.6	—	—	—	
	YP360MPa	2.71	36AC1	13.137	269.6	110.2	-4.1174	14.429	195.0	94.2	-3.6565	13.969	283.7	125.0	—	—	—	
	YP451MPa	3.56	46AC1	12.873	224.7	91.8	—	14.060	158.7	76.6	—	13.686	237.5	104.7	—	—	—	
	YP686MPa	3.15	70AC1	12.812	212.5	88.1	—	14.457	198.0	95.7	—	13.775	251.1	110.7	—	—	—	
十字継手 (溶接なし)	YP235MPa	1.97	24PC1	14.555	333.0	151.0	—	12.036	227.0	83.3	—	14.275	359.8	157.6	—	—	—	
	YP360MPa	1.79	36PC1	14.574	336.9	152.8	—	12.054	230.3	84.5	—	14.300	365.6	160.1	—	—	—	
	YP451MPa	2.00	46PC1	14.714	366.7	166.3	—	12.145	247.1	90.6	—	14.422	394.9	172.9	—	—	—	
	YP686MPa	1.79	70PC1	14.431	308.8	140.1	—	12.096	237.8	87.2	—	14.197	342.5	150.0	—	—	—	
十字継手 (ドライビング)	YP235MPa	2.43	24GC1	14.573	356.4	160.4	—	13.890	245.8	109.8	—	14.715	377.5	170.6	—	—	—	
	YP360MPa	2.22	36GC1	14.267	295.5	132.9	-3.7187	13.915	249.7	111.6	-3.7701	14.500	331.0	149.5	—	—	—	
	YP451MPa	2.22	46GC1	14.590	360.2	162.1	—	13.851	239.9	107.2	—	14.738	382.8	172.9	—	—	—	
	YP686MPa	2.15	70GC1	14.568	355.4	159.9	—	14.006	264.2	118.2	—	14.754	286.5	174.6	—	—	—	

*: (4.3.1, 4.3.2) 式による外挿値

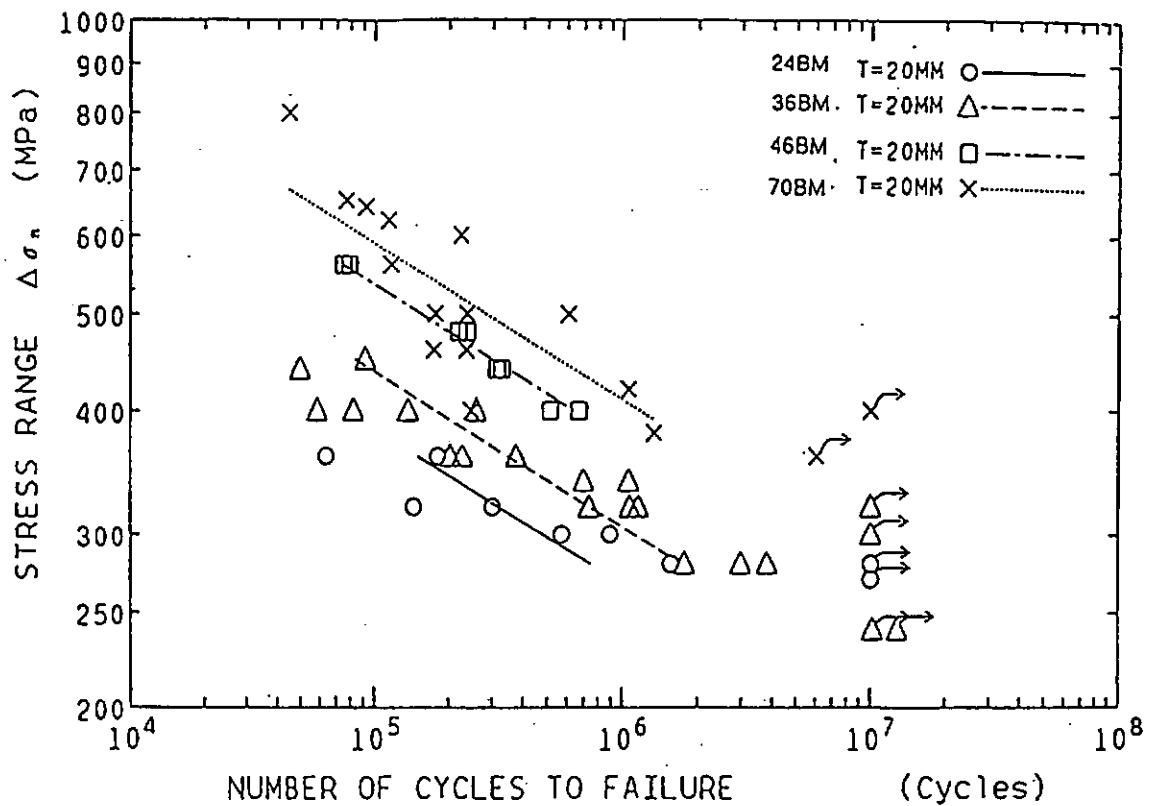


図 4.3.1.1 母材 (BM シリーズ) の強度別 S-N 線図 (黒皮つき, 製造まま)

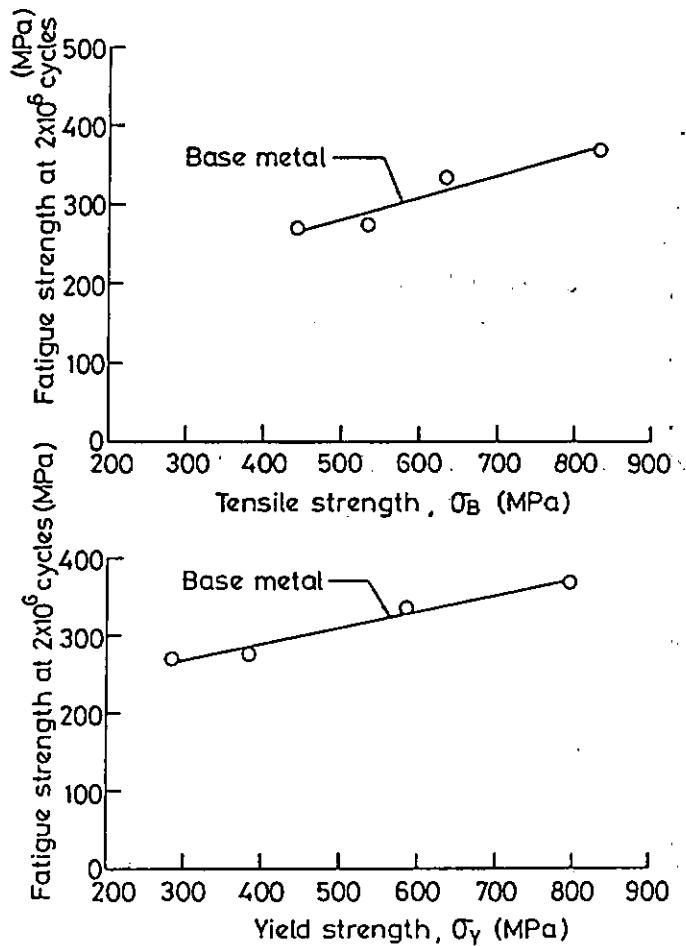


図 4.3.2.1 母材 (BM シリーズ) 200 万回疲労強度と鋼材強度の関係

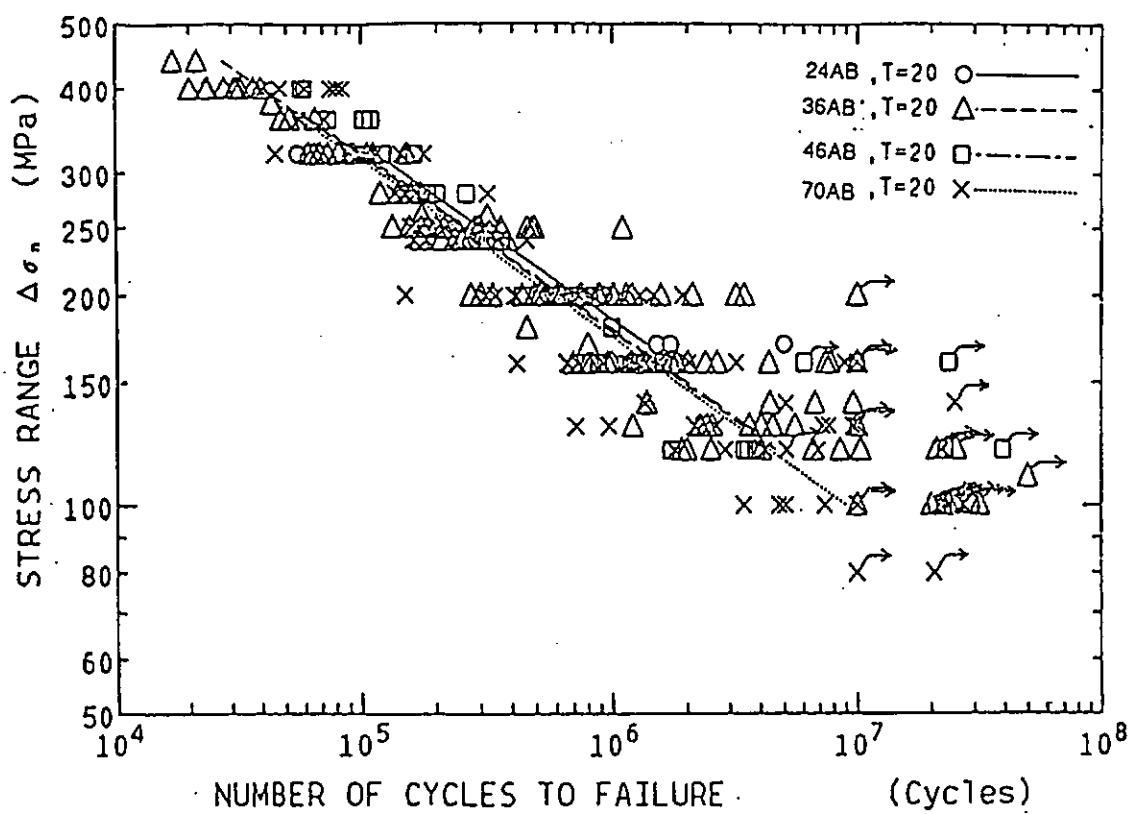


図 4.4.1 突合せ継手（AB シリーズ）の S-N_f 線図

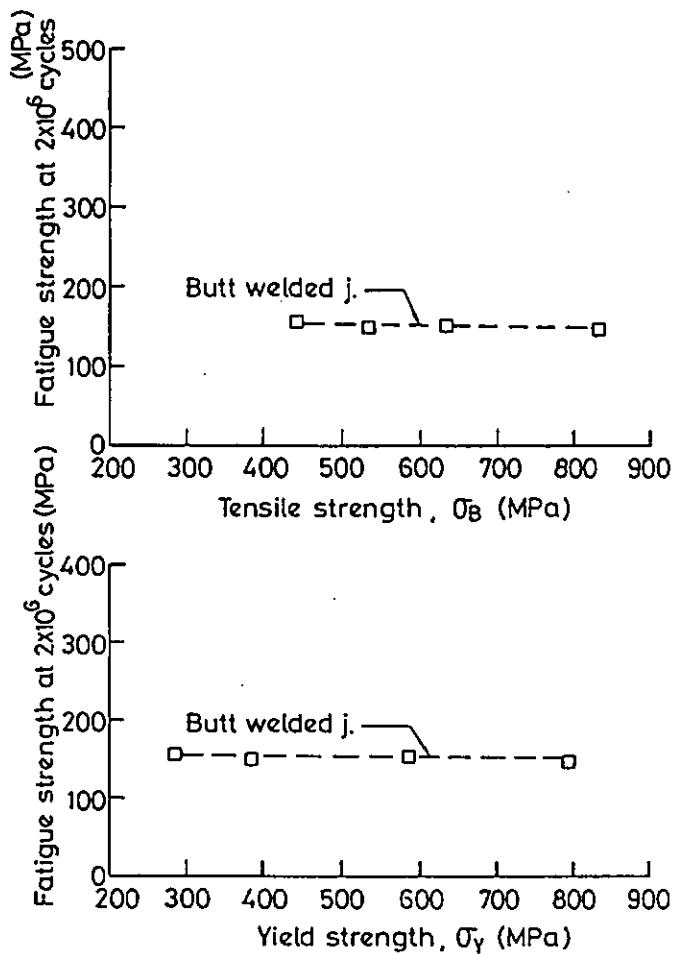


図 4.4.2 突合せ継手（AB シリーズ）の 200 万回疲労強度と鋼材強度の関係

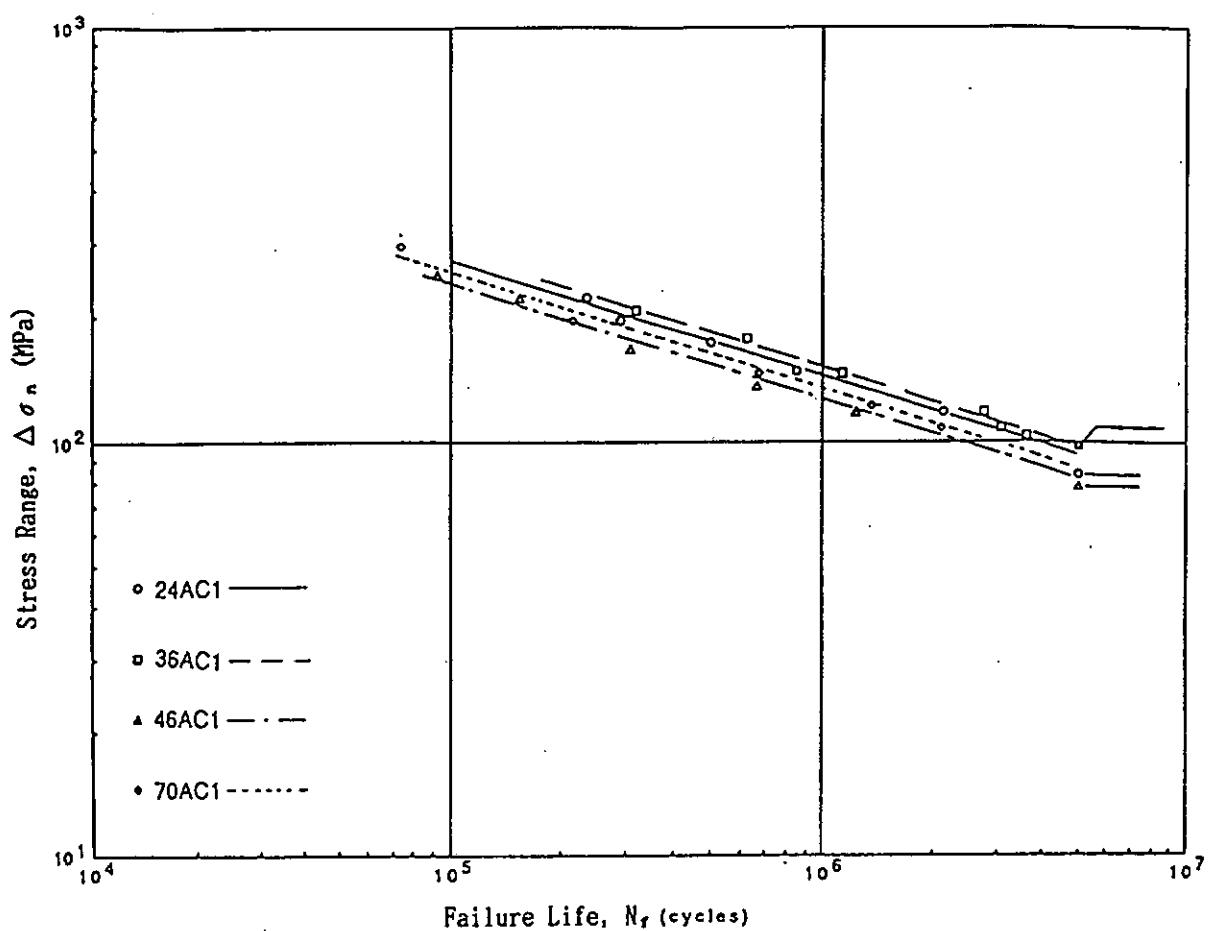


図 4.5.1.1 十字継手（AC 1 シリーズ）の強度別 S-N_f 線図

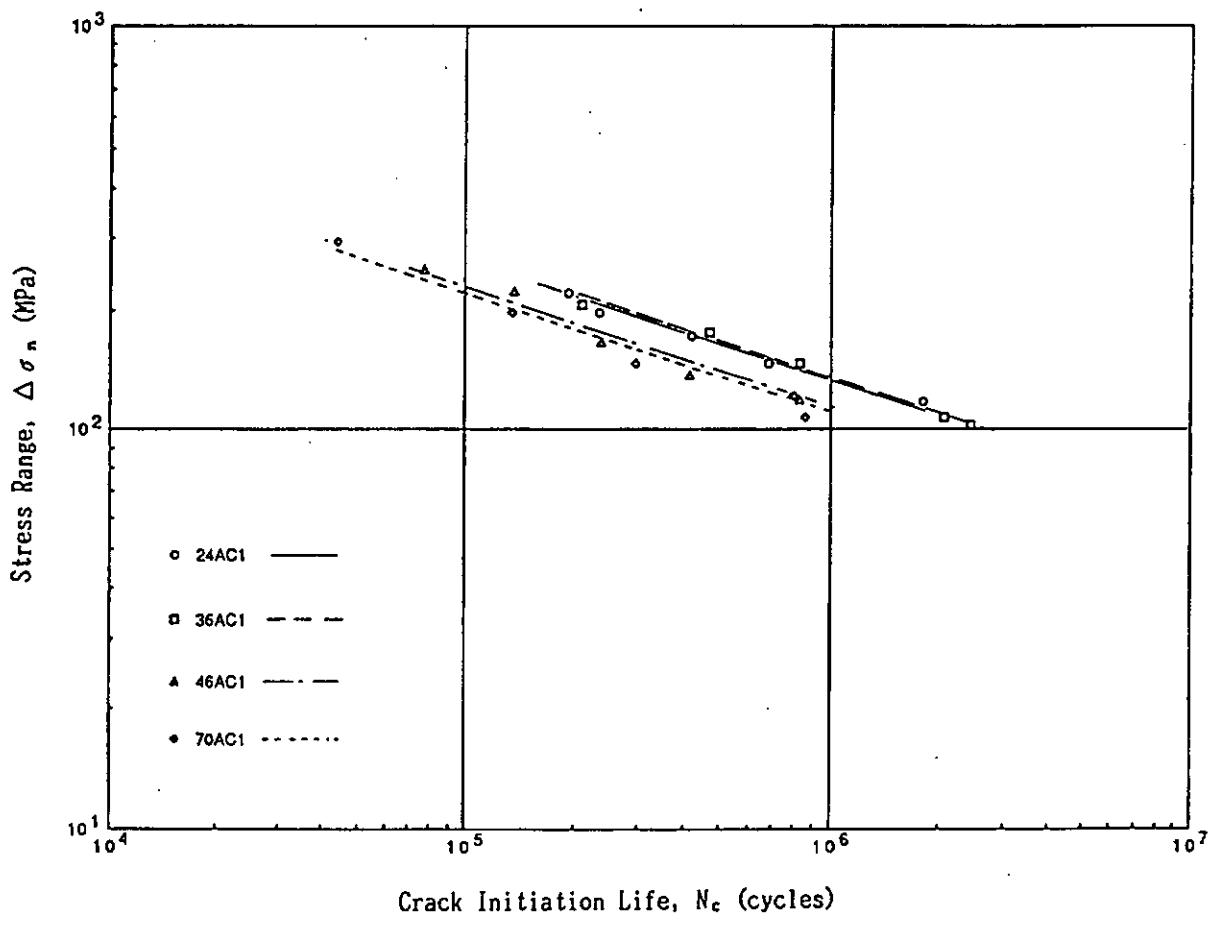


図 4.5.1.2 十字継手（AC 1 シリーズ）の強度別 S-N_c 線図

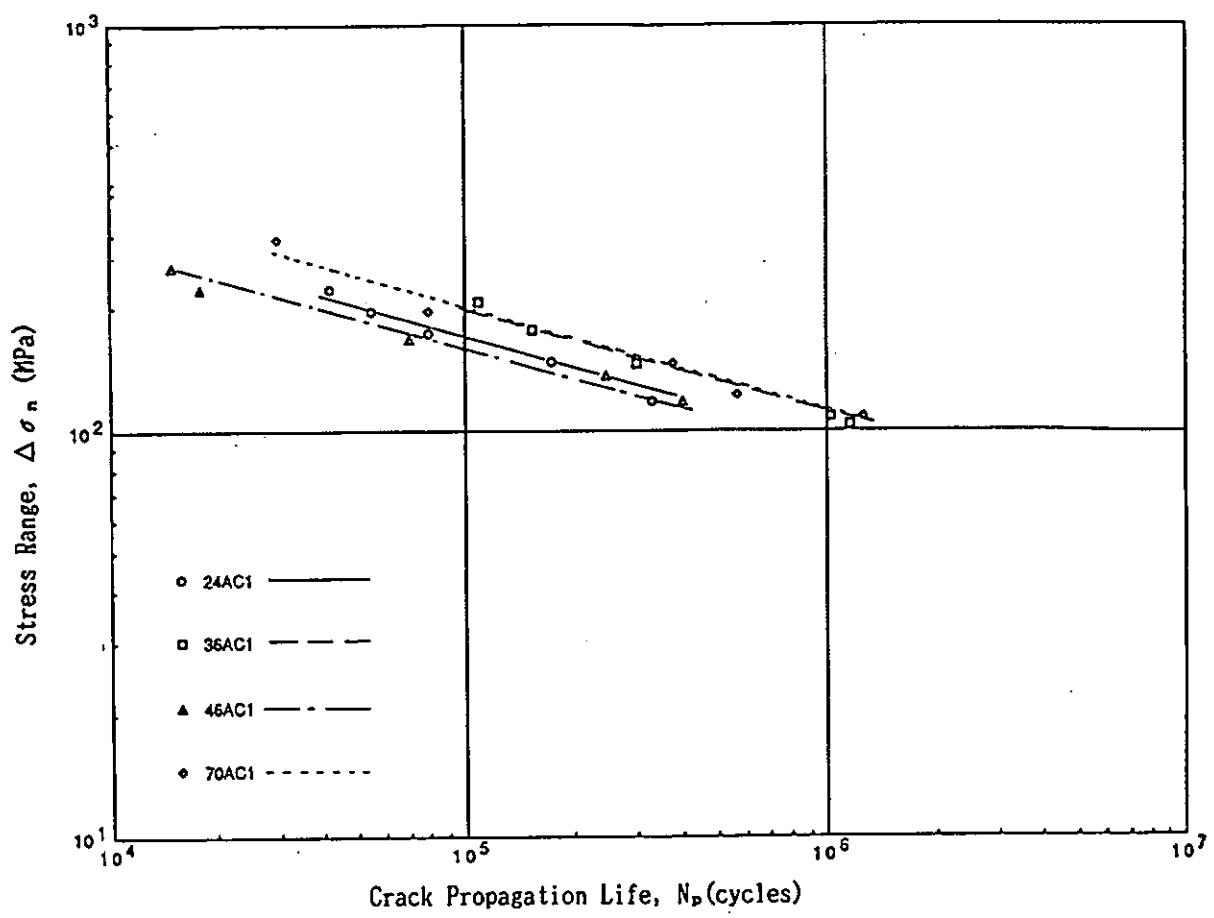


図 4.5.1.3 十字継手（AC 1 シリーズ）の強度別 S-N_p 線図

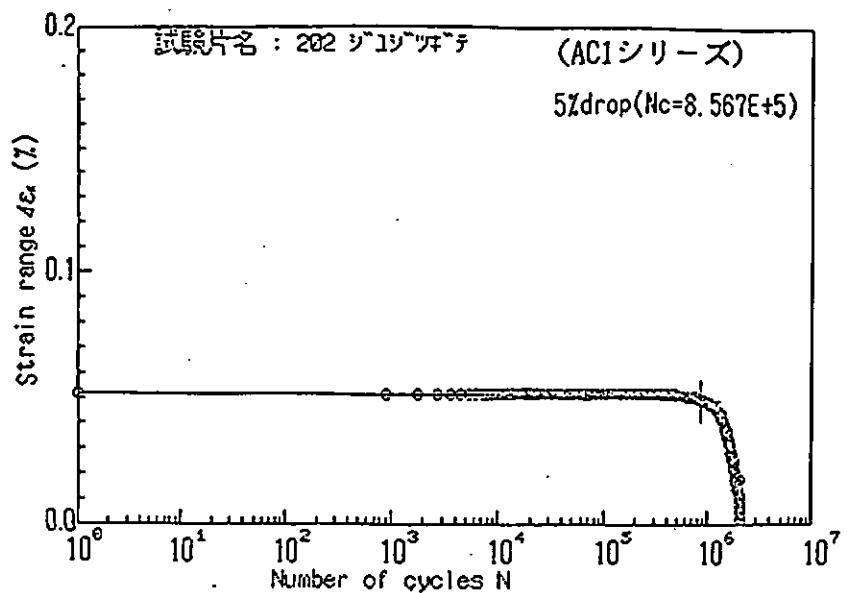


図 4.5.1.4 疲労亀裂発生寿命 N_c 検出の例 (AC1シリーズ)

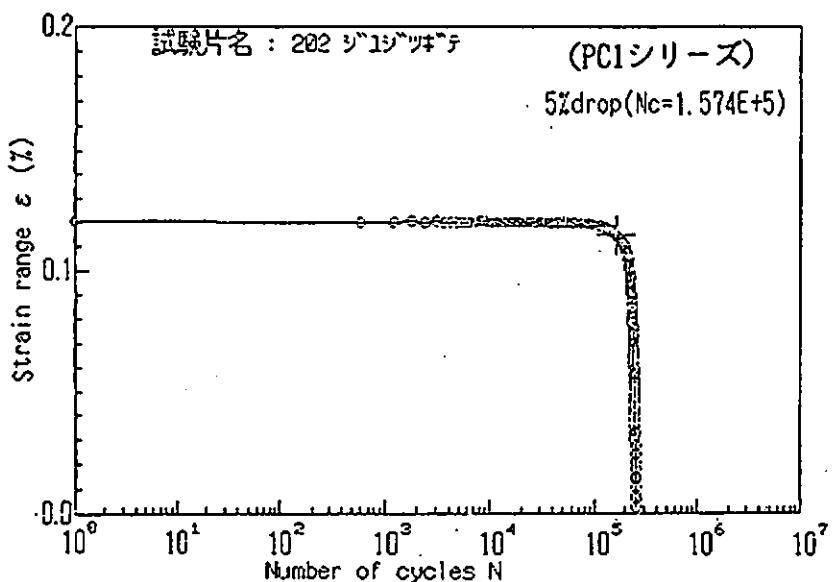


図 4.5.2.7 疲労亀裂発生寿命 N_c 検出の例 (PC1シリーズ)

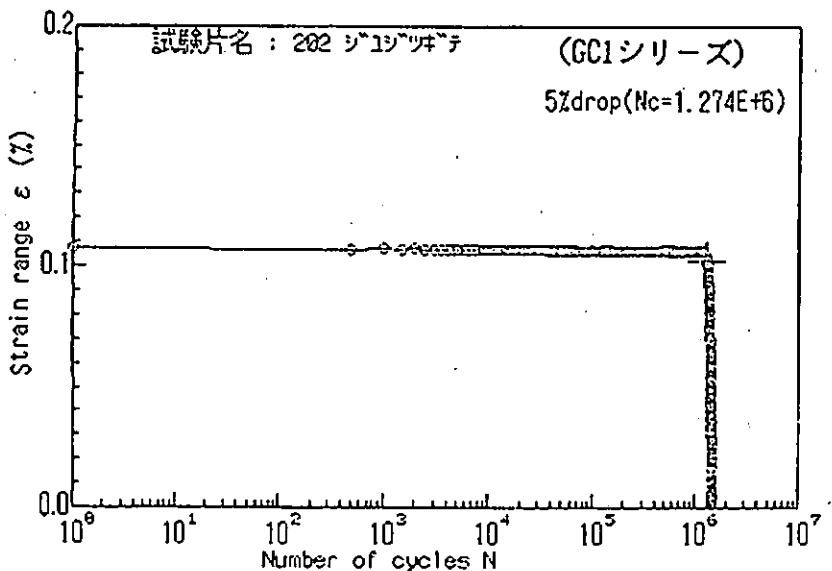


図 4.5.1.4 疲労亀裂発生寿命 N_c 検出の例

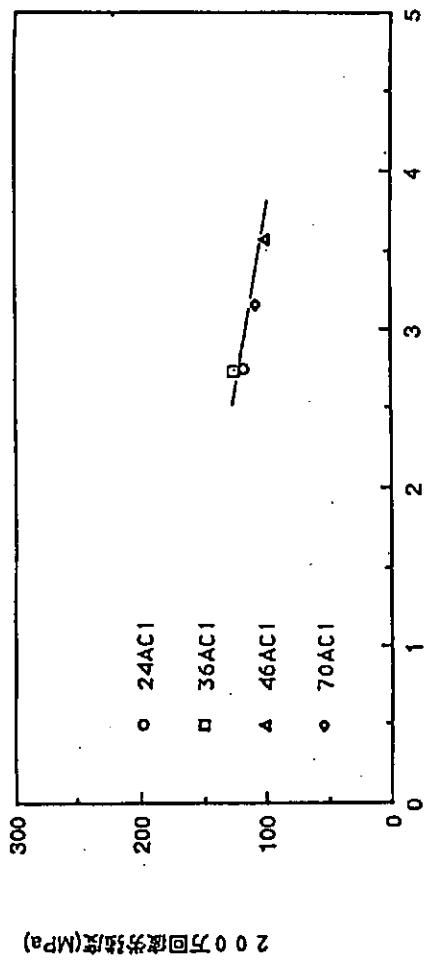


図 4.5.1.6 十字継手 (AC 1 シリーズ) の 200 万回
疲労強度と応力集中係数 K_t の関係

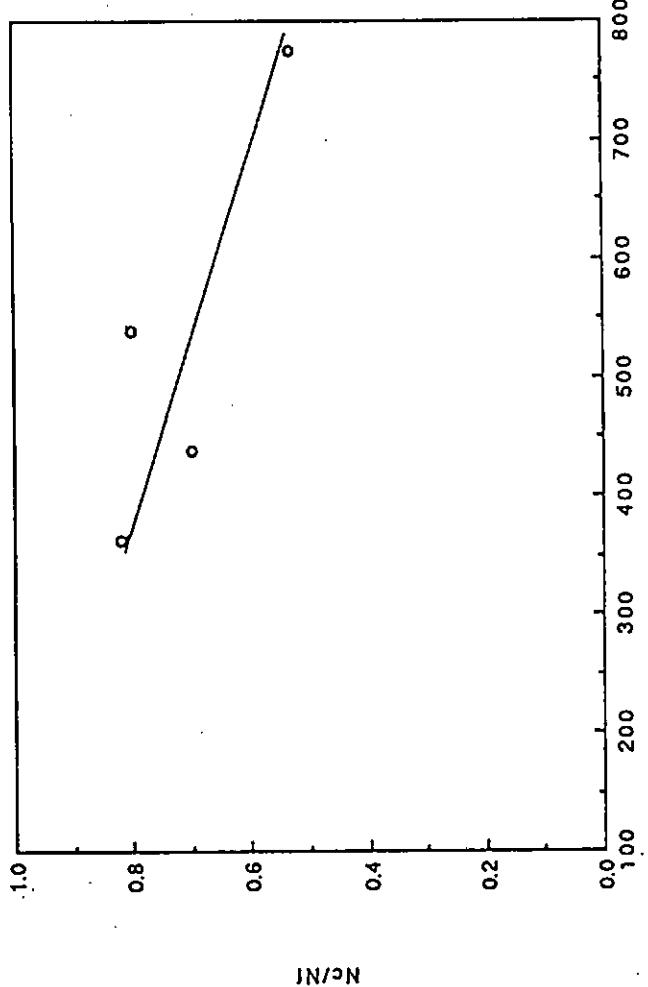


図 4.5.1.7 AC 1 シリーズの N_c / N_t と降伏強さ σ_y の関係 (実測値)

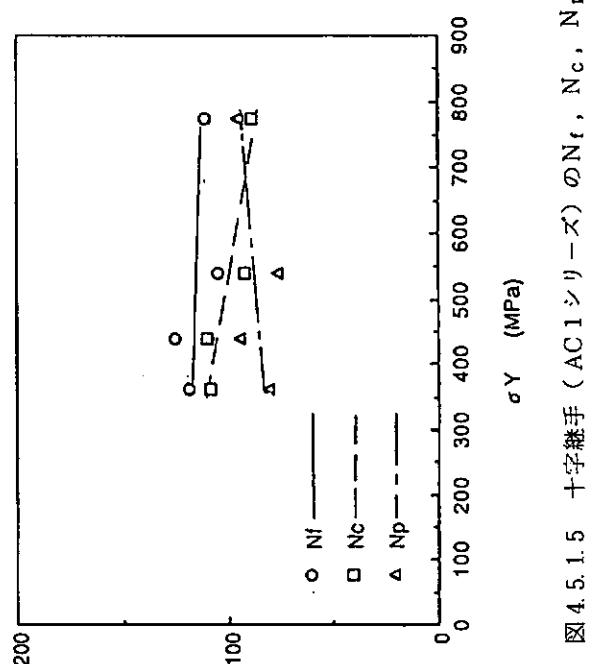
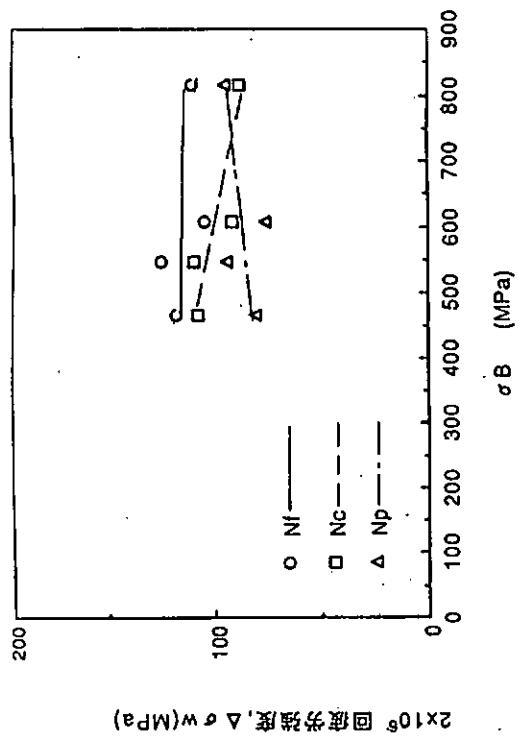


図 4.5.1.5 十字継手 (AC 1 シリーズ) の N_f, N_c, N_p
= 200 万回疲労強度と鋼材強度特性の関係

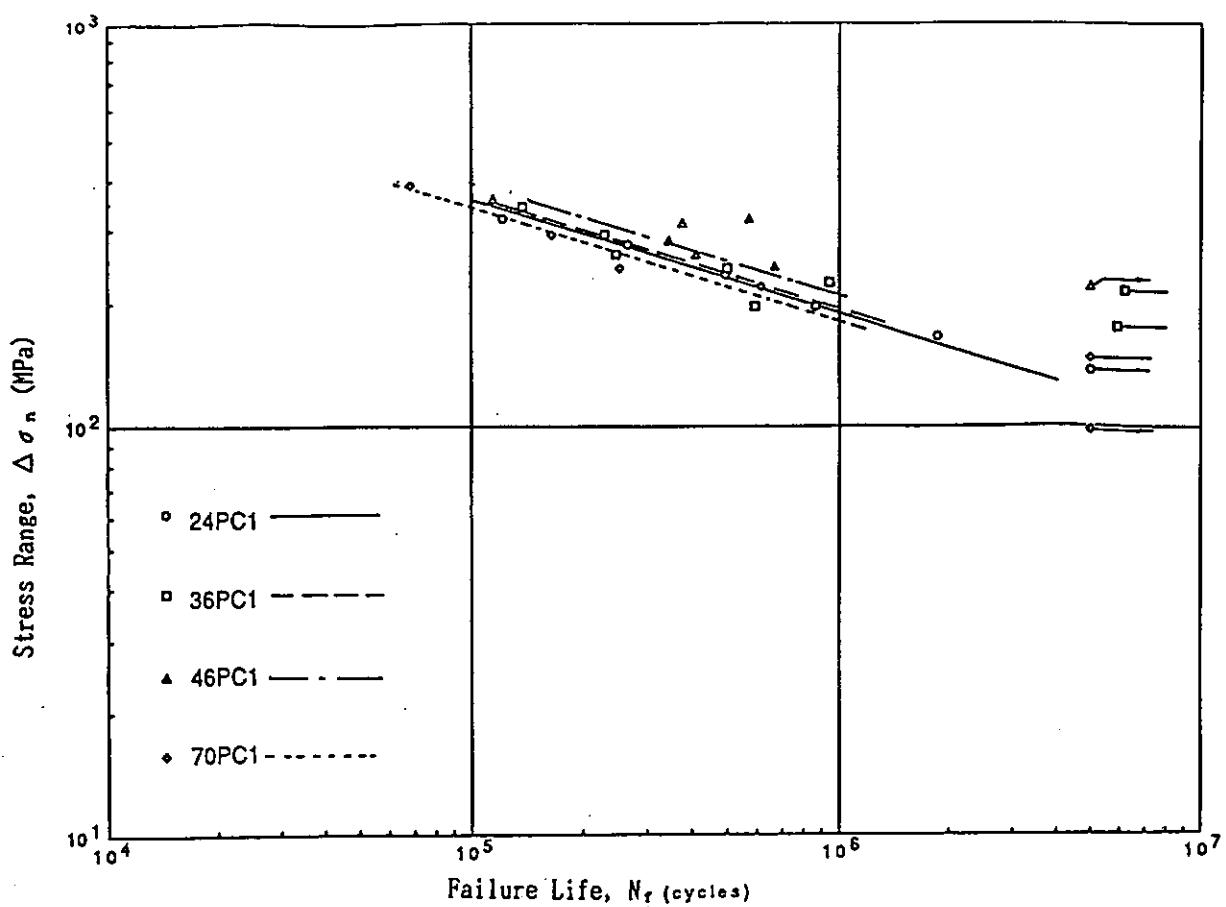


図 4.5.2.1 十字継手 (PC 1 シリーズ) の強度別 S-N_f 線図

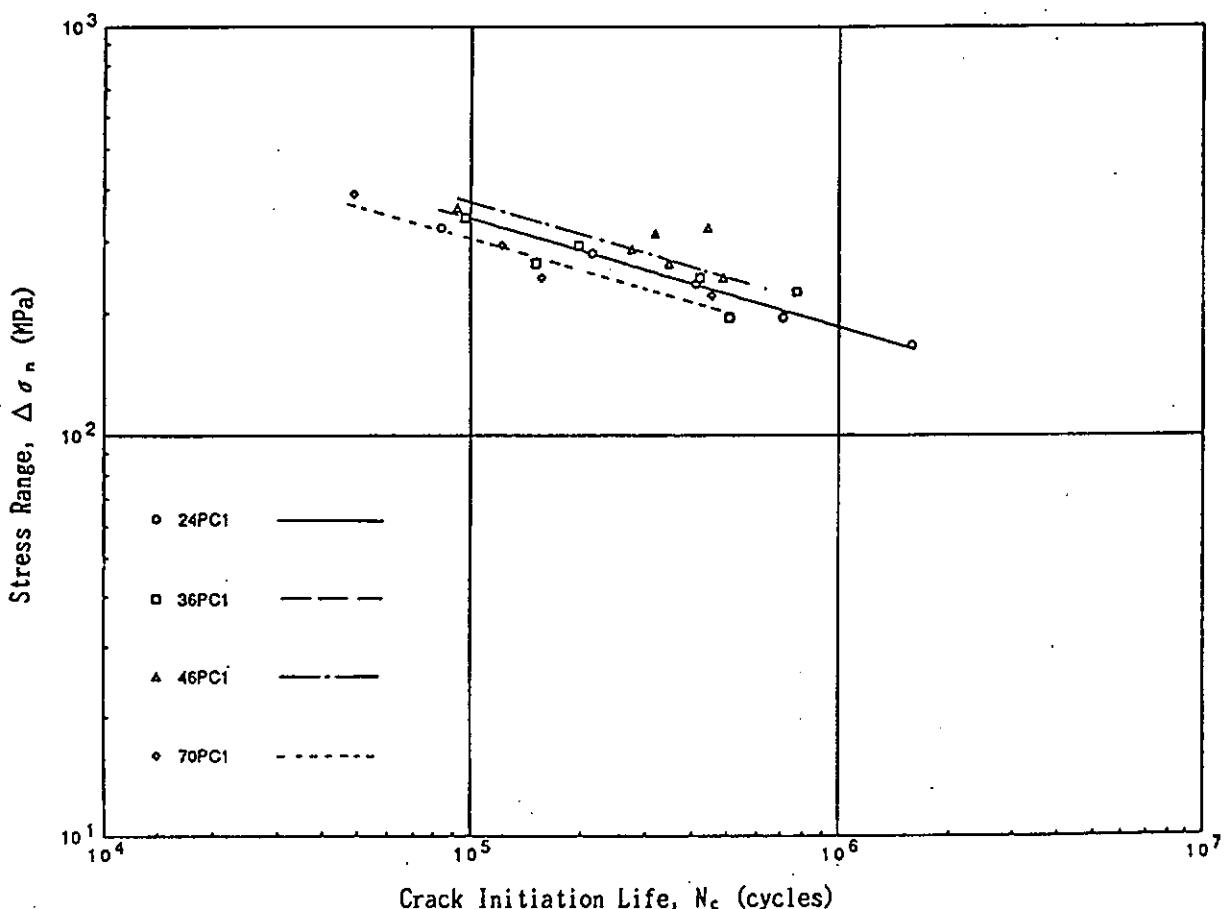


図 4.5.2.2 十字継手 (PC 1 シリーズ) の強度別 S-N_c 線図

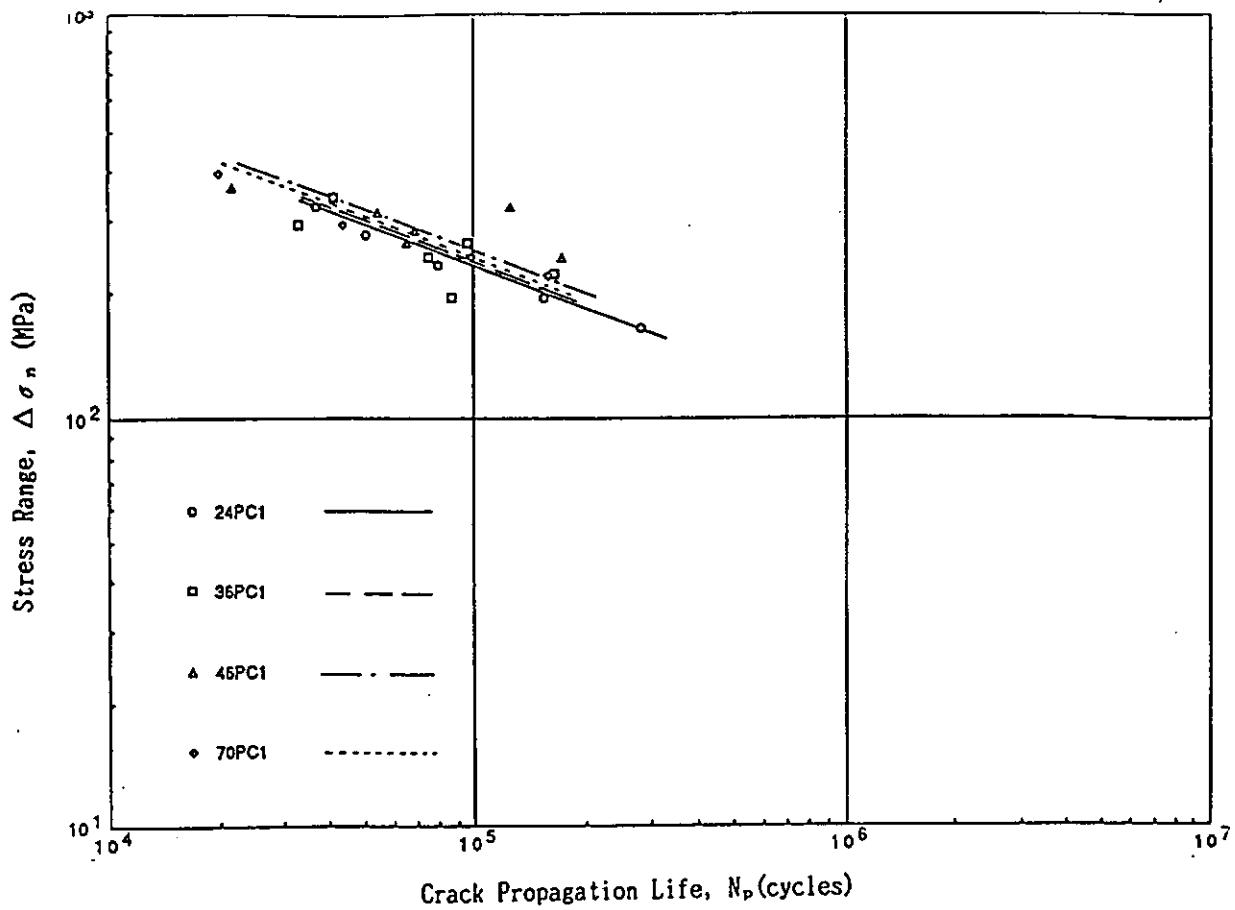


図4. 図4.5.2.3 十字継手（PC1シリーズ）の強度別S-N_p線図

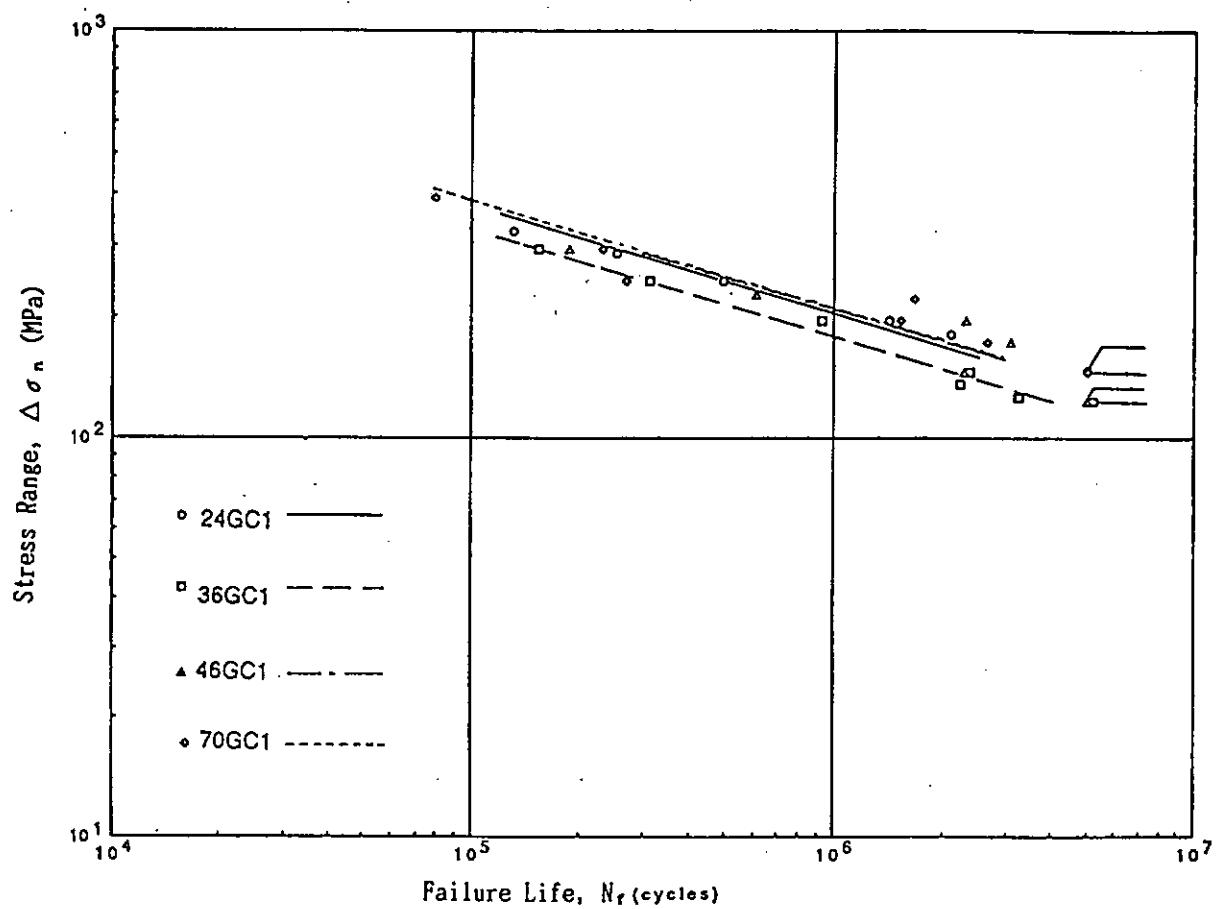


図4.5.2.4 十字継手（GC1シリーズ）の強度別S-N_f線図

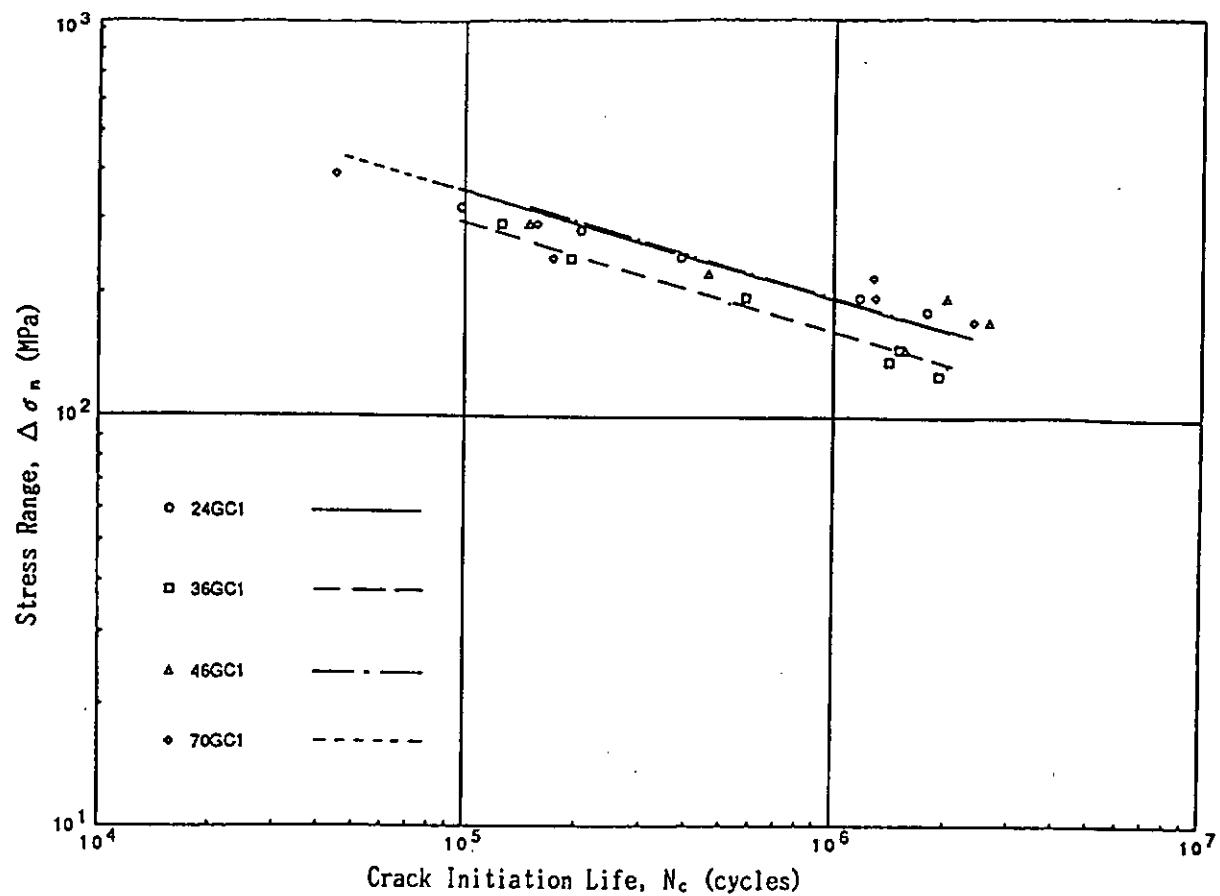


図 4.5.2.5 十字継手（GC 1 シリーズ）の強度別 S-N_c 線図

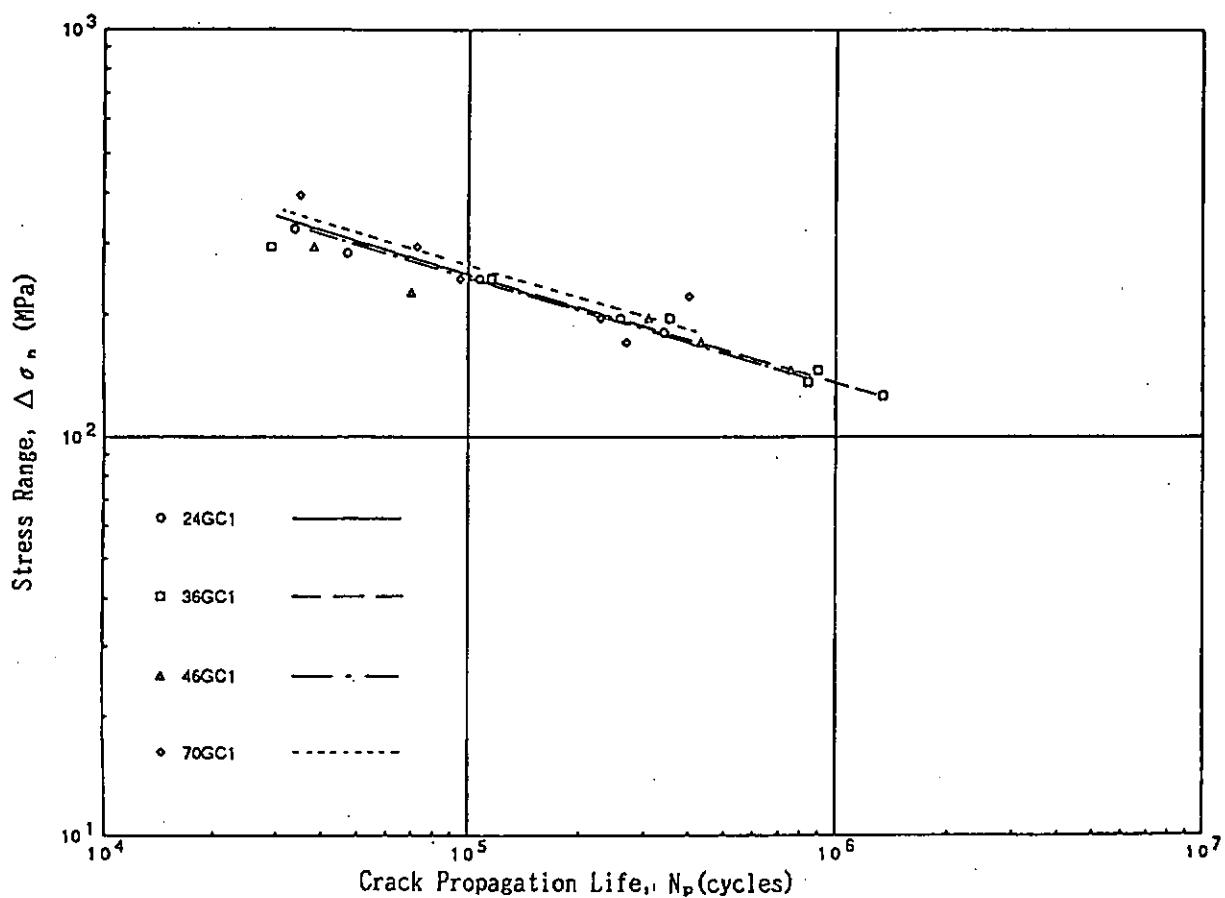


図 4.5.2.6 十字継手（GC 1 シリーズ）の強度別 S-N_p 線図

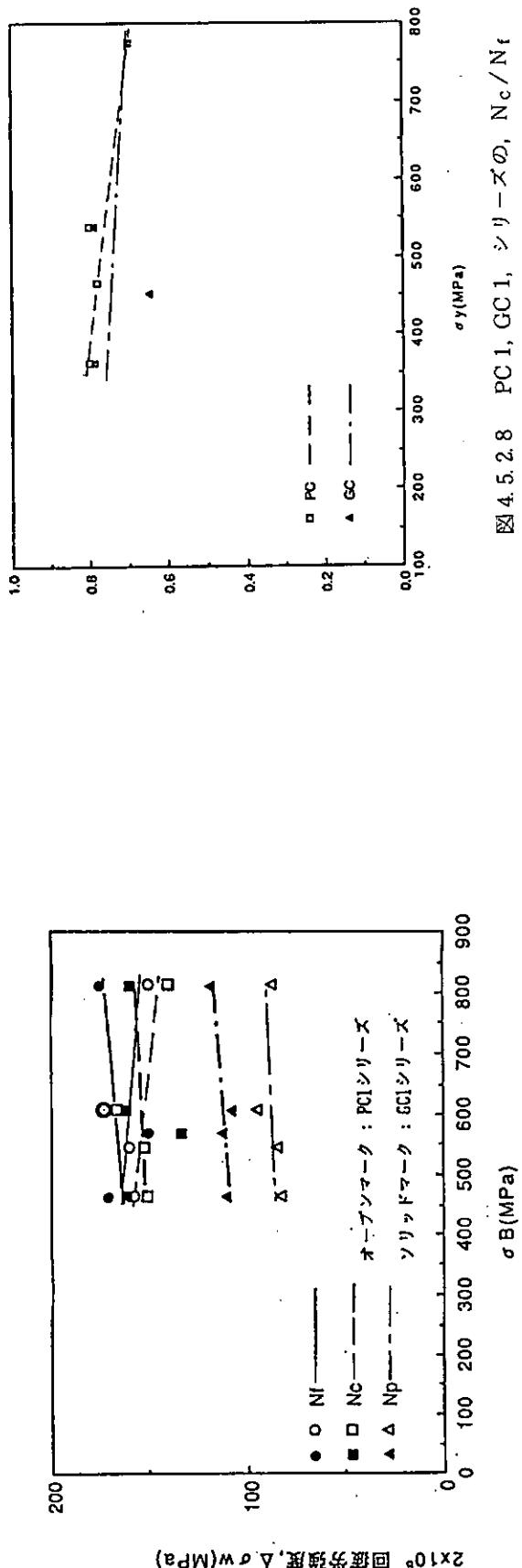


図 4.5.2.8 PC1, GC1, シリーズの N_f , N_c/N_f と降伏強さ σ_y の関係 (実測値)

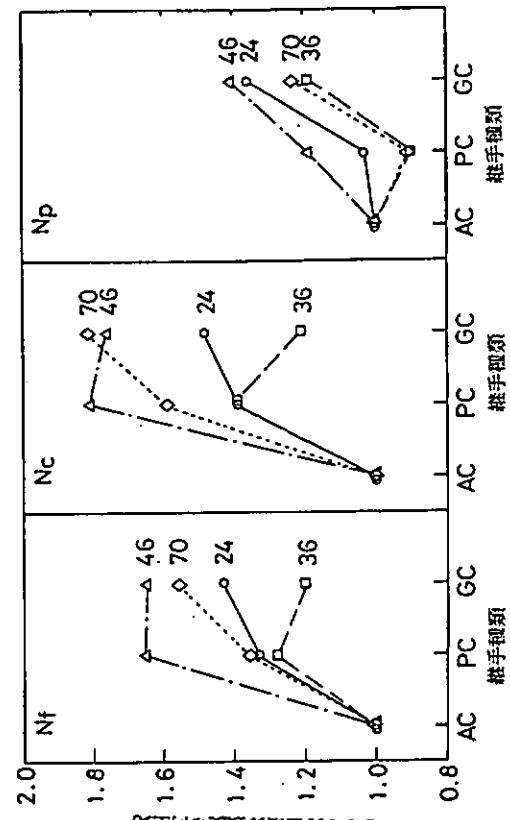


図 4.5.3.1 十字継手の溶接部改善処理による 200 万回
疲労強度の向上比

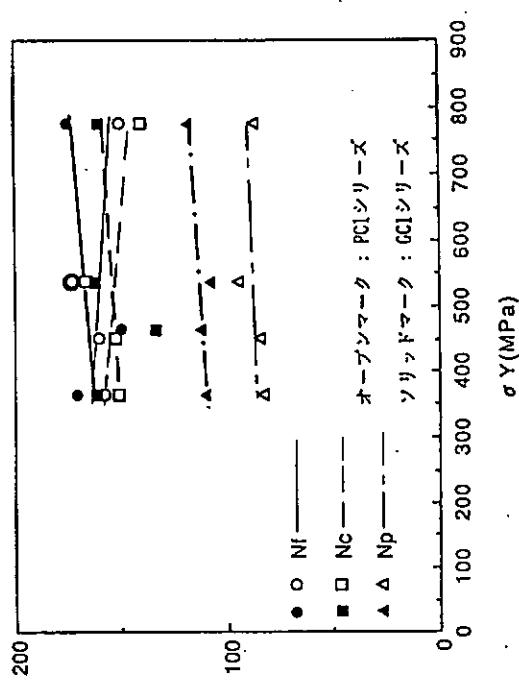


図 4.5.2.7 十字継手 (PC1, GC1 シリーズ) の
 N_f , N_c , $N_p = 200$ 万回疲労強度と
鋼材強度の関係

表 4.6.1 ワイブル頻度分布による応力繰り返し数

分割 No.	$\Delta \sigma / \Delta \sigma_{\max}$ の範囲	繰返し数 ΔN	超過繰返し数 $N (= \sum \Delta N)$
1	1.0 ~ 0.95	1.512	1.512
2	0.95 ~ 0.90	3.797	5.310
3	0.90 ~ 0.85	9.540	1.485x10 ⁰
4	0.85 ~ 0.80	2.396x10 ⁻¹	3.881x10 ⁻¹
5	0.80 ~ 0.75	6.019x10 ⁻²	9.900x10 ⁻²
6	0.75 ~ 0.70	1.512x10 ⁻²	2.502x10 ⁻²
7	0.70 ~ 0.65	3.798x10 ⁻²	6.300x10 ⁻²
8	0.65 ~ 0.60	9.539x10 ⁻²	1.584x10 ⁻¹
9	0.60 ~ 0.55	2.396x10 ⁻³	3.980x10 ⁻³
10	0.55 ~ 0.50	6.019x10 ⁻³	9.999x10 ⁻³
11	0.50 ~ 0.45	1.512x10 ⁻⁴	2.512x10 ⁻⁴
12	0.45 ~ 0.40	3.798x10 ⁻⁴	6.309x10 ⁻⁴
13	0.40 ~ 0.35	9.539x10 ⁻⁴	1.585x10 ⁻⁴
14	0.35 ~ 0.30	2.396x10 ⁻⁵	3.981x10 ⁻⁵
15	0.30 ~ 0.25	6.019x10 ⁻⁵	1.000x10 ⁻⁵
16	0.25 ~ 0.20	1.512x10 ⁻⁶	2.512x10 ⁻⁶
17	0.20 ~ 0.15	3.798x10 ⁻⁶	6.310x10 ⁻⁶
18	0.15 ~ 0.10	9.539x10 ⁻⁶	1.585x10 ⁻⁷
19	0.10 ~ 0.05	2.396x10 ⁻⁷	3.981x10 ⁻⁷
20	0.05 ~ 0.0	6.019x10 ⁻⁷	1.000x10 ⁻⁸

表 4.6.2 各鋼材の継手種類による回帰係数とワイブル分布による最大応力

継手種類	鋼材の種類	シリーズ	$\log N_c = \log \Delta \sigma + C$		ワイブル分布 (N_c)		$\log N_p = \log \Delta \sigma + C$		ワイブル分布 (N_p)		$\log N_t = \log \Delta \sigma + C$		ワイブル分布 (N_t)	
			m	C	σ_{\max}	N _c	m	C	σ_{\max}	N _p	m	C	σ_{\max}	N _t
母材	YP235MPa	24B1	-	-	-	-	-	-	-	-	-6.4025	21.543	762.7	14
	YP360MPa	36B1										21.909	870.0	
	YP451MPa	46B1										22.466	1052.9	
	YP680MPa	70B1										22.734	1170.5	
突合せ継手 (溶接式)	YP235MPa	24AB	-	-	-	-	-	-	-	-	-3.9453	14.944	483.1	16
	YP360MPa	36AB										14.875	463.8	
	YP451MPa	46AB										14.891	458.4	
	YP680MPa	70AB										14.849	457.1	
十字継手 (溶接式)	YP235MPa	24AC1	-3.3477	13.114	317.3	17	-4.1174	14.156	254.9	16	-3.6565	13.884	360.6	16
	YP360MPa	36AC1		13.137	322.5			14.429	236.9			13.969	320.3	
	YP451MPa	46AC1		12.873	268.9			14.060	241.6			13.636	318.3	
	YP680MPa	70AC1		12.812	257.9			14.457	301.6			13.775	336.6	
十字継手 (カワリ付)	YP235MPa	24PC1	-3.7881	14.555	465.0	16	-2.9832	12.036	228.4	16	-3.6287	14.275	477.8	16
	YP360MPa	36PC1		14.574	470.4			12.054	231.7			14.300	485.5	
	YP451MPa	46PC1		14.714	512.1			12.145	248.5			14.422	524.4	
	YP680MPa	70PC1		14.431	431.3			12.036	239.2			14.197	454.9	
十字継手 (トウケイント)	YP235MPa	24CC1	-3.7510	14.573	492.2	16	-3.7187	13.830	336.0	17	-3.7701	14.715	524.4	17
	YP360MPa	36CC1		14.267	408.0			13.915	341.4			14.500	459.7	
	YP451MPa	46CC1		14.590	497.4			13.851	328.0			14.738	531.7	
	YP680MPa	70CC1		14.568	490.8			14.006	361.2			14.754	536.8	

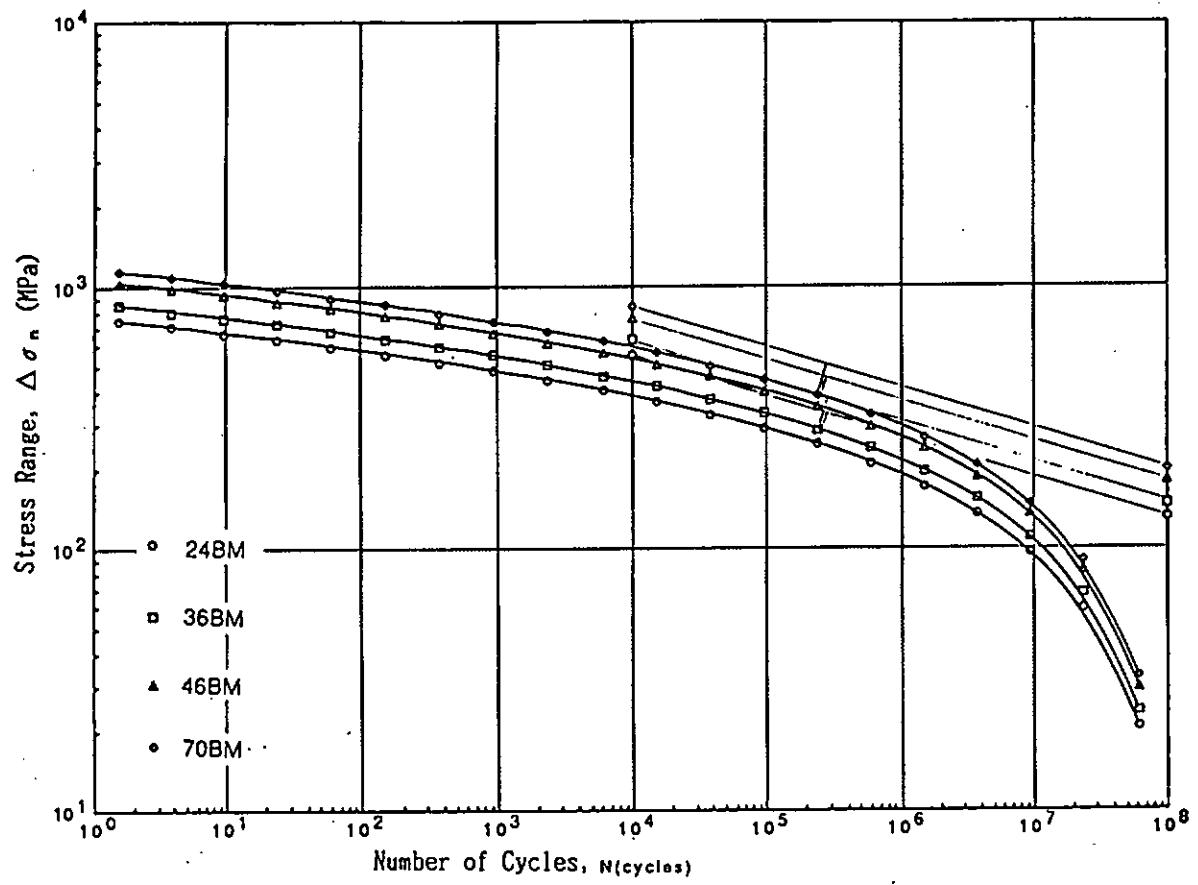


図 4.6.1 ワイブル頻度分布と S-N 線図の関係（母材，BM シリーズ）

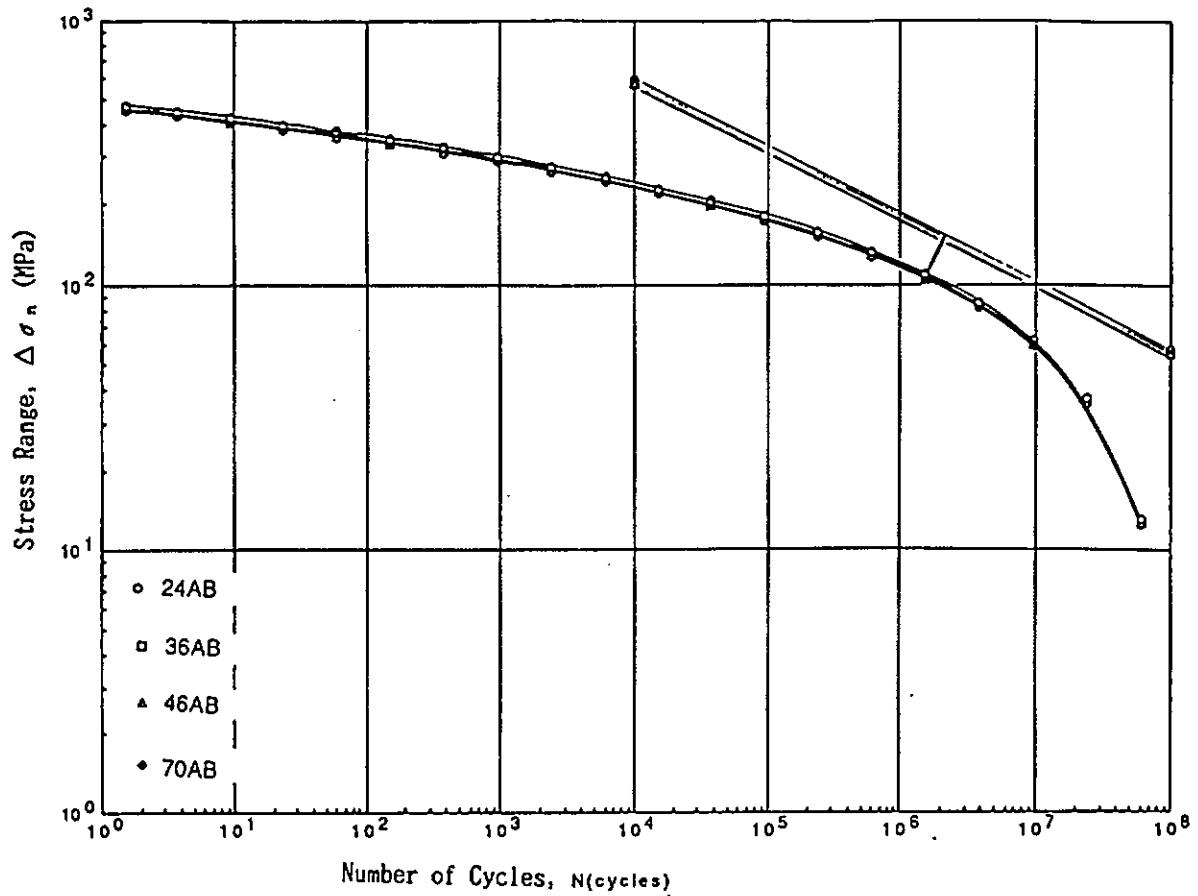


図 4.6.2 ワイブル頻度分布と S-N 線図の関係（突合せ継手，AB シリーズ）

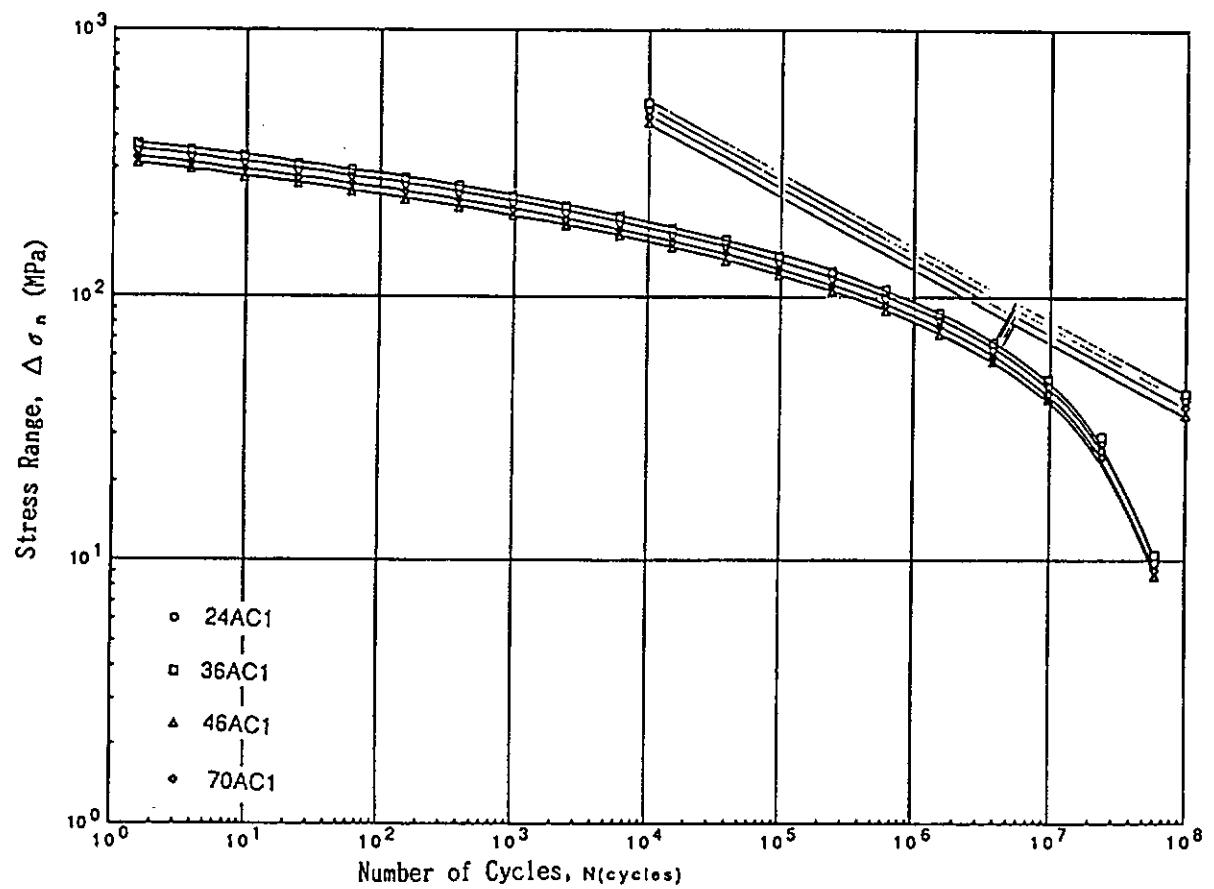


図 4.6.3 ワイブル頻度分布と S-N 線図の関係 (十字継手, AC 1 シリーズ)

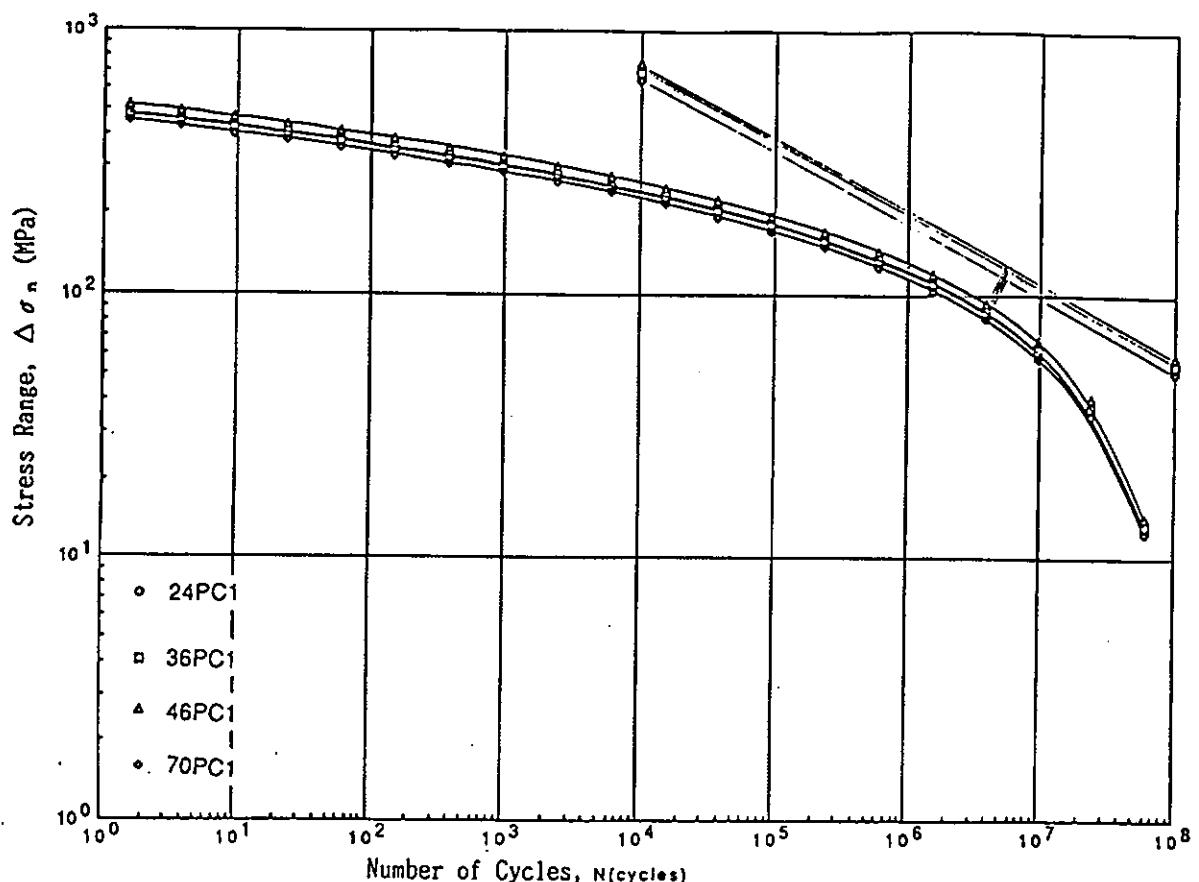


図 4.6.4 ワイブル頻度分布と S-N 線図の関係 (十字継手, PC 1 シリーズ)

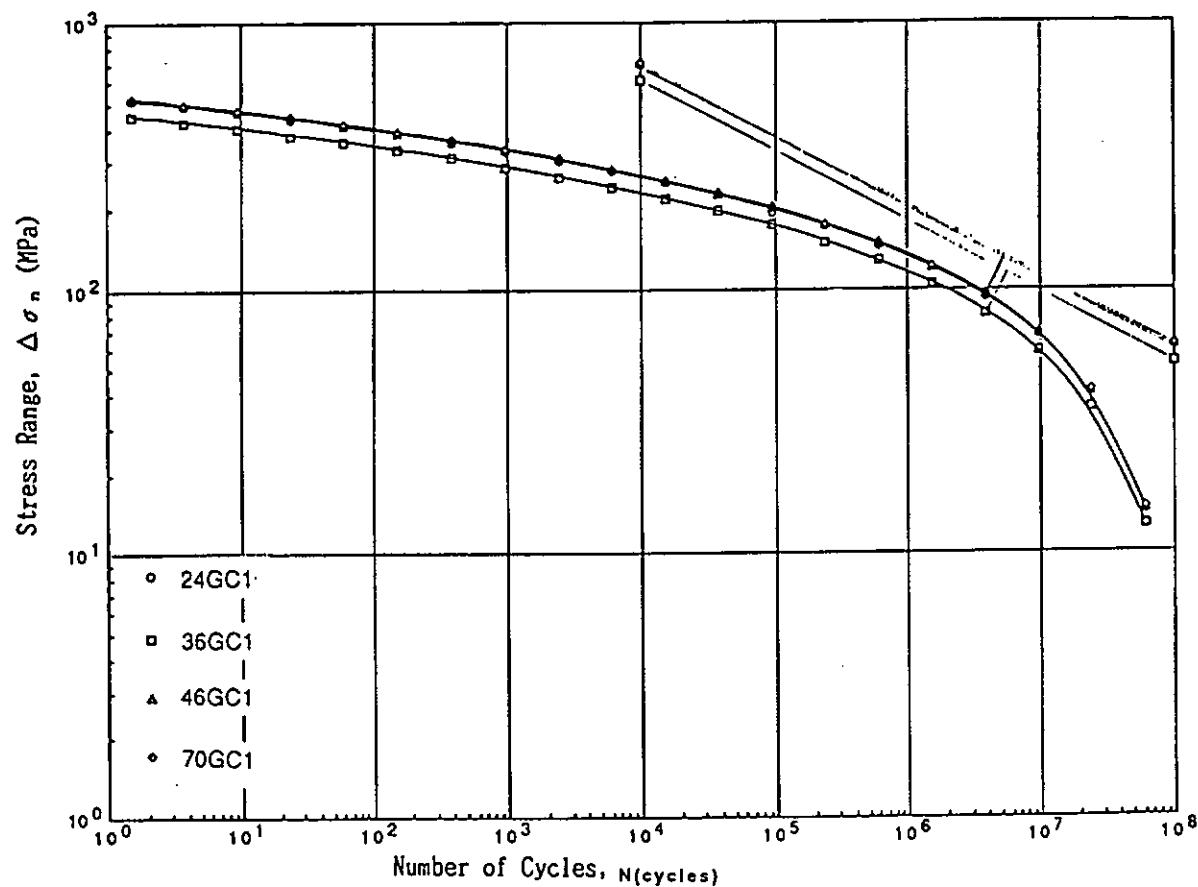


図 4.6.5 ワイブル頻度分布と S-N 線図の関係（十字継手，GC1 シリーズ）

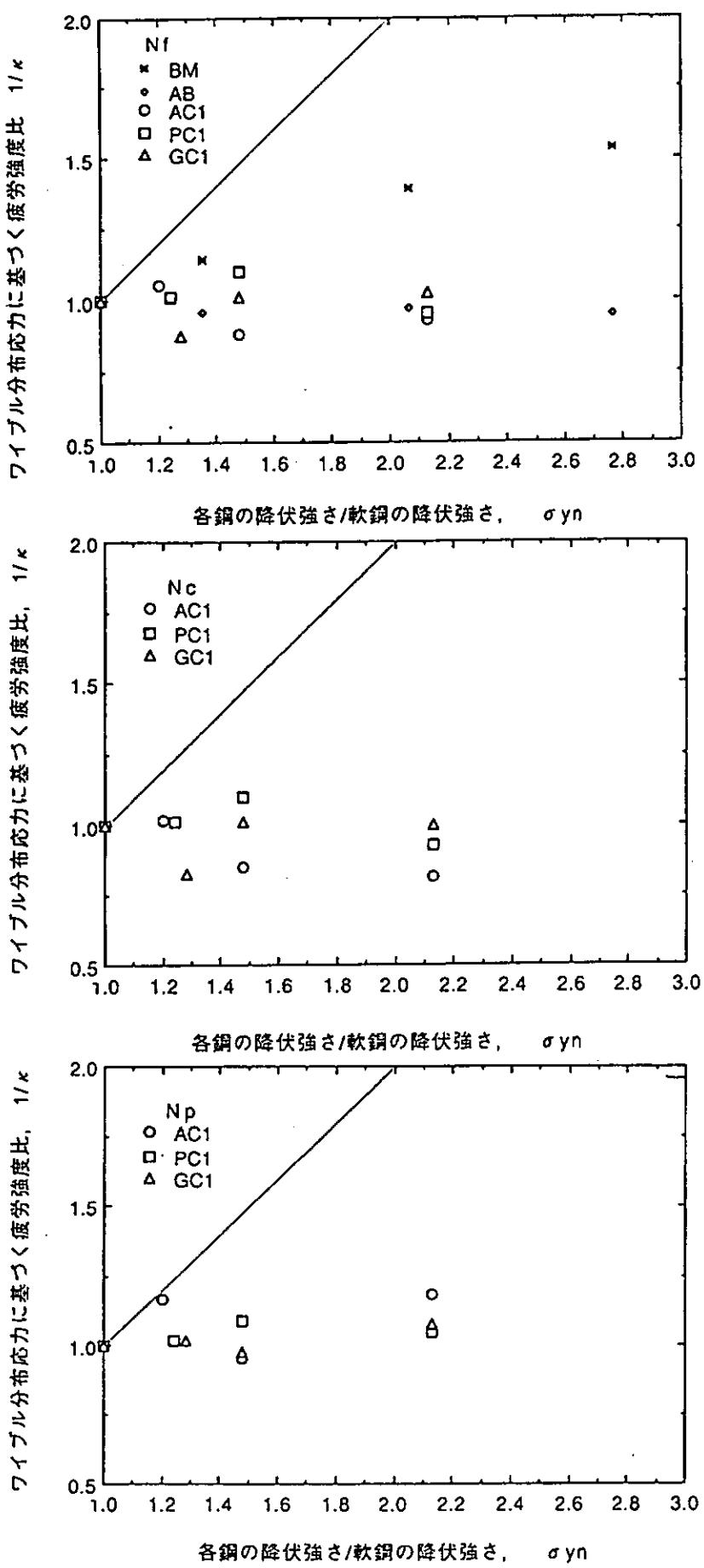


図 4.6.6 各鋼材の継手種類におけるワイブル分布応力に基づく疲労強度比 $1/\kappa$ と
降伏強さ σ_{yn} の関係

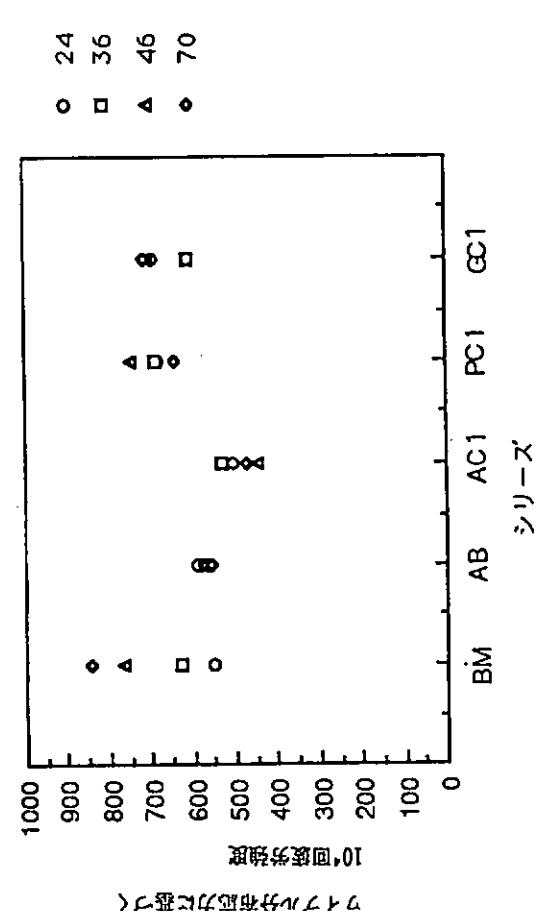


図 4.6.7 ワイブル分布応力に基づく 10^4 回疲労強度における継手種類と鋼材間の比較

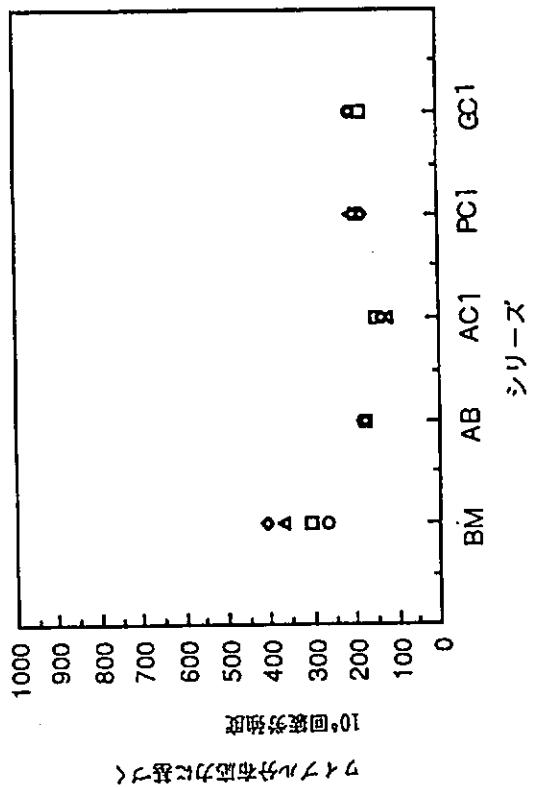


図 4.6.9 ワイブル分布応力に基づく 10^6 回疲労強度における継手種類と鋼材間の比較

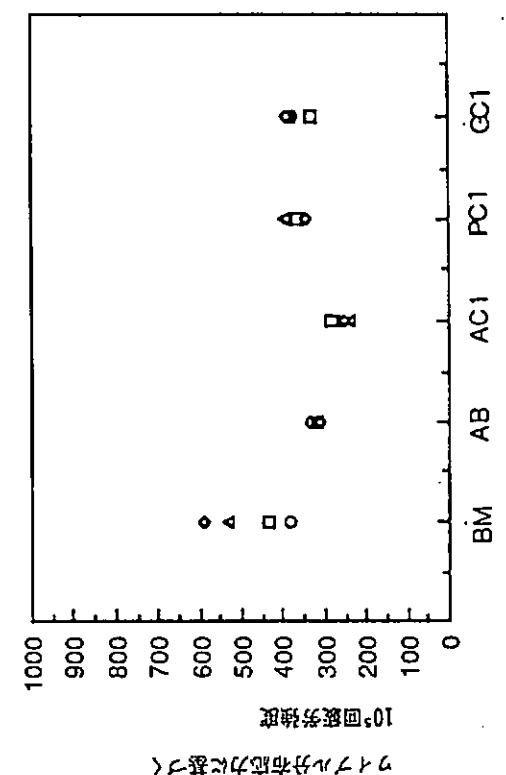


図 4.6.8 ワイブル分布応力に基づく 10^6 回疲労強度における継手種類と鋼材間の比較

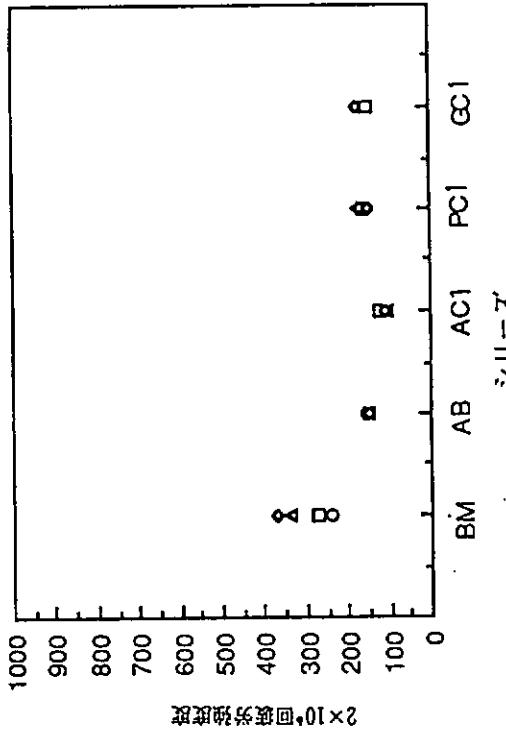


図 4.6.10 ワイブル分布応力に基づく 2×10^6 回疲労強度における継手種類と鋼材間の比較

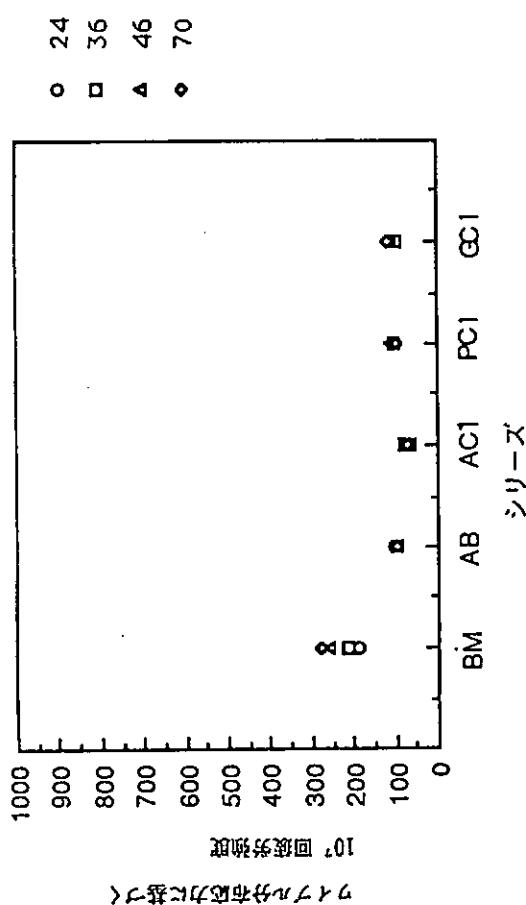


図 4.6.11 ウイブル分布応力に基づく 10^7 回疲労強度における継手種類と鋼材間の比較

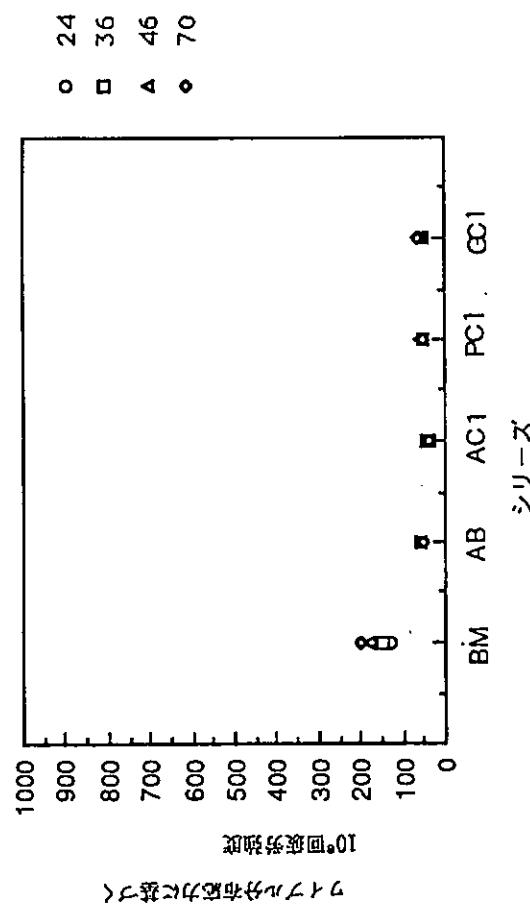


図 4.6.12 ウイブル分布応力に基づく 10^8 回疲労強度における継手種類と鋼材間の比較

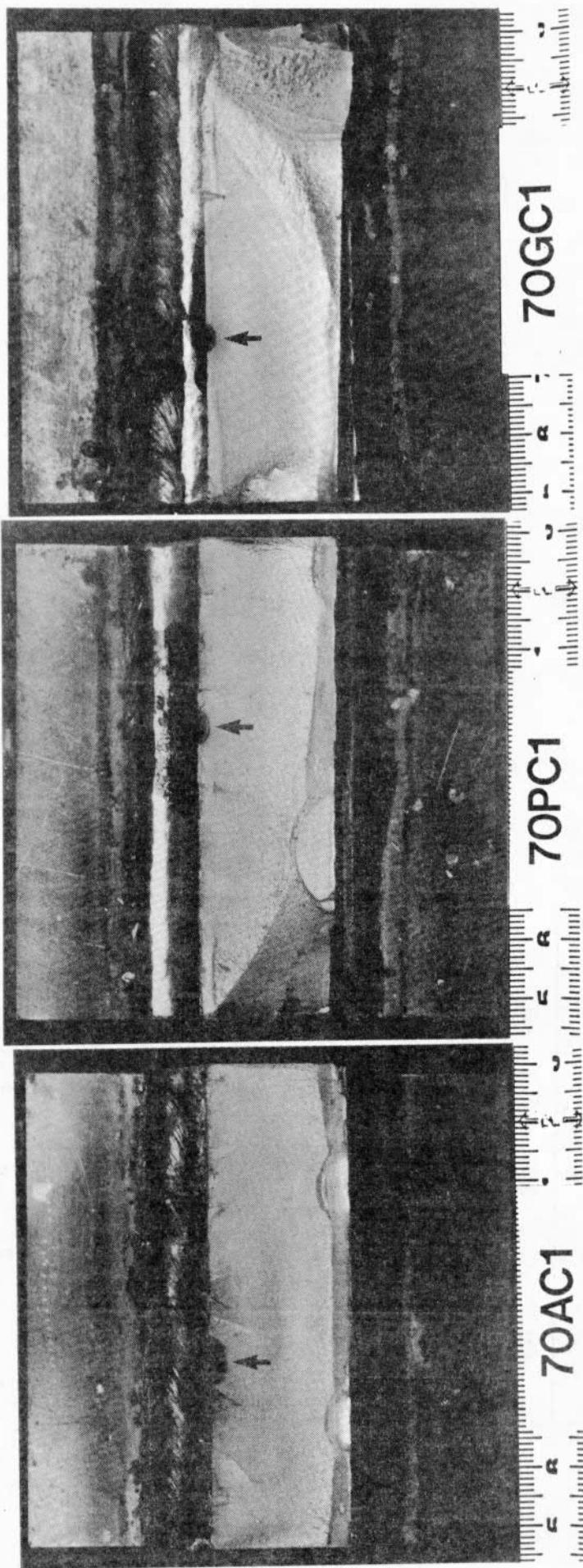


写真 4.5.1.1 疲労破面の例（矢印は N_c 時の亀裂寸法）

5. 溶接欠陥の許容基準

5.1 緒 言

5.1.1 研究の目的

海洋構造物は過酷な海象に耐えうるように稼働海域の環境条件に応じた設計が行われている。海洋構造物の損傷のうち、疲労による損傷は考慮すべき重要な損傷の一つであり、海洋構造物は疲労強度の入念なチェックのもとに構造設計がなされている。

製造の面からは想定した疲労強度を確保するために、損傷の起点となることの多い溶接継手部の工作品質をいかに適切に管理し、確保するかが重要となってくる。

これに対応して、表 5.1.1.1 に示すように各種の規則や規定で溶接部の品質確保のための管理基準が設定されている。

しかしながら、表 5.1.1.2 に示すように、実状にもとづいた調査、研究が少ないことも原因して共通の認識が得られておらず、したがって基準の統一性に欠け、その結果、必要以上に厳しい溶接部品質管理基準が要求され、製造者が混乱に巻き込まれているケースもある。理論的、実験的根拠に基づいた合理的な品質基準が切望されている理由である。

日本造船学会では、これらの要望に応えるべく、「海洋構造物の工作法懇談会」を設置して、「海洋構造物の品質管理基準（JOQS）¹⁾」を制定した。しかし、溶接継手部の品質基準については「研究が進み、データが集積された時点で別途定める」ということで、仮基準の設定にとどまっている。

本工作法分科会ではこれを受け、昭和61年度から平成2年度に亘って、"合理的な溶接部品質の管理基準"を提案することを目的として、基礎データの集積、解析手法の開発を進めてきた。

5.1.2 研究の概要

表 5.1.1.3 に工作法分科会が以上の目的で溶接継手部の基本的疲労特性を解明すべく、単純継手に焦点を当てた「基礎継手試験」の各年次別の試験実施項目を示す。

試験片はフランク角を 90 度、50 度の 2 種、溶接部の止端部の処理状態として As-welded joint と Coin-checked weld (溶接の後、コインチェックを行ない、判定基準に合格したもの) の 2 種、またアンダーカットの深さを 0, 0.3, 0.5, 1.0 mm に設定して作成し、これに軸力あるいは曲げ荷重をかけて疲労試験を実施した。得られた試験データを基にして、止端部アンダーカットの疲労強度に及ぼす影響を定量化し、溶接継手の品質管理基準を設定するための検討を行なった。

検討のための基礎データとしては、設計法分科会において実施された板厚効果の検証のための試験データも参照した。さらに隅肉ビード止端部に発生する疲労亀裂の伝播寿命の計算結果とアンダーカット底部の応力集中計算およびビード止端部の形状を基にした管理量の検討等を総合的に検討して管理基準を作成した。

以下にその内容を述べることとする。

表 5.1.1.1 各種規格によるアンダーカットの許容値



規定項目	規格名	要 求 品 質	
		アンダーカットの位置	許容量 (mm)
アンダーカット	J O Q S ¹⁾ (General)	Special	0.3
		Primary	0.5
		Secondary	0.8
J O Q S ¹⁾ (Jacket)		主応力に直交するビード	0.25
		主応力に平行するビード	0.8
A W S ³⁾ 道路橋仕方書 JR 鉄道橋仕方書 本四架橋仕方書	主要部材	一次応力に直交するビード	0.25
		その他のビード	0.8
	主要部材	一次応力に直交するビード	0.3
		一次応力に平行するビード	0.5
	二次部材のビード		0.8
	主要部材		0.3 ただし、合計長が1溶接長の 10%までは0.5まで可
	二次部材		0.5 ただし、合計長が1溶接長の 20%までは0.7まで可
	主要部材	一次応力に直交するビード	0.3
		一次応力に平行するビード	0.3 HT70, HT80 0.5 その他
	二次部材		0.8

表5.1.2 溶接継手の疲労強度に関するアンダーカットの影響

出 典	題 目	著 者	発行年	継手の種類			応力の評価	溶接欠陥の種類	溶接部端形状	接合部	備 考
				ボット	アーダー	カット					
溶接欠陥の評価と継手強度に関するシンポジウム 日本非破壊検査協会他共催	溶接欠陥が疲労強度に及ぼす影響	飯田 国広	1972	○	○	○	○	止形	止状仕上げ	板	厚果効
溶接構造物の強度と破壊 溶接協会第20回講習会テキスト	溶接欠陥の強度に及ぼす影響について	石井勇五郎	1970	○	○	○	○	止形	止状仕上げ	板	厚果効
?	継手の曲げ疲れ強さと溶接止端形状	上田 四郎		○	○	○	○	止形	止状仕上げ	板	厚果効
?	溶接欠陥と疲労強度	多田 美朝		○	○	○	○	止形	止状仕上げ	板	厚果効
?	高張力鋼溶接継手の疲労強度	應和 俊雄		○	○	○	○	止形	止状仕上げ	板	厚果効
溶接学会誌、第30巻 第6号	溶接継手の疲労と対策一突合せ継手・鷲肉溶接・付加物溶接	多田 美朝	1960	○	○	○	○	止形	止状仕上げ	板	厚果効
IV Doc XIII-1120-84	The Influence of Undercut on the Fatigue Strength of Weld	H. Petersagen	1984	○	○	○	○	止形	止状仕上げ	板	厚果効
溶接学会全国大会 講演会概要第21集	アンダーカットを行する余盛付エレクトロスラグ溶接継手の疲労強度	岸本宏次他	1977				○	止形	止状仕上げ	板	厚果効
溶接技術	アンダーカットの検査に関する疑問	大西 遼	1979				○	止形	止状仕上げ	板	厚果効
日本造船学会論文集 第143号	鋼隅肉溶接継手の曲げ疲労強度に及ぼす隅肉形状等の影響	飯田国広他	1978	○	○	○	○	止形	止状仕上げ	板	厚果効
AWS Welding Journal	Significance of Weld Undercut in Design of Fillet Welded T-Joint	G. L. Tsai 他	1984	○			○	止形	止状仕上げ	板	厚果効

表 5.1.1.3 基礎継手に関する試験実施内容
(試験項目と試験体個数)

フランク角		90 度		50 度		
荷重様式		軸 力		軸 力		曲 げ
止端条件		As-weld	As-weld	Coin-checked	As-weld	Coin-checked
アンダーカット	0 mm	7 個	9 個	7 個	7 個	7 個 (pass)
	0.3	7	9	7	7	7 個 (fail → pass)
	0.5	—	9	7	7	—
	1.0	—	9	7	7	—
実施年度		S 62	S 61	H 01	S 62	S 62
試験担当	鋼 板	新日鉄	新日鉄	新日鉄	新日鉄	新日鉄
	継手製作	三 井	日 立	住 重	日 立	石 播
	試 験	三 井	三 菱	住 重	日立石播	石 播

5.2 基礎継手試験片による実験的検討

5.2.1 実験研究の内容

アンダーカットの疲労強度におよぼす影響を明らかにすることおよび通常海洋構造物の溶接継手施工検査の一部として実施されている Coin-check の有用性を継手の疲労寿命と結びつけて評価することを目的として、以下の3項目を対象として実験的検討を実施した。

① アンダーカットと疲労寿命データの関連の把握

板厚22mmの主板に10mmのリブ板がすみ肉溶接されている継手を対象に疲労寿命に及ぼすアンダーカットの影響を定量評価する。荷重形式は軸力引張、曲げ（3点曲げ）とする。

継手は通常の溶接のままでし、Coin-check の合格、不合格は問わない。

② フランク角の影響

標準条件である止端立上り角50°に対し、局部の立上り角が90°と極端に大きい継手を対象にアンダーカットのない健全継手、そして微小なアンダーカットが存在する継手の寿命比較を行なう。荷重形式は軸力とする。

③ Coin-check の有用性

Coin-check に合格する継手でもアンダーカットは疲労寿命に影響を持つと考えられる。Coin-check に合格するようビード形状を手入れした場合、なお残るアンダー・カットの影響を軸力引張試験により求める。その場合、ビード止端の応力集中の度合いが大きい条件で調べるため、リブ板板厚は22mmとする。また一方で、溶接のままで Coin-check に合格するよう製作された継手と、溶接のままで不格であり、手入れの後合格した継手との寿命差を曲げ（3点曲げ）荷重試験で調べる。

以上の試験のため5系列の継手を製作し、試験を実施した。

5.2.2 供試継手の製作とビード止端部の形状

(1) 供試鋼板

供試鋼板は板厚22mmの降伏点353 MPa級鋼 EH36Mod. である。供試鋼板の化学成分、機械的性質を表5.2.2.1および表5.2.2.2に示す。

(2) 溶接方法

被覆アーク溶接(SMAW)により下向あるいは立向溶接により荷重非伝達型のリブ十字あるいはT字のすみ

肉溶接継手を製作した。用いた溶接棒は低水素系溶接棒 LB 52・NS (神鋼, AWS E 7016-G 該当) である。

試験対象の主板は板厚22mmに統一したが、ビード止端の応力集中の度合いとアンダーカット量の関係を調べるために、リブ板板厚は10mm, 22mmの2系列とし、リブ板厚に応じてビード脚長も変化させた。

リブ板板厚10mmの場合は目標脚長8mm、またリブ板厚22mmの場合には、目標脚長16mmである。また、リブ板厚10mmの場合の1試験系列には、ビード止端の局所的立上り角を90°と極端に大きくとった試験継手系列を加えた。

試験目的がアンダー・カットの深さと疲労強度の関係把握、Coin-check の有用性の解明であるので、ビード止端に所与のアンダーカットを導入するため、あるいはビード止端に垂直に近いビード立上り角を与えるため、運棒法に工夫がこらされ、パラメトリックにビード止端の条件を与える努力がなされた。溶接条件の代表例を表5.2.2.3に示す。

(3) 溶接ビード、ビード止端の形状

試験継手系列は大きく5系列に区分される。そのなかから2系列のT継手の代表的なアンダーカット断面の形状を図5.2.2.1に示す。まず、図(a)はアンダーカット深さ0.3mm、Coin-check Fail を狙った継手のなかから、0.3mmおよび0.6mmのアンダーカットの断面(最深部)を選び示した図である。また、図(b)には、溶接のままNo-checkで試験することを目的に深さ1mmのアンダーカットを目標に製作された継手の断面を示した。アンダーカット深さはそれぞれ0.9mm、1.6mmである。

溶接ビードとの関連では、溶接のアークが母板の一部を溶融し除去した形状の上に、溶接金属が肉盛溶接された形状となっている。図(a)に示す継手はCoin-checkによりFailを確認されたあと、Coin-checkにPassするようビード形状の手入れを施された後、また図(b)の継手は図に示すままの状態で疲労試験に供された。

試験に先立ち、溶接ビードおよびビード止端の形状を歯科用印象剤で型取りし、10mmピッチ断面形状の計測を実施した。計測項目は、脚長、フランク角、アンダーカット深さ、ビード止端半径またはアンダーカット底曲率半径である。アンダー・カット形状は一般にビード全線で一様でない。アンダーカットの深い部分については計測を追加した。計測にはデジタイザを用いた共通ソフトが利用された。データの処理例を図5.2.2.2に、また試験片における形状の計測結果例を図5.2.2.3の(a)および(b)に示す。

アンダーカットが0.3mm以下とごく浅いケースを目標とすると、アンダー・カットはビードの一部に形成されるのみで、ビード全線にわたることはない。逆に全線にアンダーカットを分布させようとすると目標より深くアンダーカットを存在させることになってしまった。同一シリーズで基準継手として、アンダーカットなしを目標とした継手も試験系列に加えたが、前記印象剤を用いた仔細な断面観察、あるいは試験後の破面観察からは0.2mm程度のアンダーカットが発見されている。これらは目視による外観観察からはアンダーカットなしの健全継手として判断された継手であり、継手品質の判断がビード外観からだけではなかなか難しいところを裏付けた。

表5.2.2.1 供試鋼板の化学成分(%)

Thickness (mm)	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	V	T. Al.
10	0.10	0.23	0.48	0.011	0.002	0.02	0.02	0.02	0.	0.028
22	0.10	0.25	0.52	0.012	0.002	0.01	0.02	0.03	0.01	0.032

表5.2.2.2 供試鋼板の機械的性質(C方向)

Thickness (mm)	Yield Point (MPa)	Tensile Strength (MPa)	Elongation (%)	Impact Test 2v -40°C (J)
10	445	507	25	182※
22	487	564	25	271

※ 7.5mmサブサイズ試験片

表 5.2.2.3 供試継手の溶接条件

(a) リブ十字継手

試験片 No.	フラント 角	アンダー カット量 (mm)	溶接位置	溶接条件			寸法		
				電圧 (V)	電圧 速度 (cm/min)	電流 強度 (A)			
0.3	90°	0.3	A' 1	260	25	12.6	5		
			A' 2	260	25	19.2	4		
			B' 1	260	25	13.3	5		
			B' 2	210	25	17.2	4		
		0.0	C'	320	25	11.9	6		
			D'	320	25	12.4	6		
			A	245	25	13.9	5		
			B	200	25	12.2	4		
寸法									
A' - D'									
B' - C'									
B - A									
B - C									
B - D									
C - D									
C - A									

(b) T継手 (A)

溶接機		AWS E7016-C	
目盛距離	8 mm	目盛フランク角	50°
溶接姿勢	立向上遇		

シリーズ名	電流 (A)	電圧 (V)	速度 (cm/min)
0.0	143	24	6.5
0.3	150	24	6.9
0.5	152	24	7.0
1.0	155	24	6.9

(c) T継手 (B)

試験片	目盛ビード下 形状	溶接 条件			積層順序
		電流 (A)	電圧 (V)	速度 (cm/min)	
P	JQS PASS	1	4	145	13
P	PAIL	2	5	200	17
P	PAIL	3	5	200	21

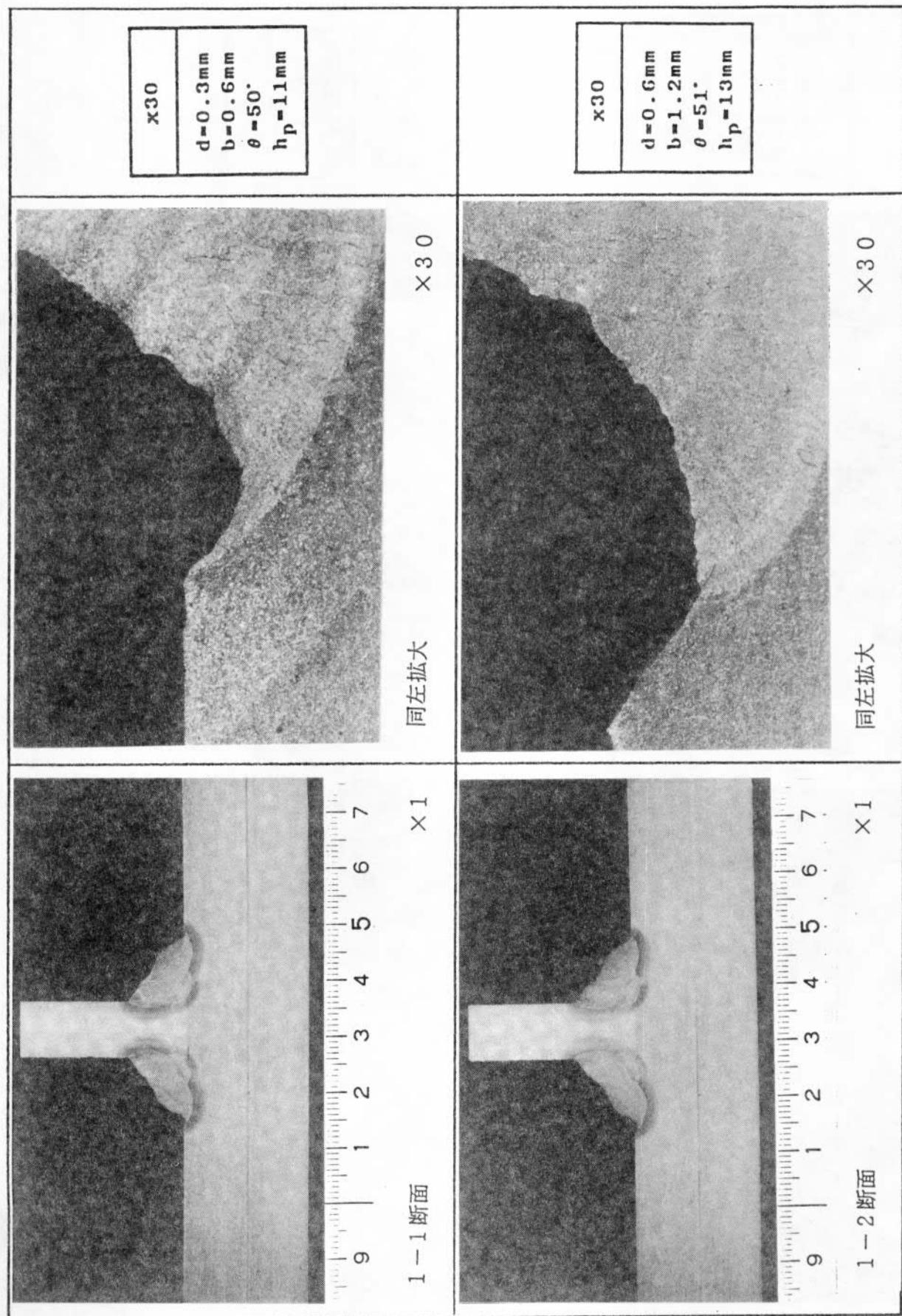


図 5.2.2.1(a) すみ肉継手ビード止端のアンダーカットの形状

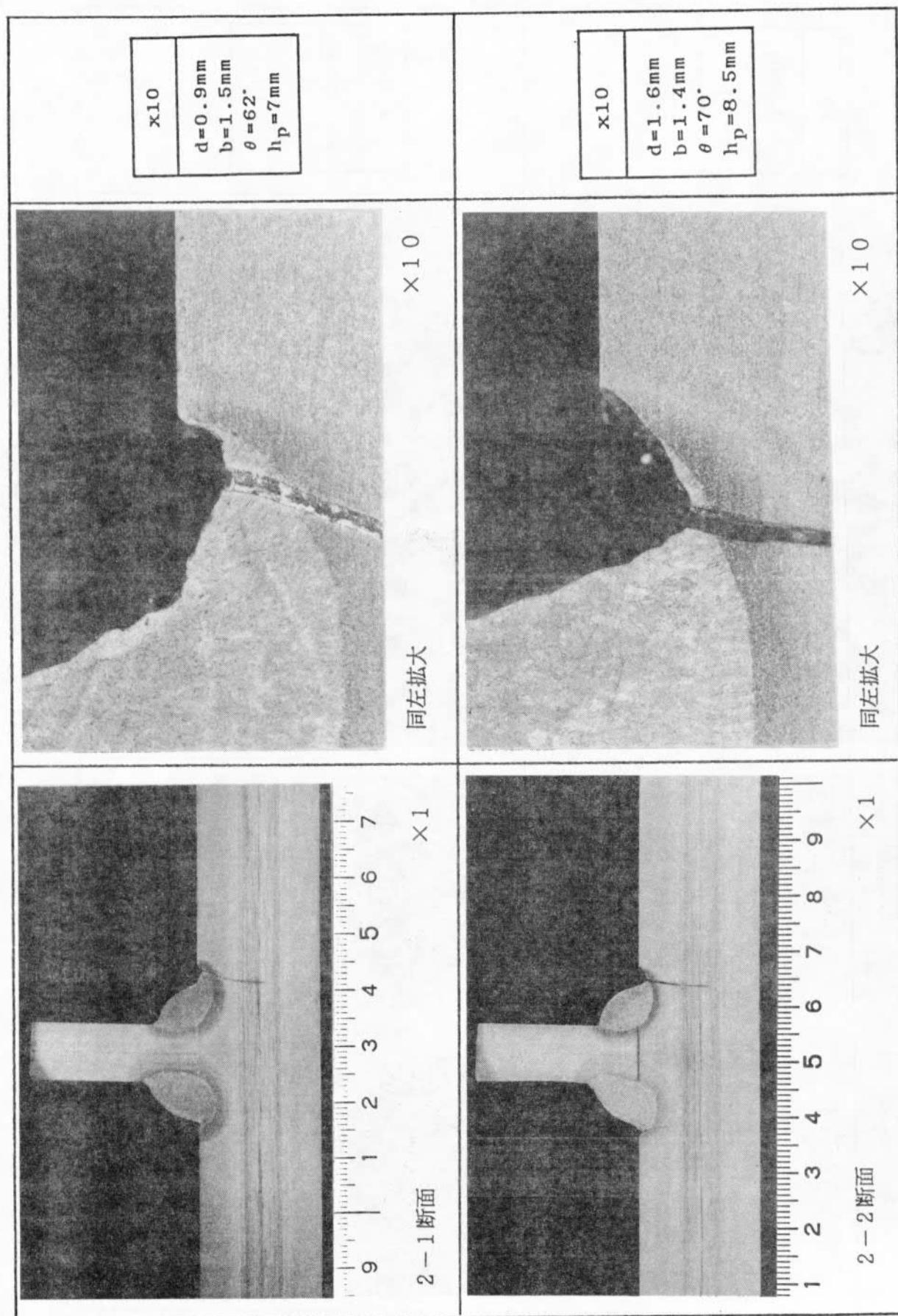
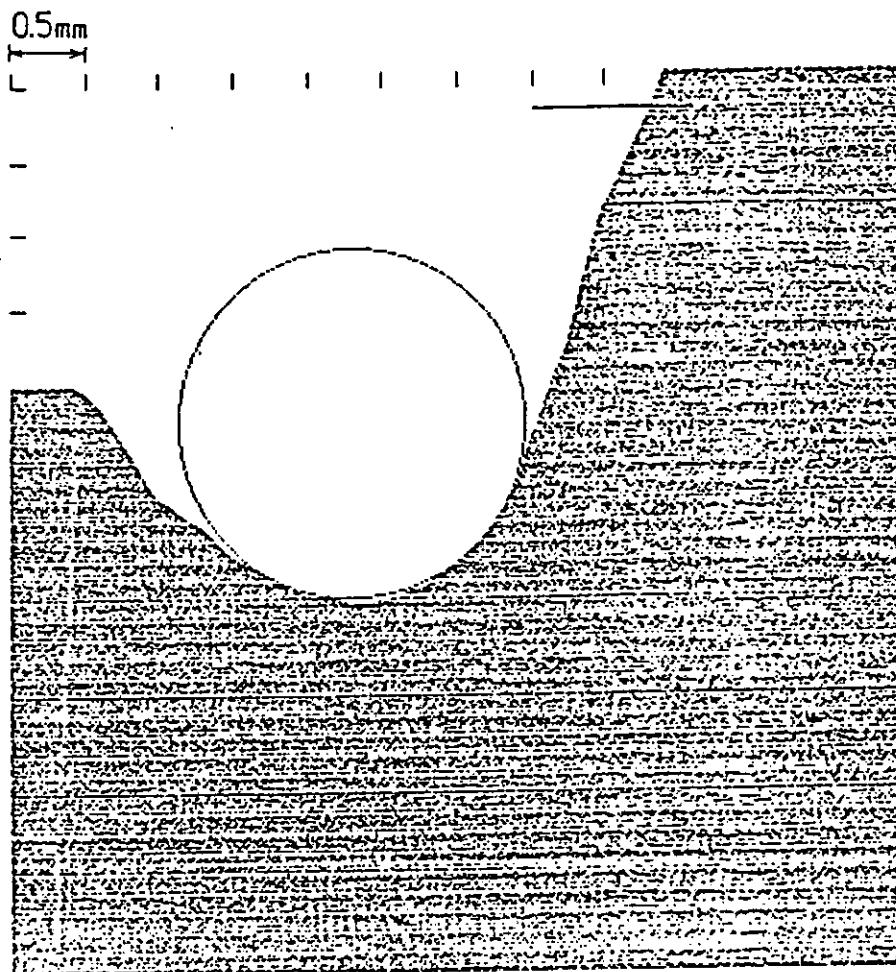


図 5.2.2.1(b) すみ肉縫手ビード止端のアンダーカットの形状



試片名: SN05-7 55 フラグ × 20
chord 部 止端 R = 1.15 mm
frank angle (CHORD) ----- 110.916 °
under cut 1.45 mm
脚長 X = 5.4 mm Y = 2.6 mm

図 5.2.2.2 溶接止端部形状の電算機処理例

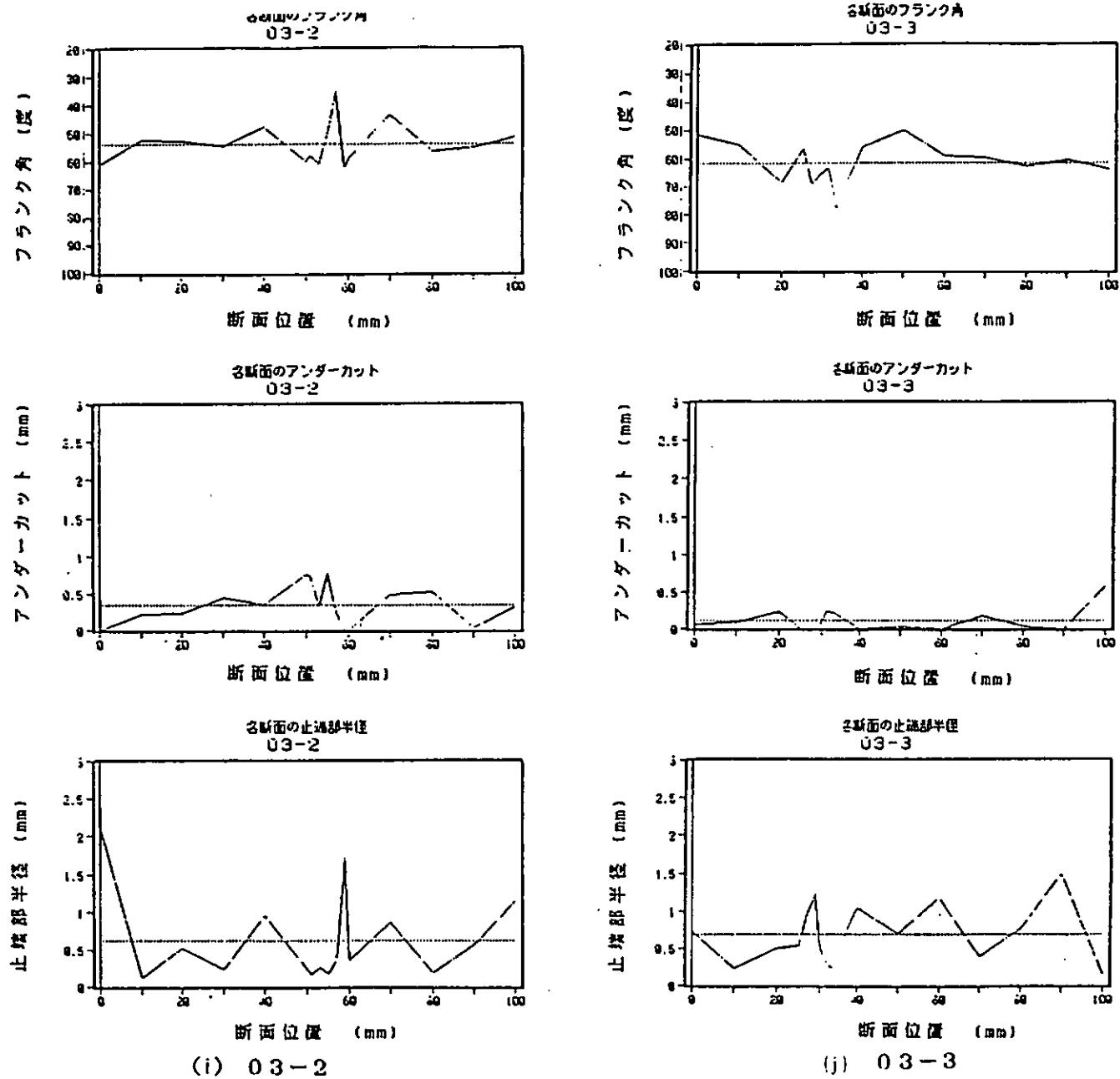


図 5.2.2.3(a) アンダーカット形状の計測例(1)

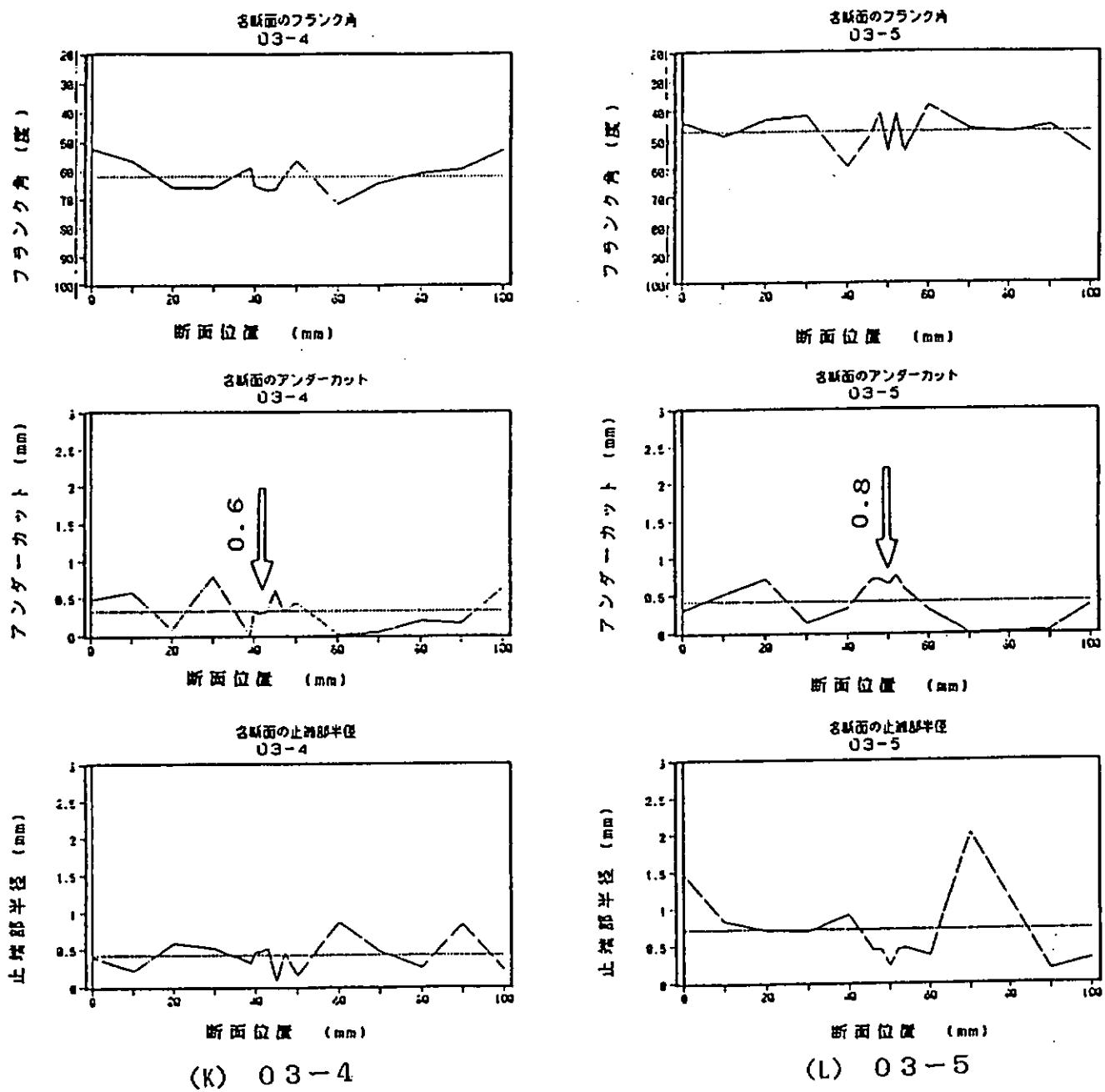


図 5.2.2.3(b) アンダーカット形状の計測例(2)

5.2.3 コインチェック

(1) コインチェックの方法

コインチェックは図5.2.3.1に示すように溶接ビードにコインを当て、ある径のワイヤが通過するかどうかで溶接ビードの形状の合否を判定する方法で、海洋構造物、特に鋼管継手の溶接試験に用いられる。

以下にその意味を考察する。

(2) 余盛形状とコインワイヤ寸法の関係

i) アンダーカットなしで、余盛止端半径 ρ < ワイヤの径 d の場合

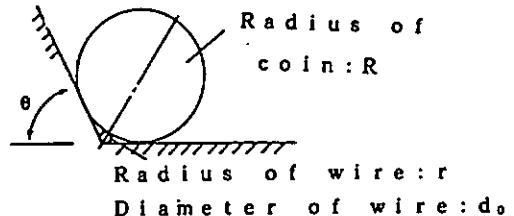


図5.2.3.1 コインチェック

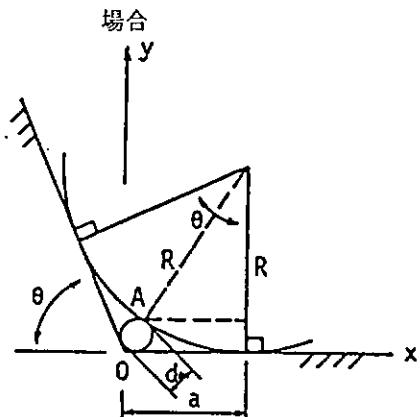


図5.2.3.2 符号

図5.3.2の点Aをx, yで表示すると、

$$x_A = R \left[\tan \left(\frac{\theta}{2} \right) - \sin \left(\frac{\theta}{2} \right) \right] \quad (5.2.3.1)$$

$$y_A = R \left[1 - \cos \left(\frac{\theta}{2} \right) \right]$$

コインと余盛に内接するワイヤの径 d は

$$d_c = \frac{2R \left[\tan \left(\frac{\theta}{2} \right) - \sin \left(\frac{\theta}{2} \right) \right]}{\left[\tan \left(\frac{\theta}{2} \right) + \sin \left(\frac{\theta}{2} \right) \right]} \quad (5.2.3.2)$$

ii) 余盛止端半径 ρ が大きい場合

図5.2.3.3の

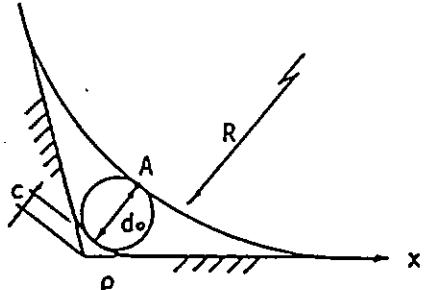


図5.2.3.3 止端半径 ρ が大きい場合

$$c = \rho - \frac{1 - \cos \left(\frac{\theta}{2} \right)}{\cos \left(\frac{\theta}{2} \right)} \quad (5.2.3.3)$$

原点からA点までの路離 ℓ は

$$\ell = \sqrt{x_A^2 + y_A^2} = R \sqrt{\left(\tan \frac{\theta}{2} - \sin \frac{\theta}{2} \right)^2 + \left(1 - \cos \frac{\theta}{2} \right)^2} \quad (5.2.3.4)$$

この場合

$$d_c = \ell - c = R \sqrt{\left(\tan \frac{\theta}{2} - \sin \frac{\theta}{2} \right)^2 + \left(1 - \cos \frac{\theta}{2} \right)^2} - \rho \frac{1 - \cos \frac{\theta}{2}}{\cos \frac{\theta}{2}} \quad (5.2.3.5)$$

III) 余盛形状とコイン・ワイヤ寸法との関係

(5.2.3.5) 式を図示すると、図 5.2.3.4 となる。これより、フランク角の変化に対し、パスするワイヤ径 d_0 の変化が有意義である。すなわち、フランク角を鋭敏に感知し得るためには、 $R = 10\text{mm}$ 以上のコインが必要となる。図 5.2.3.4 に示すように、JOQS¹⁾ の $d_0 = 1.6\text{ mm}$ は、ほぼ $\theta = 63$ 以上を不合格とする基準である。また、AWS³⁾ の $d_0 = 1.0\text{ mm}$ は、ほぼ $\theta = 50$ 以上を不合格とする基準である。

(5.2.3.5) 式より、止端半径 ρ が大きい場合のパスするワイヤ径とフランク角との関係を図示すると、図 5.2.3.5 のようにワイヤ径は ρ の影響を受けにくい。これは図 5.2.3.6 に示す当研究部会の研究成果からもうかがえる。

コインチェックは止端半径の管理は出来ず、フランク角を管理することになる。

(3) フランク角と止端半径の関係

アンダーカットなしの場合の実験結果から、止端半径 ρ とフランク角 θ の関係を図示すると、図 5.2.3.7 となる。 ρ と θ はよい関係にあり (5.2.3.6) 式で表される。

$$\theta = 82.252 - 16.4 \rho \quad (5.2.3.6)$$

アンダーカットありの場合の ρ と θ の関係について、当研究部会の成果を上式と比較すると図 5.2.3.8 に示すようになる。(5.2.3.6) 式はアンダーカットありの場合にもよく合う。

(4) コインチェックで管理出来る範囲

(5.2.3.5) 式よりコインチェックとして、 $R = 10\text{mm}$ $d_0 = 1.6\text{ mm}$, $R = 10\text{mm}$ $d_0 = 1.0\text{ mm}$ とした時の合否の限界を求めると図 5.2.3.8 に示すようになる。

• $R = 10\text{mm}$ $d_0 = 1.6\text{ mm}$ (JOQS) はほぼ平均的に $\theta < 65^\circ$ となるように管理している。

• $R = 10\text{mm}$ $d_0 = 1.0\text{ mm}$ (AWS 相当) はほぼ平均的に $\theta < 55^\circ$ となるように管理している。

なお、同図に示すように、 $R = 10\text{mm}$ $d_0 = 1.0\text{ mm}$ とすると、ほとんどのアンダーカットはワイヤーパスすなわち不合格となる。良好な管理は $R = 10\text{mm}$ $d_0 = 1.0 \sim 1.6\text{ mm}$ の範囲にあると思われる。

以上によりコインチェックによる溶接ビードの形状の合否の判定はフランク角の上限値を押さえることは出来るが、アンダーカットの深さの管理を行うことは出来ない。

フランク角が大きくなるとアンダーカットが生じやすいということから、フランク角を押さえるという点では意味がある。

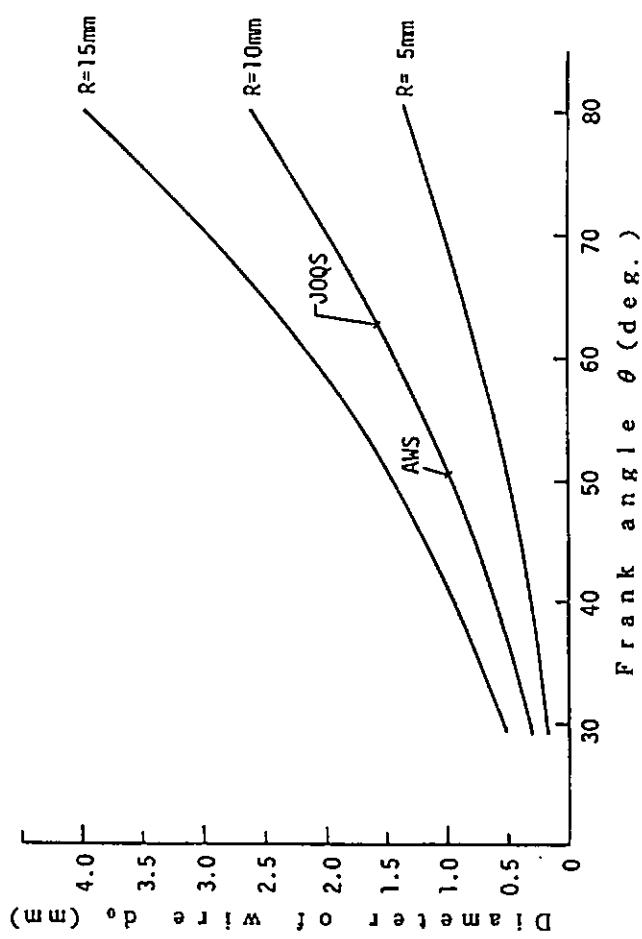


図 5.2.3.4 ρ が小さい場合のコイン半径 R とフランク角 θ とワイヤ径 d の関係

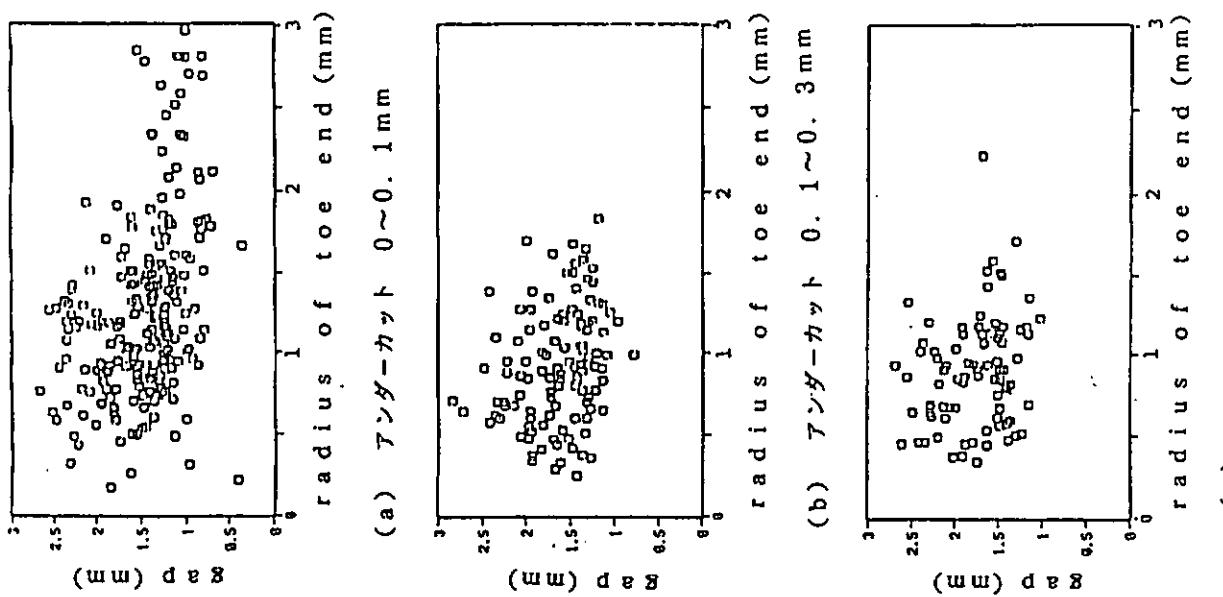


図 5.2.3.5 挿入し得るワイヤ径と ρ の関係 (θ : 一定)

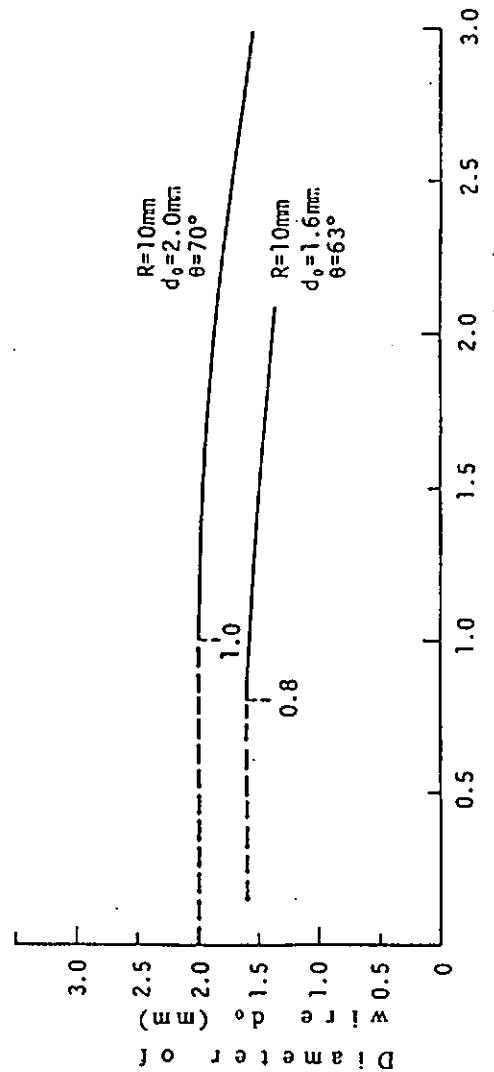


図 5.2.3.6 半径 10mm の円に対するギャップ量と止端半径

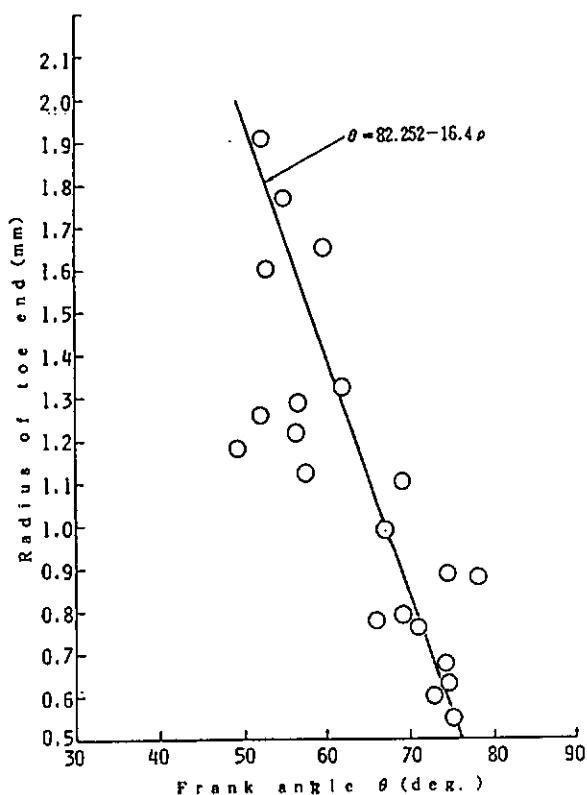


図 5.2.3.7 アンダーカットなしの十字継手の
 $\rho - \theta$ の関係

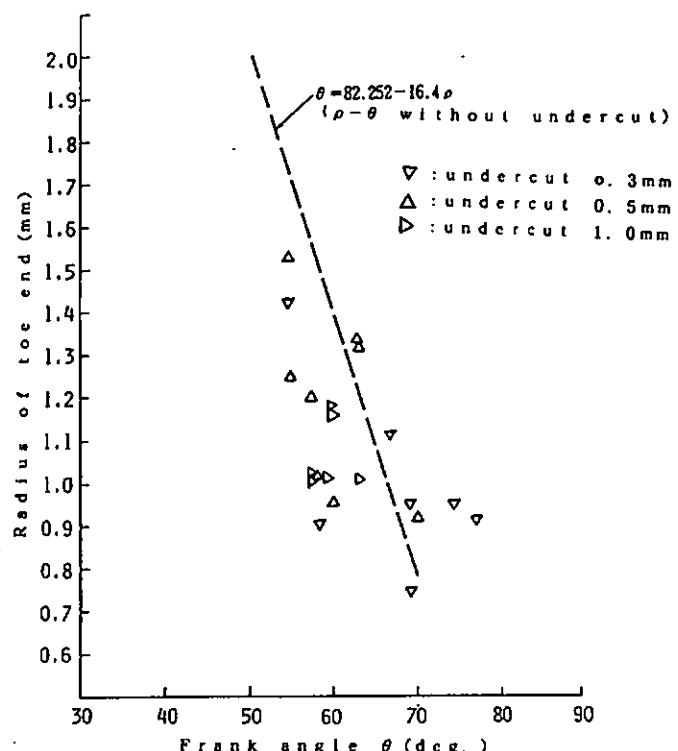


図 5.2.3.8 アンダーカットありの十字継手の
 $\rho - \theta$ の関係

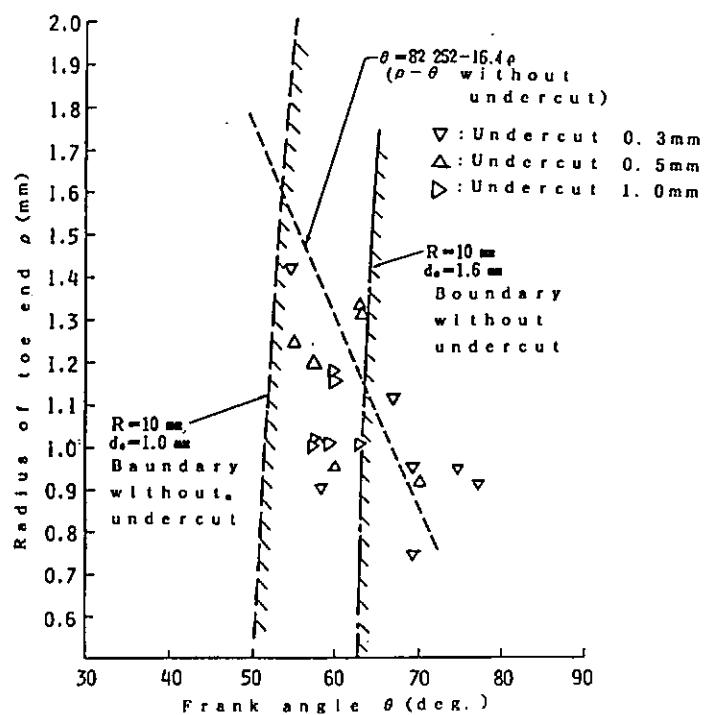


図 5.2.3.8 アンダーカットありの場合の $\rho - \theta$ の関係と
コインチェックの合否の限界

5.2.4 疲労試験

(1) 試験片形状

軸力試験の場合にはリブ十字軸手を対象として、3点曲げ荷重試験の場合はT軸手を対象として試験を実施した。試験片の形状と寸法を図5.2.4.1に示す。軸力リブ十字軸手試験片の場合には試験片幅を80mm, 3点曲げT軸手試験片の場合には試験片幅を100mm, 載荷スパン152mmとしている。

(2) 計測項目

亀裂の発生はアンダーカット底をも含むビード止端の一部であると想定されたので、ビード止端の局所的応力集中を算定するためにビード止端の形状データ収集に特に努力が払われた。これについては5.2.2で既に述べた。

試験途中における亀裂の進展・成長挙動を概略把握するため、ビード止端より2mm, 5mmあるいは10mmの位置に歪ゲージを貼付し、歪ゲージ出力（貼付点の歪振幅）が95%となる回数を記録した。歪ゲージ寸法、位置の統一がされなかったこと、亀裂の発生位置とゲージ貼付点までの距離が結果としてさまざまであったことなどにより、明確に亀裂成長のどの時期に対応しているかの判断ができないが、歪出力が95%となる回数をNc（亀裂発生寿命）と定義し、亀裂の小寸法段階の目安として記録した。多くの試験片ではこのようにして記録されたNcに対応する亀裂が最終破断になる亀裂へと成長したが、なかには全く別種の亀裂が最終破断亀裂となった試験片もあった。図5.2.4.2にはゲージ出力の変化例を示す。亀裂が成長し、最終的に試験片が2分する回数、あるいは試験片の両端で亀裂が板厚の中央まで進展する回数をもって破断寿命Nfとした。

また、試験後破面を観察し、破面にみられるアンダーカットを観察した。印象剂による観察結果と、破面の直接観察を比べると、一般に破面観察の結果が深い値を与える。鋼板表面の酸化膜、溶接スラグの除去の程度等が関係した結果と思われる。

(3) 試験結果

継手の形状によって区分すると試験系列は、リブ板板厚10mmの軸力引張試験、リブ板板厚22mmの軸力引張試験、そしてリブ板板厚10mmの3点曲げ試験に大別される。

まず、リブ板板厚10mmの系列には、フランク角50°を共通とするアンダーカット深さ4シリーズ、すなわち、00シリーズ（目標アンダーカットなし）、03シリーズ（目標0.3mm深さ）、05シリーズ（同、0.5mm）、10シリーズ（同、1.0mm）がある。これに加え、同様の板厚構成で、フランク角90°とした00(90°)シリーズ（目標アンダーカットなし）、03(90°)シリーズ（同、0.3mm）がある。

次に、リブ板板厚22mmの系列はCoin-checkには合格という条件の継手でアンダーカットの影響を調べた系列で、フランク角50°を目標として同じく00シリーズ（目標アンダーカットなし）、03シリーズ（同0.3mm）、05シリーズ（同0.5mm）そして10（同1.0mm）の4シリーズとした。Coin-checkに合格するようビード形状には手が加えられた。

残る曲げ試験シリーズでは、フランク角50°を共通にして、主板板厚22mmに対し10mmのリブ板を溶接しアンダーカットの影響を調べた。同じく、00（目標アンダーカットなし）、03シリーズ（同0.3mm）、05シリーズ（同0.5mm）そして10シリーズ（同1.0mm）の4シリーズがある。これに加え、微小なアンダーカットが止端に存在してもCoin-checkに合格するよう溶接された継手Pシリーズと、ビード形状の整形なしではCoin-checkに合格しないFシリーズ（Coin-check後ビード整形、試験実施）計6シリーズの試験である。

これら3系列の試験結果を、系列ごとにまとめて図5.2.4.3以下に示す。

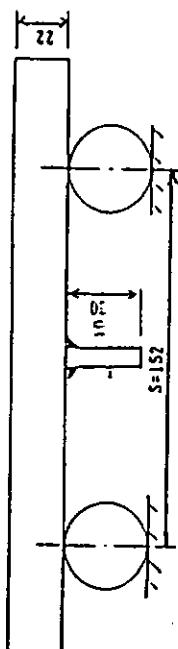
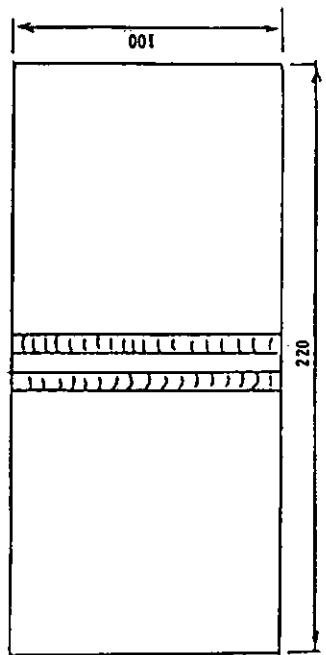
図5.2.4.3は、リブ板板厚10mmの軸力試験シリーズで、目標としたアンダーカット深さの試験シリーズとして結果を整理した図である。アンダーカットは明らかに疲労亀裂の発生寿命、試験片の破断寿命に影響を持ち、アンダーカットが深いシリーズでは短寿命となっていることがわかる。図5.2.4.4は同一の試験結果を最終破断面の亀裂発生点であったアンダーカット深さで再整理した図であるが、図5.2.4.3のシリーズごとに疲労寿命が低

下する度合いのばらつきより、アンダーカット深さと寿命との相関が薄れているように思われる。継手全体の健全性、ビード外観は明らかにシリーズの差で順位がつけられるので、このような継手全体のいわば出来栄えといったものが局所的なアンダーカット深さ以上に継手寿命を左右するのかも知れない。図には参考のため00シリーズと同一条件で製作されたACI継手（設計法分科会で試験を実施）の結果も合わせ示したが、アンダーカット深さ0～0.2mm程度では、寿命にアンダーカットの有無が影響しているのかどうか判然としない。フランク角90°の00(90°)シリーズ、そして、03(90°)シリーズの寿命結果は00シリーズあるいはACIの試験結果とほぼ同一の寿命結果を示した。全体にアンダーカットの寸法がシリーズ目標値に近く最大0.3mm内外までであったためもありシリーズごとあるいは最大深さに關係した寿命差は試験結果のばらつきと重なり判然としない。全体に1mm程度のアンダーカットが存在すると疲労寿命は1/3程度に減少するという結果であった。

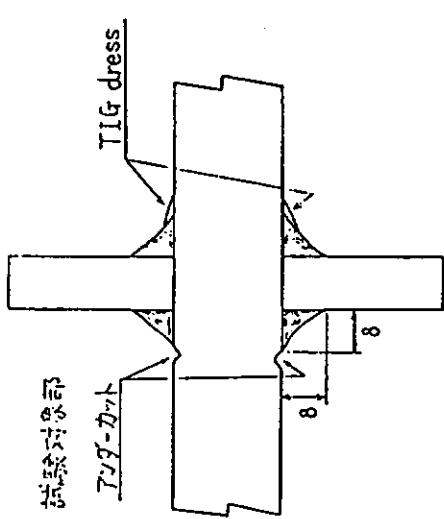
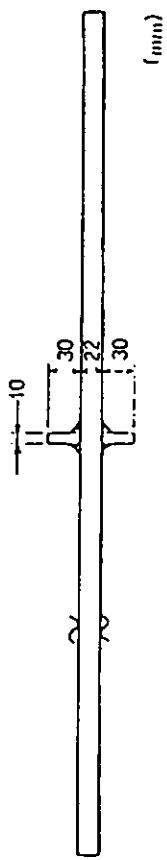
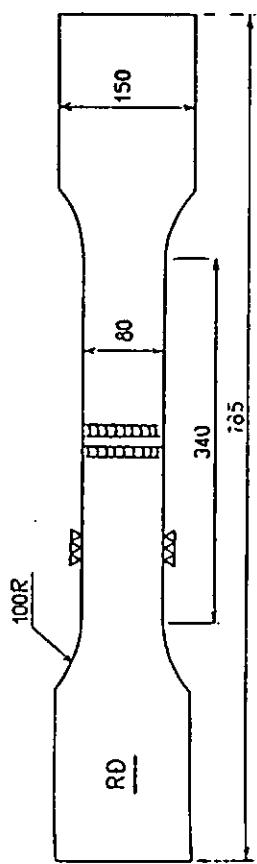
図5.2.4.5、図5.2.4.6はリブ板板厚22mmの軸力試験シリーズの結果である。Coin-checkに合格するよう手を加えられたビードが試験対象である。アンダーカットなしの00シリーズに対し他のシリーズが差を持って短寿命となっている。シリーズ、個々のアンダーカットの最大深さの関係はリブ板10mmのシリーズと同一である。図には前シリーズと同様、AC2シリーズ（溶接のままでCoin-checkなし）の結果を記載しているがAC2が約1/2の短寿命となっている。Coin-checkの有無が関係しているのか継手製作上の違い（製作担当、溶接条件）が現われたのかはっきりしないが全体にこの系列の試験結果はAC2のシリーズに比較すると長寿命結果となっている。

図5.2.4.7、図5.2.4.8には、曲げ試験系列の結果をまとめて示した。全体に軸力試験結果に比べると、公称応力（引張応力と曲げ応力）の同一条件のもとで長寿命となっている。アンダーカットの影響は軸力の場合よりも大きく、1mm内外のアンダーカットが存在すると寿命は1/3程度に減少した。

Coin-checkの合格(P)、不合格(F)のシリーズに関しては、Pシリーズの寿命が若干高く観察された。定性的には同程度のアンダーカット量を狙った溶接でもPシリーズがビードの端部形状でスムーズな形状となって外観的には良好なビードと認められたが、試験後の破面観察からも総体的にFシリーズの方がアンダーカットが深く（おおよそPシリーズ0.2mmに対しFシリーズ0.3～0.4mm（最大値））溶接のままでCoin-checkに合格することを目指とした継手の方が品質的には上であるようである。しかし、疲労寿命の差は小さい。Fシリーズは、試験前にビードの全体形状をCoin-checkに合格するよう手入れされているが、このビード手入れが寿命にどう影響しているかは試験シリーズがなく判然としないが、アンダーカットの部分に手を入れない仕上げ処理では、寿命に大きく影響するとは思われない。



(a) リブ十字継手試験片（軸力引張）



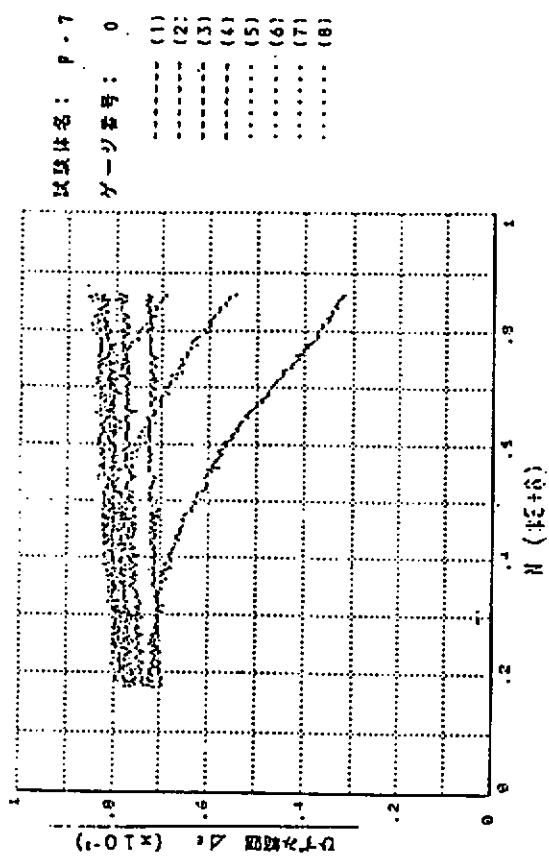
試験対象部

アンダーカット

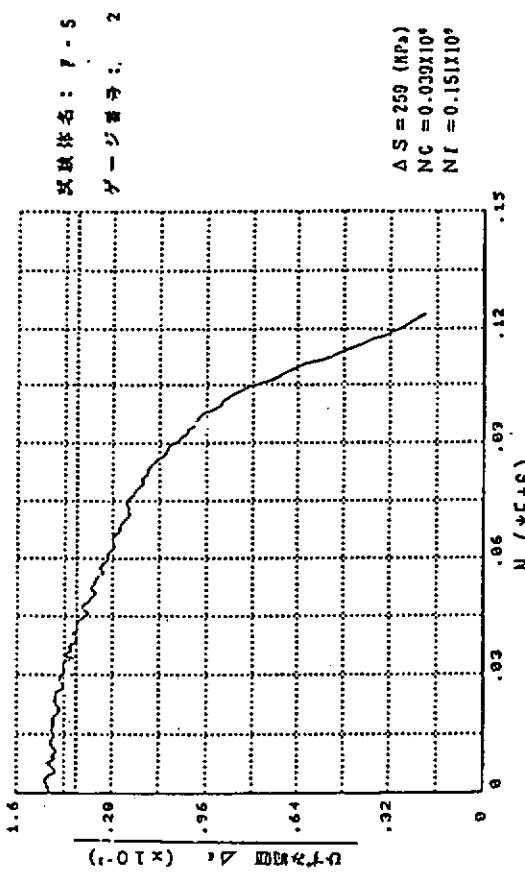
TIG dress

図 5.2.4.1 試験片の形状と寸法

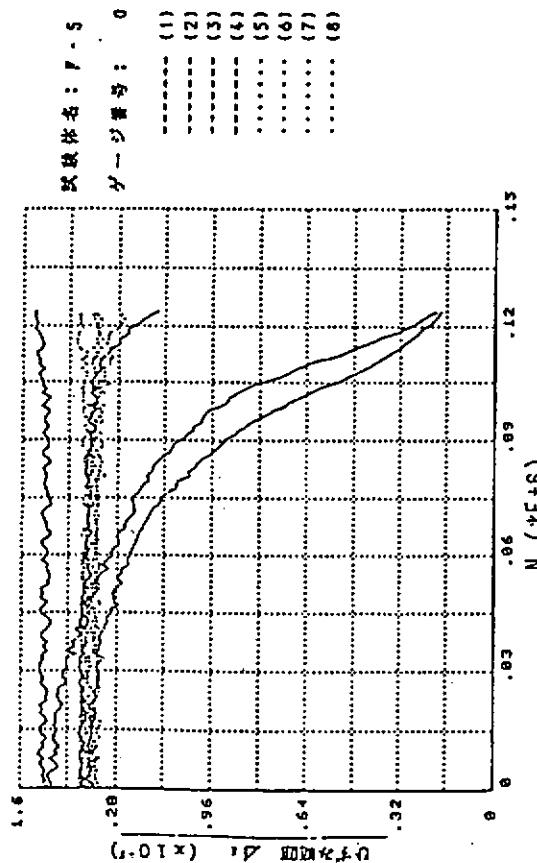
(a) リブ十字継手試験片（軸力引張）



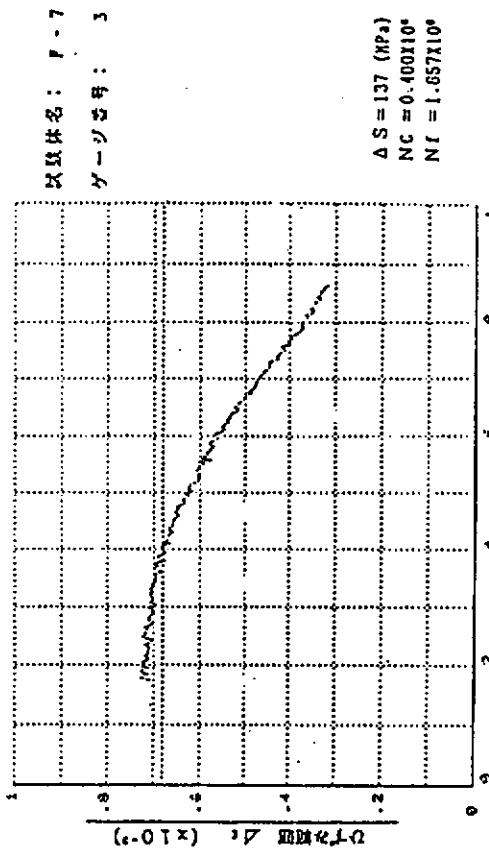
① 全計測結果



- ① T 継手, F シリーズ · $d \sigma_n = 250 \text{ MPa}$
② N_c 評価ゲージ

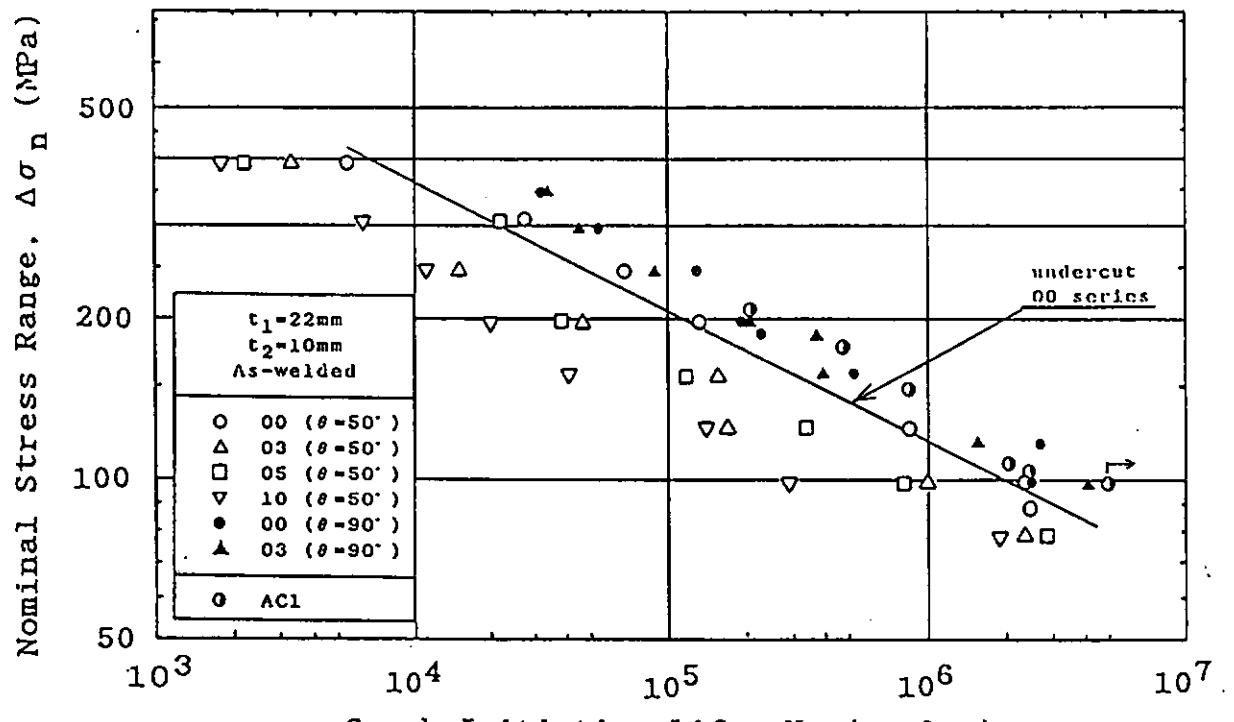


-199-

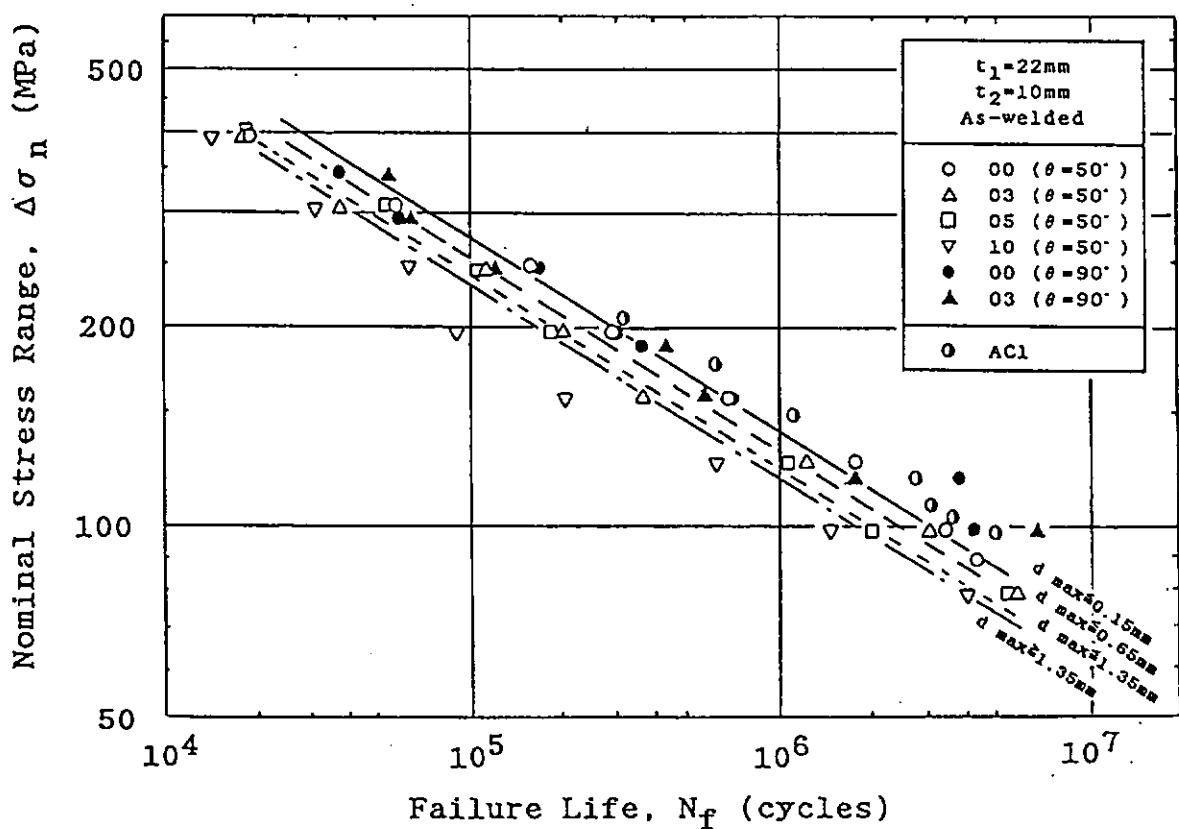


- ① 全計測結果
② N_c 評価ゲージ
- (b) T 継手, F シリーズ, $d \sigma_n = 137 \text{ MPa}$

図 5.2.4.2. 電気検出用モニターゲージの出力

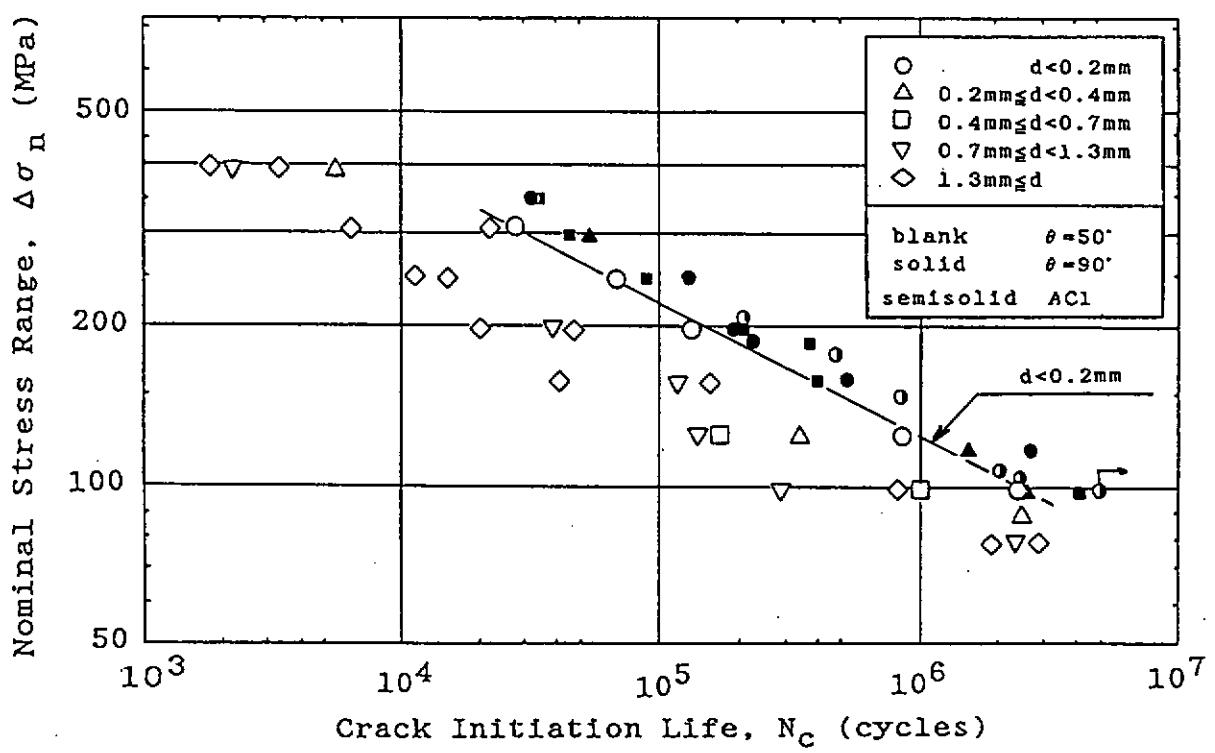


(a) 亀裂発生寿命 (N_c)

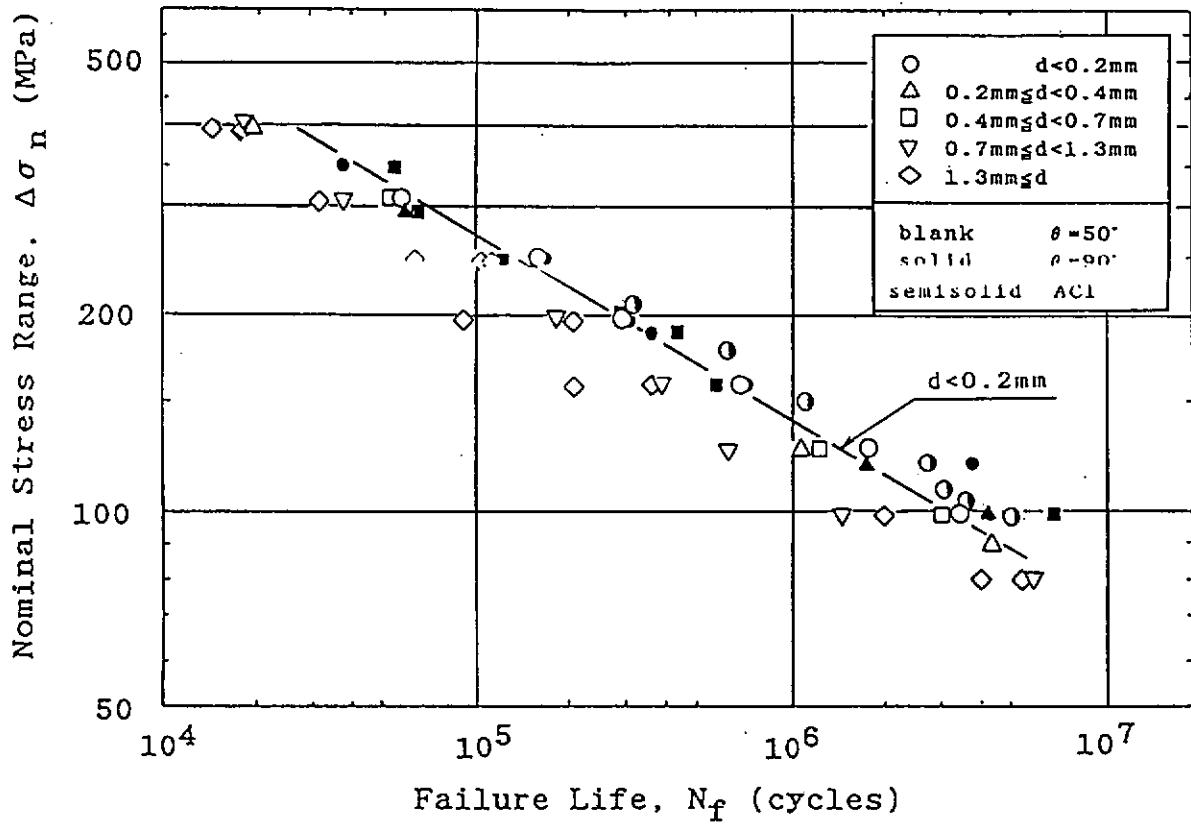


(b) 破断寿命 (N_f)

図 5.2.4.3 疲労試験結果（継手シリーズ区分、リブ板板厚10mm、軸力引張）

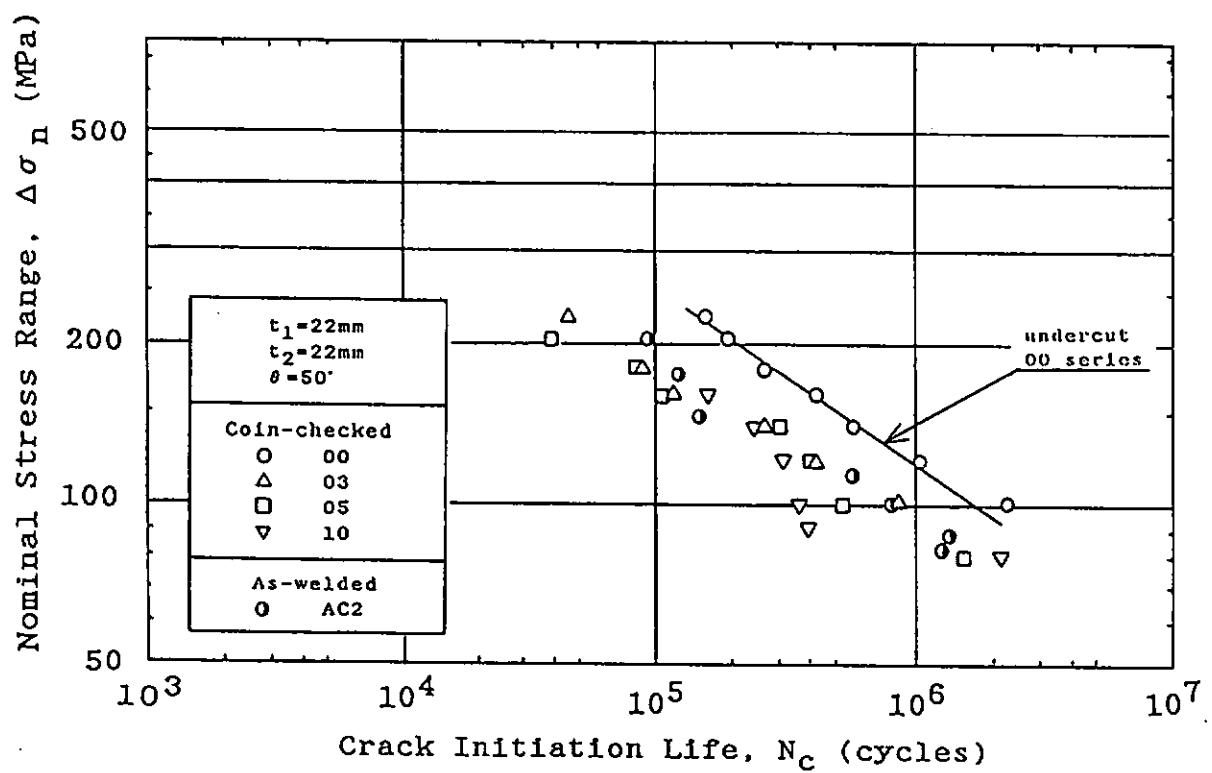


(a) 亀裂発生寿命

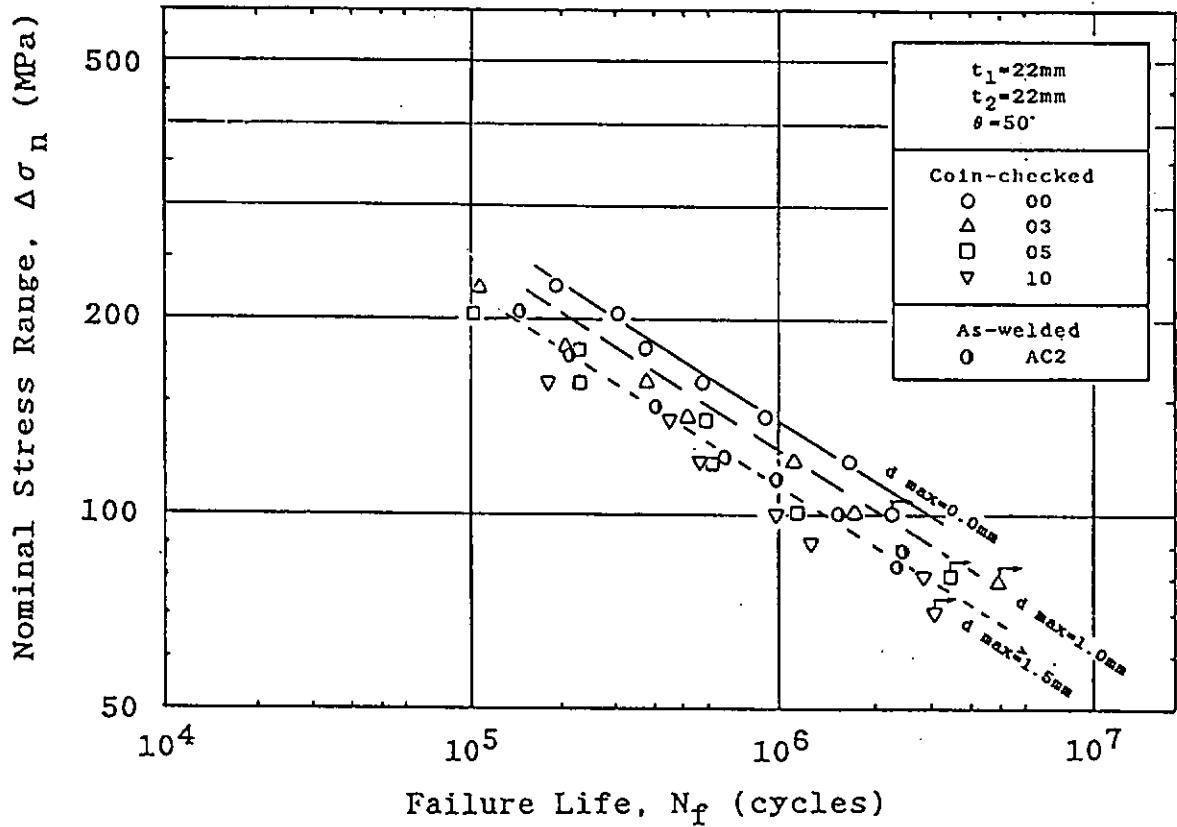


(b) 破断寿命

図 5.2.4.4 疲労試験結果, (最大深さ区分, リブ板板厚10mm, 軸力引張)

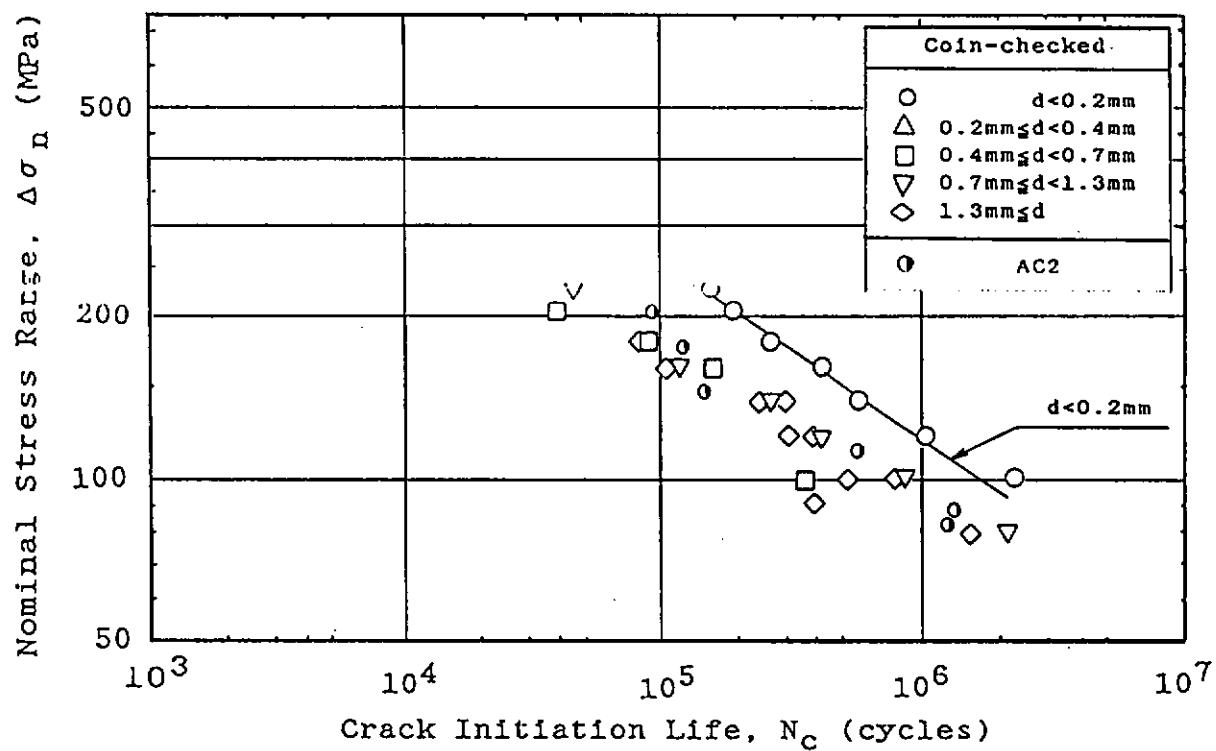


(a) 龟裂発生寿命

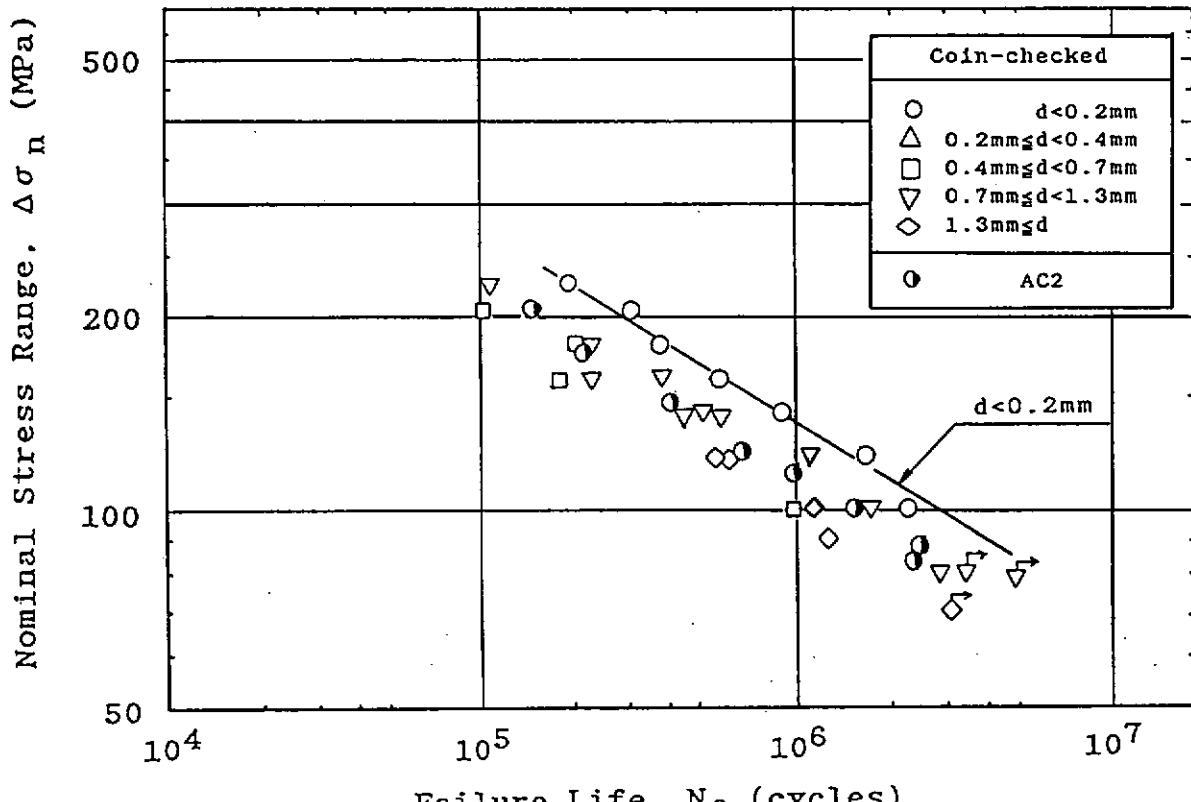


(b) 破断寿命

図 5.2.4.5 疲労試験結果（継手シリーズ区分、リブ板板厚22mm、軸力引張）

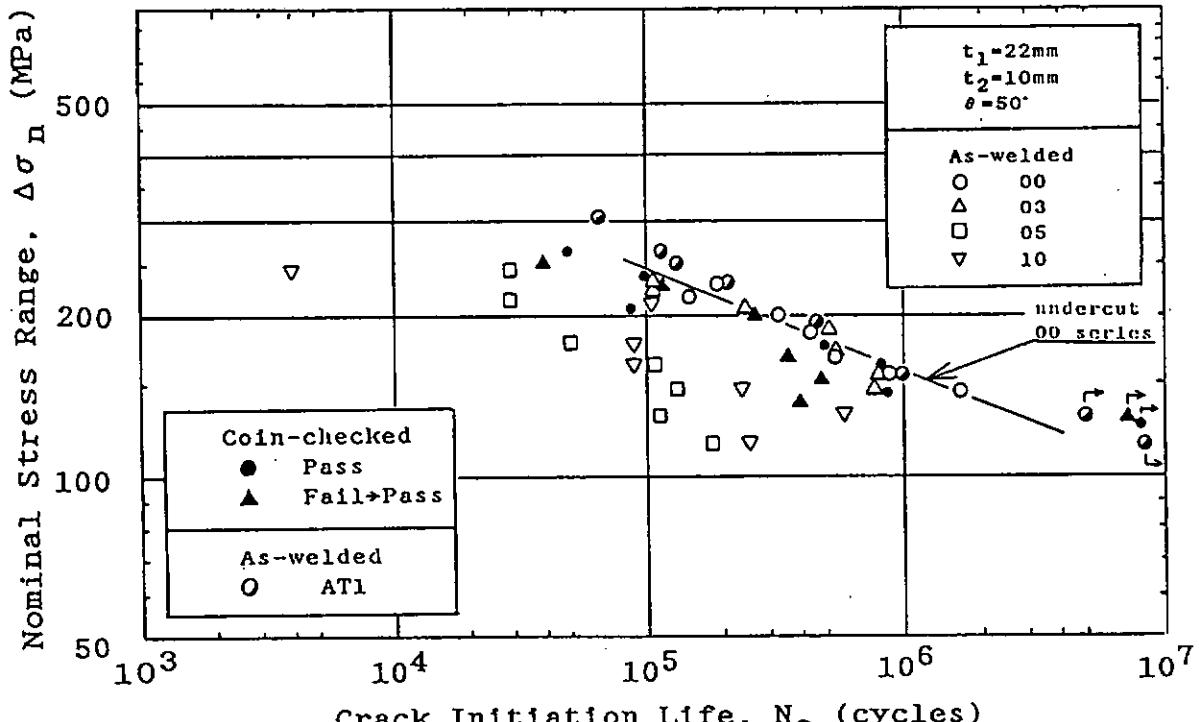


(a) 亀裂発生寿命 (N_c)

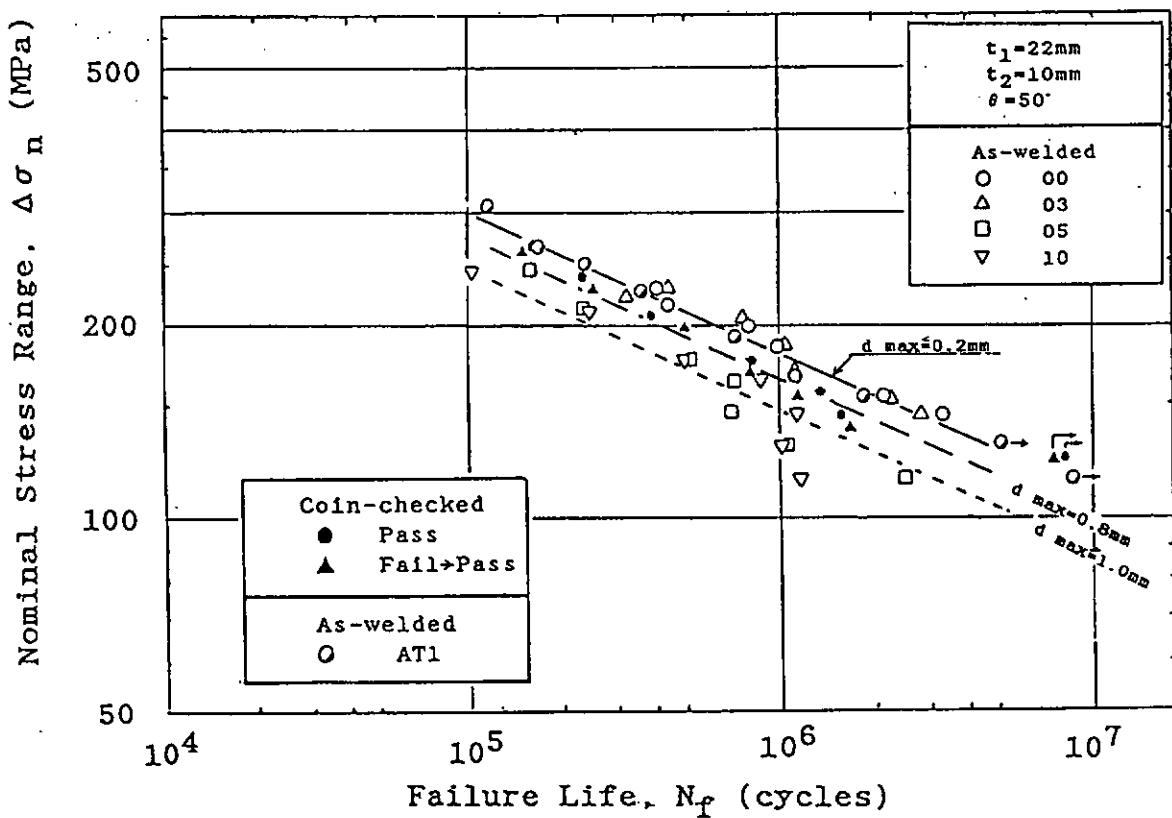


(b) 破断寿命 (N_f)

図 5.2.4.6 疲労試験結果 (最大深さ区分, リブ板板厚22mm, 軸力引張)

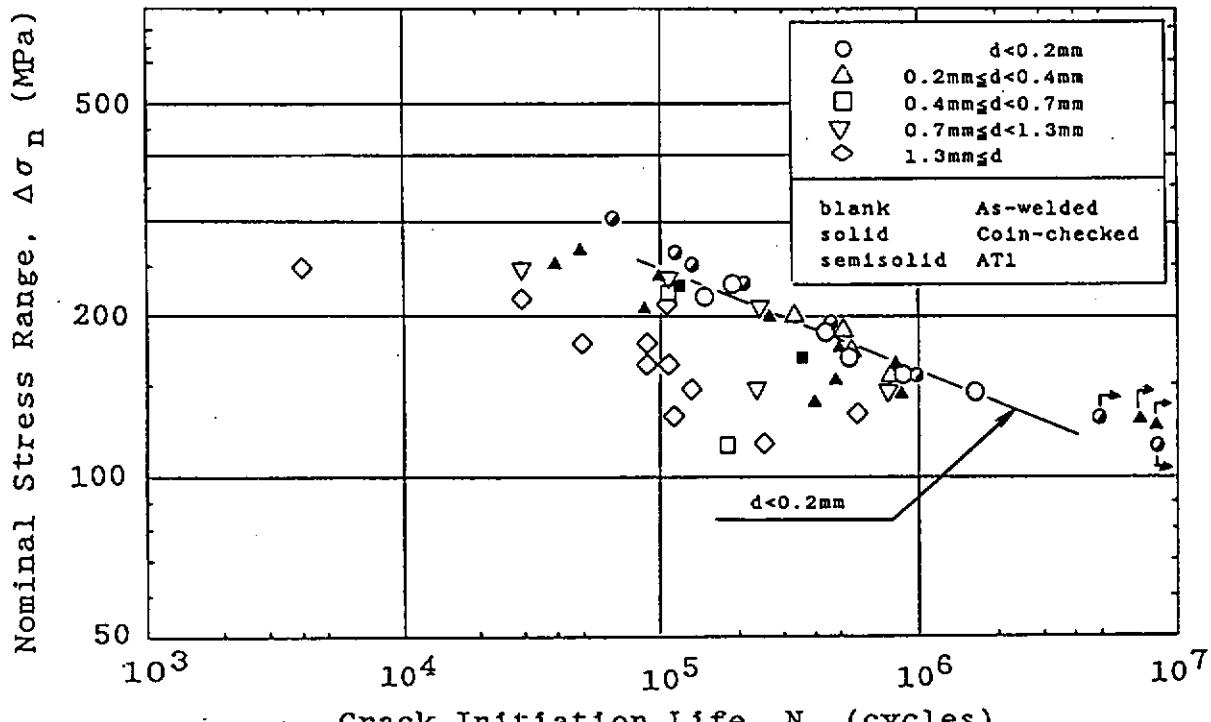


(a) 龟裂発生寿命

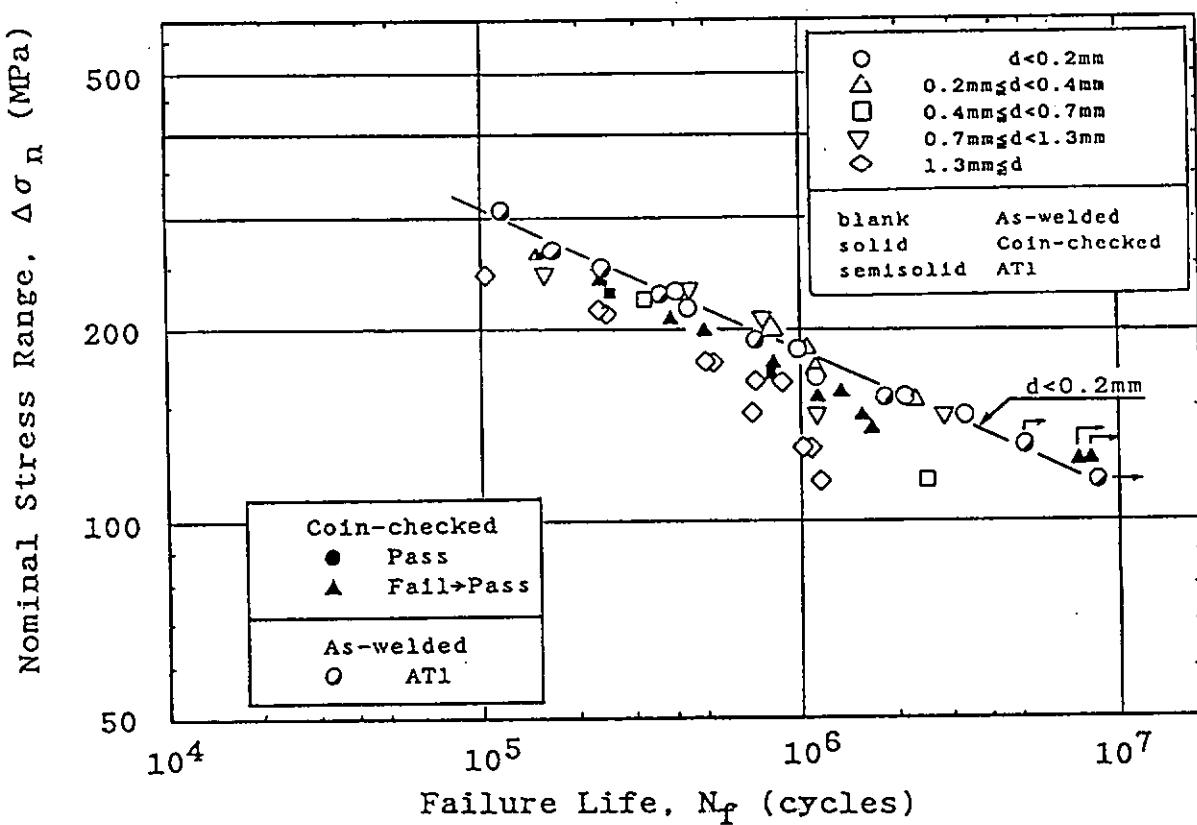


(b) 破断寿命

図 5.2.4.7 疲労試験結果（継手シリーズ区分、リブ板板厚10mm、3点曲げ）



(a) 龜裂発生寿命



(b) 破断寿命

図 5.2.4.8 疲労試験結果（最大深さ区分、リブ板板厚10mm、3点曲げ）

5.3 アンダーカットの形状と応力集中係数

5.3.1 アンダーカットの断面形状とモデル化

ビード止端に存在するアンダーカットの代表的な断面マクロ写真は前節の図 5.2.1 に示した。これらの形状とともに、アンダーカットを簡単な幾何学形状にモデル化し、切欠底近傍の応力分布、応力集中係数を境界要素法（BEM）により求めた。

計測されたアンダーカットの形状をトレースすると図 5.3.1.1 のようになる。それぞれのアンダーカットは特徴ある形状を示していて、円弧の一部に近いもの、鋭い角を持つものなどさまざまである。本項ではこれらのアンダーカット形状を参考に、図 5.3.1.2 に示すような(a)半梢円形状のアンダーカット、(b)円弧の一部が母材側に食い込む形状、2種類にモデル化し切欠底の応力分布を計算することにした。

図 5.3.1.3 は 2 種のモデルのアンダーカット深さとアンダーカット幅の関係を現実のアンダーカットと比較した図である。深さと幅の関係では、先端曲率半径 1 mm の半梢円モデルが測定値に近いが、形状的な印象からは円弧モデルを採用したい。これら 2 つのモデルについて荷重非伝達型のリブ十字継手および T 継手を対象に応力集中係数に関連する計算を実施した。

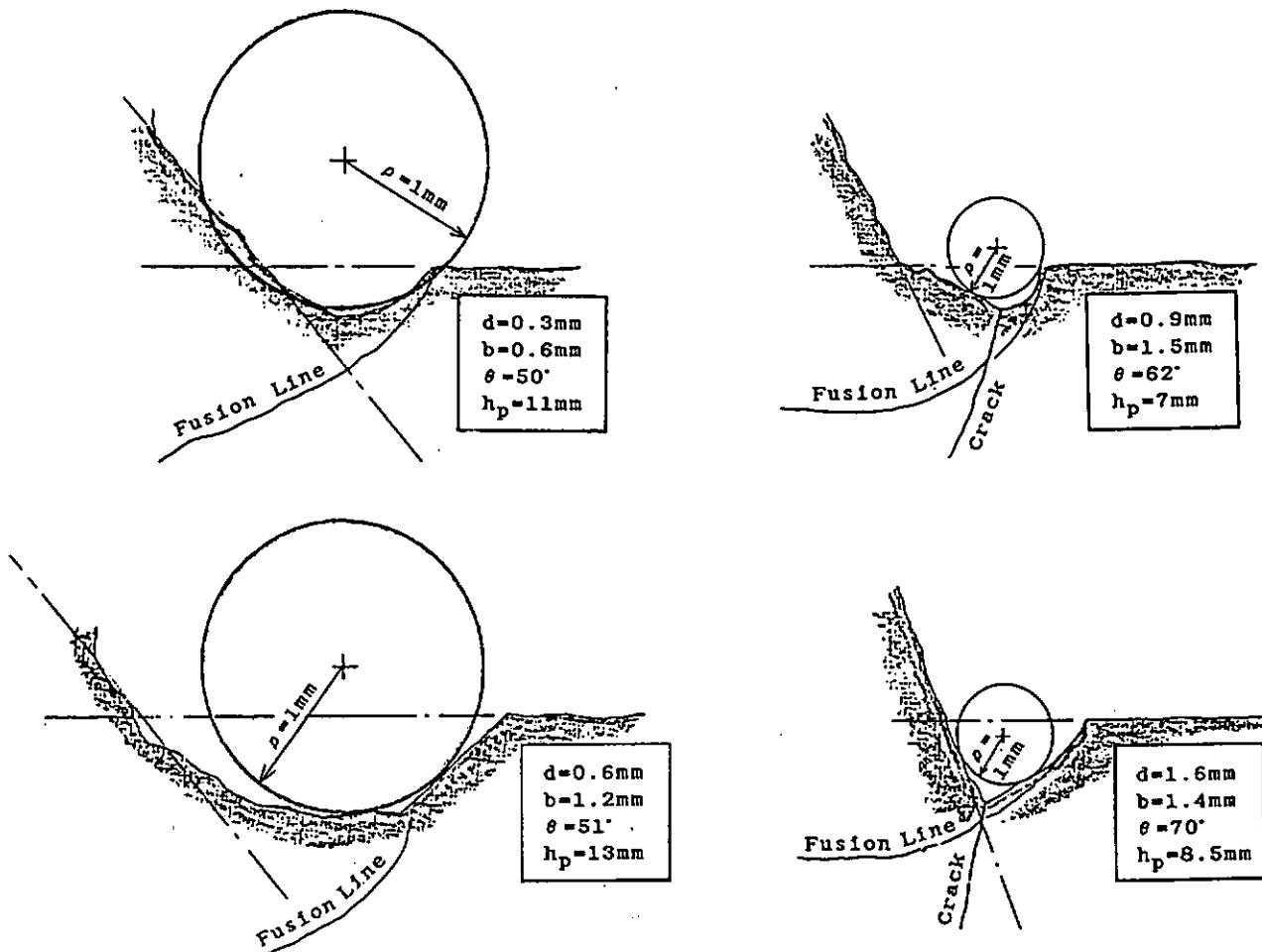


図 5.3.1.1 アンダーカットの断面形状の例

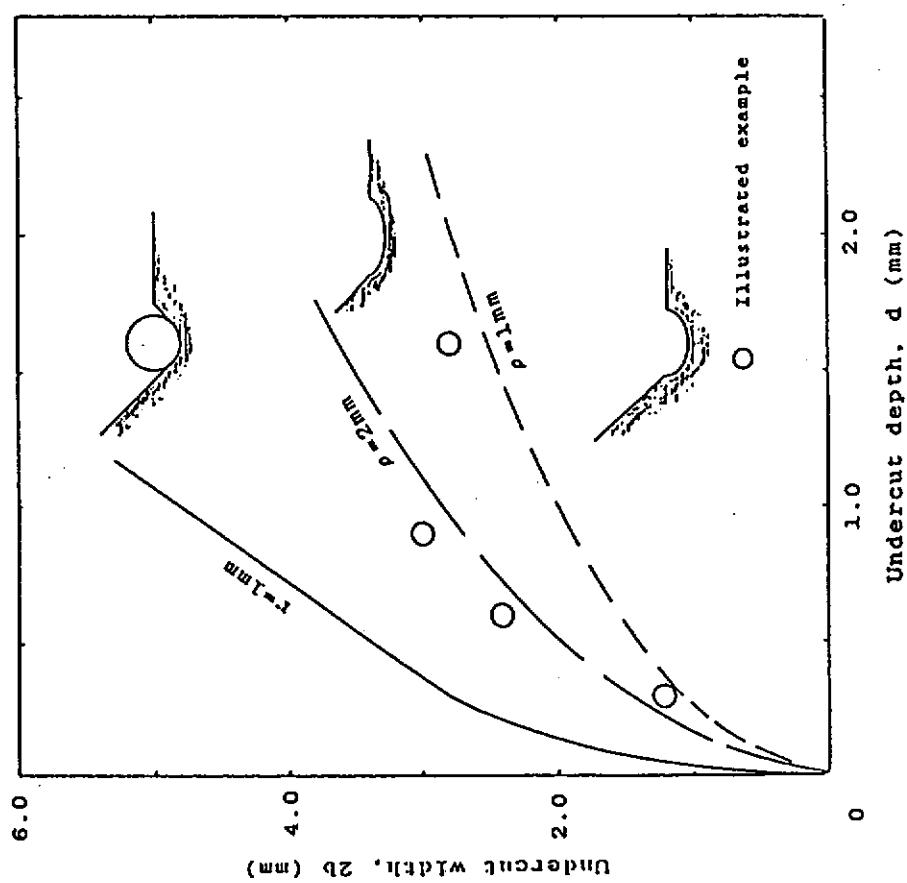


図 5.3.1.3 アンダーカットの深さ、幅とモデルとの対応

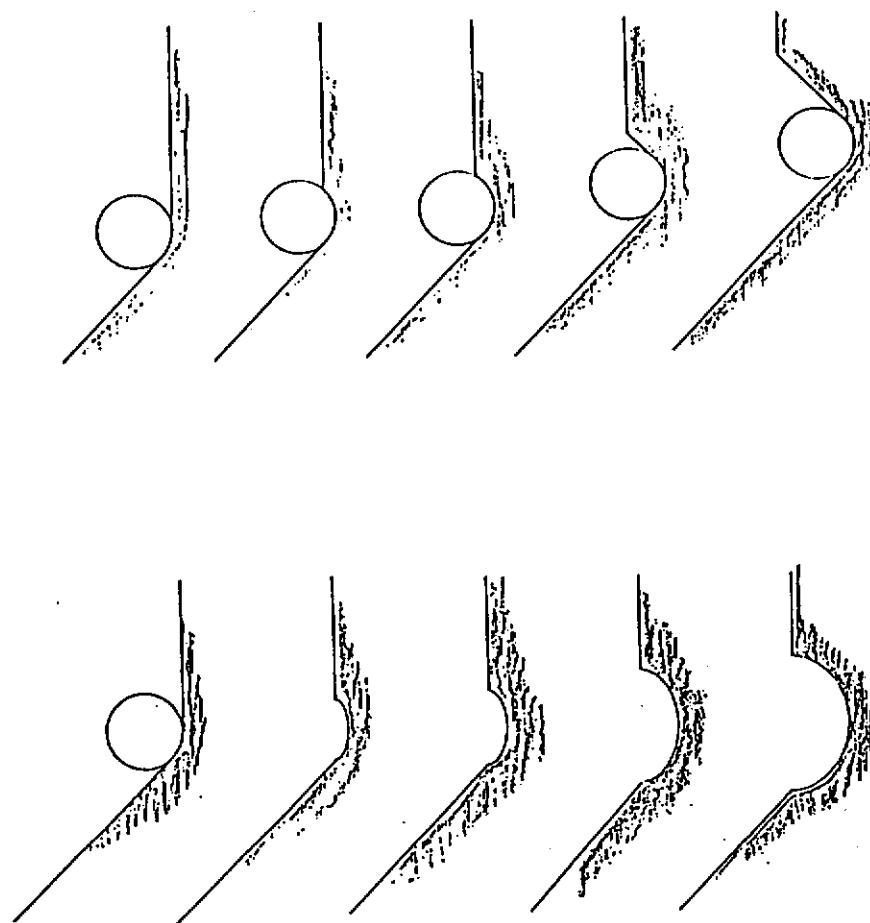


図 5.3.1.2 アンダーカットのモデル

(a) 半精円モデル
(b) 円弧モデル

5.3.2 アンダーカット底の応力集中係数

(1) 応力解析

i) 計算方法

リブ十字継手およびT継手溶接断面形状をモデル化し、2次元弾性応力問題を線形要素による境界要素法により解いた。

ii) 計算モデル

図5.3.2.1に計算モデルの例および記号の説明を示す。

リブ十字継手；引張り荷重を受けるリブ十字継手部材の溶接断面形状を対象として、対称条件により $\frac{1}{4}$ をモデル化した。脚長部分は直線近似し、板長さは主板で片側に板厚の4倍、リブ板で片側に板厚の2倍とし、リブ板溶接未溶着部にはスリットを入れた。

支持条件は、主板中央部で上下対称条件、リブ板中央部で左右対称条件とした。

荷重は、主板端部に一様分布の引張り応力をかけた。

T継手；曲げ荷重を受けるT継手部材の溶接断面形状を対象として、対称条件により、 $\frac{1}{2}$ をモデル化した。

脚長部分は直線近似し、板長さは主板で片側に板厚の4倍、リブ板で板厚の3倍とし、リブ板溶接未溶着部にはスリットを入れた。

支持条件は、リブ板中央部で左右対称条件とし、主板端部の下端で上下方向変位を拘束した。荷重は主板端部に線形分布の曲げ応力をかけた。

iii) 応力計算結果

① 半梢円モデルによる検討 その①

アンダーカット部は止端部位置に半梢円形状で存在すると仮定した。

主板厚 $t_1 = 20\text{ mm}$ 、リブ板厚 $t_2 = 20\text{ mm}$ そして溶接脚長 $\ell_1 = \ell_2 = 12\text{ mm}$ を一定とし、フランク角 θ を 25° 、 35° 、 45° 、 55° そしてアンダーカット先端半径 r およびアンダーカット深さ d をパラメトリックに変化させた計算を実施した。

表5.3.2.1には引張り荷重を受けるリブ十字継手の応力集中係数の計算結果、表5.3.2.2に曲げ荷重を受けるT継手の応力集中係数の計算結果を示す。応力集中係数の定義は 図5.3.2.1に示すように板表面に単位の応力を負荷したときの境界上での最大の主応力とした($K_t(\max)$)。

しかし、先端半径との対応では、先端部での主応力値も意味があると思われる所以、($K_t(\text{notch})$) 表5.3.2.1、表5.3.2.2には、上記での最大値と先端部での値を併記した。

なお、表5.3.2.1、表5.3.2.2における記号の説明は以下の通りである。

t_1 : 主板厚

t_2 : リブ板厚

ℓ_1 , ℓ_2 : 脚長

θ : フランク角

r : アンダーカット先端半径

b : アンダーカットの幅

d : アンダーカット深さ

$K_t(\max)$: 応力集中係数(最大値)

$K_t(\text{notch})$: 応力集中係数(先端部)

② 半梢円モデルによる検討 その②

モデルその①では、主板板厚 t_1 、リブ板板厚 t_2 、すみ肉脚長 ℓ_1, ℓ_2 が疲労試験を実施した寸法と異なる。試験結果の解析を進めるため試験片の条件を入力し、計算を行なった。すなわち、 $t_1 = 22\text{mm}$, $t_2 = 10\text{mm}$ または 22mm , $\ell_1 = \ell_2 = 9\text{mm}$ または 16mm とした。結果を図 5.3.2.2 に示す。

③ 円弧モデルによる検討

図 5.3.1.2(b)に示した円弧モデルについて、試験継手条件を入力し解析を実施した。止端半径、アンダーカット底の曲率半径は $\rho = 1\text{mm}$ と与えた。結果を図 5.3.2.3 に示す。このモデルではアンダーカットなしの $d = 0\text{mm}$ と浅いアンダーカットの場合で連続性が保たれているが、アンダーカットなしと、 $d = 0.1\text{mm}$ の両ケースで応力集中係数に甚しい差が生じ、アンダーカットが少しでも存在すると応力集中係数は著しく大きくなるという結果となった。これに対し、アンダーカット深さが 0.5mm 以上になると（主板厚 22mm に対して）応力集中係数の増加傾向は緩かになるという結果であった。

(2) 応力集中係数算式の作成

溶接断面形状による応力集中係数はアンダーカット形状は勿論のこと、板厚、脚長、フランク角などの影響を受ける。モデル①ではアンダーカット形状を半梢円と仮定したので、無限板中にある梢円形の応力集中係数を基本とし、それに表面での形状の影響を考慮すれば簡易近似式により表現できると考えられる。ここでは

表 5.3.2.1、表 5.3.2.2 にしめす応力集中係数を梢円の応力集中係数 $\{ 1 + 2\sqrt{(d/r)} \}$ で割った値を (d/t_1) , (r/t_1) および θ に関して重回帰解析し、半梢円形状アンダーカットの応力集中係数表示式を求めた。

i) リブ十字継手

$$K_t(\max) = \{ 1 + 2\sqrt{(d/r)} \} \{ 1.66 - 5.18(d/t_1) + 2.19 \cdot \theta(r/t_1) - 16.1(d/t_1)(r/t_1) \} \quad (5.3.2.1)$$

適用範囲 ; $\ell_1(\ell_2)/t_1(t_2) = 0.6$, $0.015 \leq d/t_1 \leq 0.125$, $0.01 \leq r/t_1 \leq 0.5$,

$0.436 \leq \theta \text{ in Radian} \leq 0.96$

相関係数 = 0.88

$$K_t(\text{notch}) = \{ 1 + 2\sqrt{(d/r)} \} \{ 1.44 - 3.18(d/t_1) - 0.307(r/t_1) + 0.0011(t_1/r) \} \quad (5.3.2.2)$$

適用範囲 ; $\ell_1(\ell_2)/t_1(t_2) = 0.6$, $0.15 \leq d/t_1 \leq 0.125$, $0.01 \leq r/t_1 \leq 0.5$,

$0.436 \leq \theta \text{ in Radian} \leq 0.96$

相関係数 = 0.93

ii) T 継手

$$K_t(\max) = \{ 1 + 2\sqrt{(d/r)} \} \{ 1.65 - 4.06(d/t_1) + 1.51 \cdot \theta(r/t_1) - 11.5(d/t_1)(r/t_1) \} \quad (5.3.2.3)$$

適用範囲 ; $\ell_1(\ell_2)/t_1(t_2) = 0.6$, $0.25 \leq d/t_1 \leq 0.15$, $0.01 \leq r/t_1 \leq 0.5$,

$0.436 \leq \theta \text{ in Radian} \leq 0.96$

相関係数 = 0.88

$$K_t(\text{notch}) = \{ 1 + 2\sqrt{(d/r)} \} \{ 1.44 - 3.10(d/t_1) - 0.398(r/t_1) + 0.0024(t_1/r) \} \quad (5.3.2.4)$$

適用範囲 ; $\ell_1(\ell_2)/t_1(t_2) = 0.6$, $0.25 \leq d/t_1 \leq 0.15$, $0.01 \leq r/t_1 \leq 0.5$,

$0.436 \leq \theta \text{ in Radian} \leq 0.96$

相関係数 = 0.96

$K_t(\text{notch})$ は、 d/t_1 と r/t_1 およびその逆数との相関が強く θ の影響が少ないので、(5.3.2.2) 式、

(5.3.2.4) 式に示す表示式とした。

一方、 K_t (max) は、最大応力発生位置がアンダーカット形状 b/d および θ の影響を受けるので、(5.3.2.1) 式、(5.3.2.3) 式に示す表示式とした。

(5.3.2.1) 式、(5.3.2.3) 式は先端半径 r を含んでいるが、 r の計測は難しい場合もあるので、アンダーカット形状 b 、 d で表示すると次式のようになる。

リブ十字継手；

$$K_t \text{ (max)} = \{1 + 2(d/b)\} [1.66 + \{-5.18 + 2.19\theta(b/d)^2\}(d/t_1) - 16.1(b/t_1)^2] \quad (5.3.2.5)$$

$$K_t \text{ (notch)} = \{1 + 2(d/b)\} [1.44 - \{3.18 + 0.307(b/d)^2\} - 0.0011(t_1/b)^2](d/t_1) \quad (5.3.2.6)$$

T 継手；

$$K_t \text{ (max)} = \{1 + 2(d/b)\} [1.65 + \{-4.06 + 1.51\theta(b/d)^2\}(d/t_1) - 11.5(b/t_1)^2] \quad (5.3.2.7)$$

$$K_t \text{ (notch)} = \{1 + 2(d/b)\} [1.44 - \{3.10 + 0.398(b/d)^2 - 0.0024(t_1/b)^2\}(d/t_1)] \quad (5.3.2.8)$$

(5.3.2.1) 式～(5.3.2.4) 式の適合度をみるため、表 5.3.2.1、表 5.3.2.2 の応力集中係数と (5.3.2.1) 式～(5.3.2.4) 式で与えられる応力集中係数の相関関係図を図 5.3.2.4 に示す。

これらの図で、点線は BEM の計算値に対し、算式による値とのずれが±10%の範囲を示している。

リブ十字継手、T 継手共に、 K (notch) の方が K_t (max) よりも適合度が良いことが分る。 K_t (max) の適合度があまり良くないのは、 d/b が小さい範囲で最大応力発生点がアンダーカット先端部から離れて来るこの影響が、(5.3.2.1) 式～(5.3.2.4) 式のような簡単な式では充分表現出来ていないことが原因と思われる。

しかし、(5.3.2.1) 式～(5.3.2.4) 式は、アンダーカット形状の応力集中係数へ与える影響の傾向を見る目的には、使用できると考える。

表5.3.2.1 リブ十字継手ビード止端アンダーカットの応力集中係数(軸力引張)

(a) フランク角 25°				(b) フランク角 35°				(c) フランク角 45°				(d) フランク角 55°							
t _{1,12}	t _{1,12}	r [mm]	d [mm]	t _{1,12}	t _{1,12}	r [mm]	d [mm]	t _{1,12}	t _{1,12}	r [mm]	d [mm]	t _{1,12}	t _{1,12}	r [mm]	b (mm)				
		0. 2	0. 245	5. 66	5. 40	0. 2	0. 245	5. 83	5. 54	0. 2	0. 245	5. 99	5. 66	0. 2	0. 245	6. 12			
		0. 5	0. 387	4. 12	3. 81	0. 5	0. 387	4. 30	3. 91	0. 5	0. 387	4. 46	4. 00	0. 5	0. 387	4. 59			
0. 3	1. 0	0. 548	3. 41	2. 99	1. 0	0. 548	3. 64	3. 08	1. 0	0. 548	3. 87	3. 15	1. 0	0. 548	4. 07	3. 20			
		2. 0	0. 775	2. 98	2. 41	2. 0	0. 775	3. 33	2. 48	2. 0	0. 775	3. 67	2. 54	0. 3	2. 0	0. 775	3. 99		
		4. 0	1. 095	2. 76	2. 00	4. 0	1. 095	3. 22	2. 05	4. 0	1. 095	3. 70	2. 09	4. 0	1. 095	4. 16	2. 12		
		10. 0	1. 732	2. 61	1. 61	10. 0	1. 732	3. 21	1. 65	10. 0	1. 732	3. 86	1. 68	10. 0	1. 732	4. 40	1. 69		
		0. 2	0. 316	6. 23	6. 06	0. 2	0. 316	6. 37	6. 18	0. 2	0. 316	6. 50	6. 29	0. 2	0. 316	6. 61	6. 37		
		0. 5	0. 5	4. 38	4. 17	0. 5	0. 5	4. 51	4. 26	0. 5	0. 5	4. 61	4. 34	0. 5	0. 5	4. 69	4. 40		
0. 5	1. 0	0. 707	3. 47	3. 22	0. 5	1. 0	0. 707	3. 60	3. 30	0. 5	1. 0	0. 707	3. 72	3. 36	0. 5	1. 0	0. 707	3. 82	
		2. 0	1. 0	2. 88	2. 55	2. 0	1. 0	3. 08	2. 61	2. 0	1. 0	3. 26	2. 65	2. 0	1. 0	3. 43	2. 68		
		4. 0	1. 414	2. 54	2. 07	4. 0	1. 414	2. 83	2. 12	4. 0	1. 414	3. 12	2. 15	4. 0	1. 414	3. 39	2. 17		
		10. 0	2. 236	2. 32	1. 64	10. 0	2. 236	2. 75	1. 67	10. 0	2. 236	3. 16	1. 69	10. 0	2. 236	3. 58	1. 70		
		0. 2	0. 447	7. 24	7. 12	0. 2	0. 447	7. 34	7. 21	0. 2	0. 447	7. 42	7. 28	0. 2	0. 447	7. 49	7. 34		
		0. 5	0. 707	4. 92	4. 81	0. 5	0. 707	5. 00	4. 88	0. 5	0. 707	5. 07	4. 93	0. 5	0. 707	5. 12	4. 97		
1. 0	1. 0	3. 76	3. 64	1. 0	1. 0	3. 83	3. 70	1. 0	1. 0	3. 90	3. 74	1. 0	1. 0	3. 94	3. 77				
		2. 0	1. 414	2. 96	2. 82	2. 0	1. 414	3. 04	2. 86	2. 0	1. 414	3. 10	2. 89	2. 0	1. 414	3. 15	2. 91		
		4. 0	2. 0	2. 42	2. 24	4. 0	2. 0	2. 54	2. 27	4. 0	2. 0	2. 65	2. 29	4. 0	2. 0	2. 73	2. 30		
		10. 0	3. 162	2. 05	1. 74	10. 0	3. 162	2. 27	1. 75	10. 0	3. 162	2. 48	1. 76	10. 0	3. 162	2. 66	1. 77		
20. 0	12. 0	0. 2	0. 548	7. 87	7. 85	0. 2	0. 548	7. 95	7. 91	0. 2	0. 548	8. 01	7. 97	0. 2	0. 548	8. 06	8. 01		
		0. 5	0. 866	5. 37	5. 28	0. 5	0. 866	5. 43	5. 33	0. 5	0. 866	5. 47	5. 38	0. 5	0. 866	5. 51	5. 41		
1. 5	1. 0	1. 225	4. 04	3. 97	1. 5	1. 0	1. 225	4. 09	4. 01	1. 5	1. 0	1. 225	4. 13	4. 04	1. 5	1. 0	1. 225	4. 16	
		2. 0	1. 732	3. 12	3. 04	2. 0	1. 732	3. 17	3. 07	2. 0	1. 732	3. 20	3. 09	2. 0	1. 732	3. 23	3. 10		
		4. 0	2. 449	2. 48	2. 39	4. 0	2. 449	2. 54	2. 41	4. 0	2. 449	2. 58	2. 43	4. 0	2. 449	2. 61	2. 43		
		10. 0	3. 873	1. 98	1. 83	10. 0	3. 873	2. 10	1. 84	10. 0	3. 873	2. 22	1. 84	10. 0	3. 873	2. 30	1. 84		
		0. 2	0. 632	8. 44	8. 44	0. 2	0. 632	8. 49	8. 49	0. 2	0. 632	8. 54	8. 54	0. 2	0. 632	8. 57	8. 57		
		0. 5	1. 0	5. 73	5. 69	0. 5	1. 0	5. 78	5. 72	0. 5	1. 0	5. 81	5. 75	0. 5	1. 0	5. 84	5. 78		
2. 0	1. 0	1. 414	4. 31	4. 25	2. 0	1. 0	1. 414	4. 35	4. 28	2. 0	1. 0	1. 414	4. 37	4. 31	2. 0	1. 0	1. 414	4. 39	
		2. 0	2. 0	3. 29	3. 24	2. 0	2. 0	3. 32	3. 26	2. 0	2. 0	3. 35	3. 28	2. 0	2. 0	3. 36	3. 28		
		4. 0	2. 828	2. 58	2. 53	4. 0	2. 828	2. 61	2. 54	4. 0	2. 828	2. 64	2. 55	4. 0	2. 828	2. 65	2. 56		
		10. 0	4. 472	1. 99	1. 92	10. 0	4. 472	2. 06	1. 92	10. 0	4. 472	2. 12	1. 92	10. 0	4. 472	2. 16	1. 92		
		0. 2	0. 707	8. 95	8. 95	0. 2	0. 707	8. 99	8. 99	0. 2	0. 707	9. 02	9. 02	0. 2	0. 707	9. 05	9. 05		
		0. 5	1. 118	6. 05	6. 05	0. 5	1. 118	6. 09	6. 08	0. 5	1. 118	6. 12	6. 10	0. 5	1. 118	6. 14	6. 12		
		2. 5	1. 0	1. 581	4. 55	4. 52	1. 0	1. 581	4. 58	4. 54	2. 5	1. 0	1. 581	4. 61	4. 56	2. 5	2. 0	2. 236	3. 51
		2. 0	2. 236	3. 46	3. 43	2. 0	2. 236	3. 48	3. 44	2. 0	2. 236	3. 50	3. 45	2. 0	2. 236	3. 51	3. 46		
		4. 0	3. 162	2. 70	2. 66	4. 0	3. 162	2. 72	2. 67	4. 0	3. 162	2. 73	2. 68	4. 0	3. 162	2. 74	2. 68		
		10. 0	5. 0	2. 05	2. 01	10. 0	5. 0	2. 08	2. 01	10. 0	5. 0	2. 10	2. 01	10. 0	5. 0	2. 12	2. 01		

表 5.3.2.2 T 継手ビード止端アンダーカットの応力集中係数(曲げ)

(a) フランク角 25°

t ₁ (mm)	t ₂	r ₁ (mm)	r ₂ (mm)	b ₁ (mm)	b ₂ (mm)	K ₁ (max)	K ₂ (notch)
20.0	0.2	0.316	7.12	6.98	0.2	0.316	7.13
	0.5	0.5	4.79	4.59	0.5	0.5	4.94
	1.0	0.707	3.73	3.46	1.0	0.707	3.91
	2.0	1.0	3.08	2.69	2.0	1.0	3.35
	4.0	1.414	2.70	2.14	4.0	1.414	3.09
	10.0	2.236	2.45	1.66	10.0	2.236	2.97
	0.2	0.447	8.19	8.10	0.2	0.447	8.34
	0.5	0.707	5.31	5.21	0.5	0.707	5.41
	1.0	1.0	3.94	3.82	1.0	1.0	4.04
	2.0	1.414	3.05	2.87	2.0	1.414	3.17
	4.0	2.0	2.51	2.24	4.0	2.0	2.69
	10.0	3.162	2.13	1.69	10.0	3.162	2.41
	0.2	0.548	8.85	8.83	0.2	0.548	8.96
	0.5	0.866	5.73	5.64	0.5	0.866	5.81
	1.0	1.225	4.16	4.08	1.0	1.225	4.24
	2.0	1.732	3.14	3.03	2.0	1.732	3.21
	4.0	2.449	2.48	2.33	4.0	2.449	2.58
	10.0	3.873	2.00	1.73	10.0	3.873	2.18
	0.2	0.632	9.41	9.41	0.2	0.633	9.49
	0.5	1.0	6.06	5.99	0.5	1.0	6.13
	1.0	1.414	4.37	4.30	1.0	1.414	4.42
	2.0	2.0	3.24	3.17	2.0	2.0	3.29
	4.0	2.828	2.50	2.41	4.0	2.828	2.56
	10.0	4.472	1.94	1.78	10.0	4.472	2.05
	0.2	0.707	9.88	9.88	0.2	0.707	9.95
	0.5	1.118	6.32	6.29	0.5	1.118	6.38
	1.0	1.581	4.55	4.49	1.0	1.581	4.60
	2.0	2.236	3.34	3.29	2.0	2.236	3.38
	4.0	3.162	2.55	2.48	4.0	3.162	2.58
	10.0	5.0	1.92	1.82	10.0	5.0	1.99
	0.2	0.775	10.3	10.3	0.2	0.775	10.3
	0.5	1.225	6.61	6.60	0.5	1.225	6.67
	1.0	1.732	4.76	4.70	1.0	1.732	4.79
	2.0	2.449	3.44	3.40	2.0	2.449	3.47
	4.0	3.469	2.62	2.56	4.0	3.469	2.64
	10.0	5.477	1.95	1.86	10.0	5.477	1.99

(b) フランク角 35°

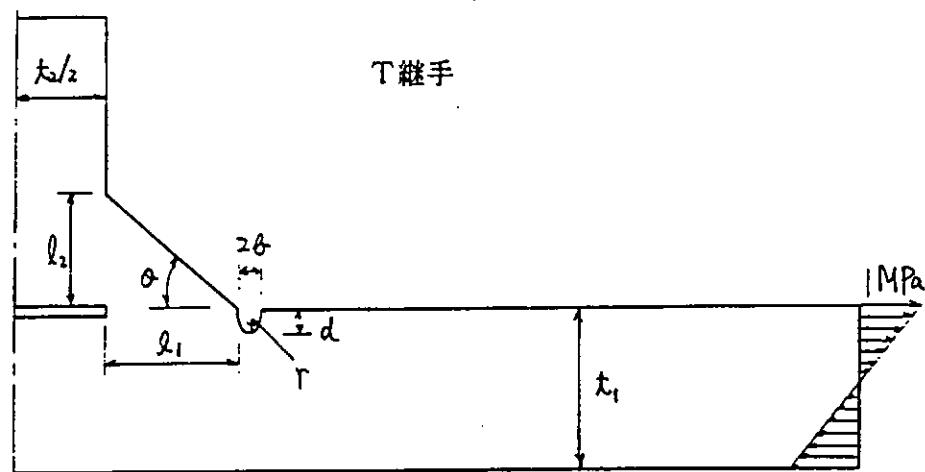
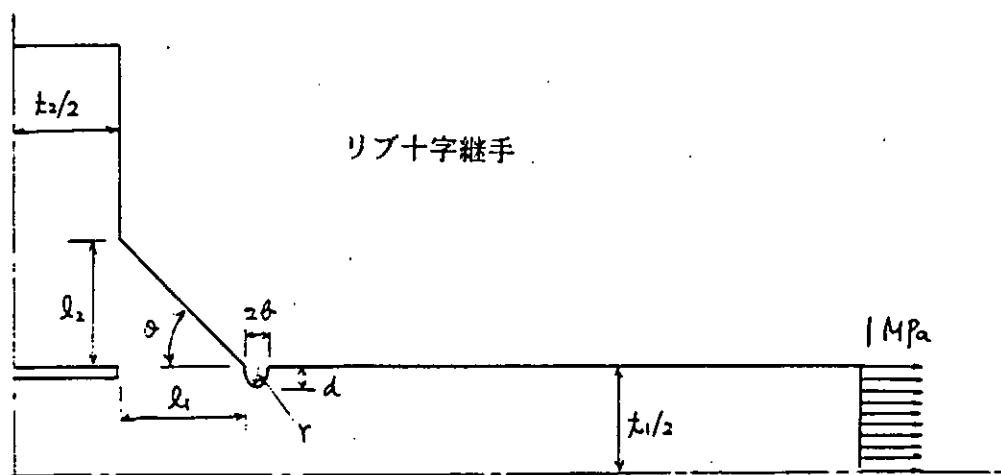
t ₁ (mm)	t ₂	r ₁ (mm)	r ₂ (mm)	b ₁ (mm)	b ₂ (mm)	K ₁ (max)	K ₂ (notch)
20.0	0.2	0.316	7.12	6.98	0.2	0.316	7.13
	0.5	0.5	4.79	4.59	0.5	0.5	4.94
	1.0	0.707	3.73	3.46	1.0	0.707	3.91
	2.0	1.0	3.08	2.69	2.0	1.0	3.35
	4.0	1.414	2.70	2.14	4.0	1.414	3.09
	10.0	2.236	2.45	1.66	10.0	2.236	2.97
	0.2	0.447	8.19	8.10	0.2	0.447	8.34
	0.5	0.707	5.31	5.21	0.5	0.707	5.51
	1.0	1.0	3.94	3.82	1.0	1.0	4.04
	2.0	1.414	3.05	2.87	2.0	1.414	3.17
	4.0	2.0	2.51	2.24	4.0	2.0	2.69
	10.0	3.162	2.13	1.69	10.0	3.162	2.41
	0.2	0.548	8.85	8.83	0.2	0.548	8.96
	0.5	0.866	5.73	5.64	0.5	0.866	5.88
	1.0	1.225	4.16	4.08	1.0	1.225	4.24
	2.0	1.732	3.14	3.03	2.0	1.732	3.21
	4.0	2.449	2.48	2.33	4.0	2.449	2.58
	10.0	3.873	2.00	1.73	10.0	3.873	2.18
	0.2	0.632	9.41	9.41	0.2	0.633	9.49
	0.5	1.0	6.06	5.99	0.5	1.0	6.13
	1.0	1.414	4.37	4.30	1.0	1.414	4.42
	2.0	2.0	3.24	3.17	2.0	2.0	3.29
	4.0	2.828	2.50	2.41	4.0	2.828	2.61
	10.0	4.472	1.94	1.78	10.0	4.472	2.05
	0.2	0.707	9.88	9.88	0.2	0.707	9.95
	0.5	1.118	6.32	6.29	0.5	1.118	6.38
	1.0	1.581	4.55	4.49	1.0	1.581	4.63
	2.0	2.236	3.34	3.29	2.0	2.236	3.41
	4.0	3.162	2.55	2.48	4.0	3.162	2.61
	10.0	5.0	1.92	1.82	10.0	5.0	1.99
	0.2	0.775	10.3	10.3	0.2	0.775	10.4
	0.5	1.225	6.61	6.60	0.5	1.225	6.67
	1.0	1.732	4.76	4.70	1.0	1.732	4.79
	2.0	2.449	3.44	3.40	2.0	2.449	3.47
	4.0	3.469	2.62	2.56	4.0	3.469	2.64
	10.0	5.477	1.91	1.86	10.0	5.477	1.95

(d) フランク角 45°

t ₁ (mm)	t ₂	r ₁ (mm)	r ₂ (mm)	b ₁ (mm)	b ₂ (mm)	K ₁ (max)	K ₂ (notch)
20.0	0.2	0.316	7.12	6.98	0.2	0.316	7.43
	0.5	0.5	4.79	4.59	0.5	0.5	5.07
	1.0	0.707	3.73	3.46	1.0	0.707	4.08
	2.0	1.0	3.08	2.69	2.0	1.0	3.63
	4.0	1.414	2.70	2.14	4.0	1.414	3.49
	10.0	2.236	2.45	1.66	10.0	2.236	3.05
	0.2	0.447	8.19	8.10	0.2	0.447	8.34
	0.5	0.707	5.31	5.21	0.5	0.707	5.60
	1.0	1.0	3.94	3.82	1.0	1.0	4.20
	2.0	1.414	3.05	2.87	2.0	1.414	3.37
	4.0	2.0	2.51	2.24	4.0	2.0	2.69
	10.0	3.162	2.13	1.69	10.0	3.162	2.41
	0.2	0.548	8.85	8.83	0.2	0.548	8.96
	0.5	0.866	5.73	5.64	0.5	0.866	5.88
	1.0	1.225	4.16	4.08	1.0	1.225	4.24
	2.0	1.732	3.14	3.03	2.0	1.732	3.21
	4.0	2.449	2.48	2.33	4.0	2.449	2.58
	10.0	3.873	2.00	1.73	10.0	3.873	2.18
	0.2	0.632	9.41	9.41	0.2	0.633	9.49
	0.5	1.0	6.06	5.99	0.5	1.0	6.13
	1.0	1.414	4.37	4.30	1.0	1.414	4.42
	2.0	2.0	3.24	3.17	2.0	2.0	3.29
	4.0	2.828	2.50	2.41	4.0	2.828	2.61
	10.0	4.472	1.94	1.78	10.0	4.472	2.05
	0.2	0.707	9.88	9.88	0.2	0.707	9.95
	0.5	1.118	6.32	6.29	0.5	1.118	6.49
	1.0	1.581	4.55	4.49	1.0	1.581	4.66
	2.0	2.236	3.34	3.29	2.0	2.236	3.43
	4.0	3.162	2.55	2.48	4.0	3.162	2.63
	10.0	5.0	1.92	1.82	10.0	5.0	1.99
	0.2	0.775	10.3	10.3	0.2	0.775	10.4
	0.5	1.225	6.61	6.60	0.5	1.225	6.71
	1.0	1.732	4.76	4.70	1.0	1.732	4.81
	2.0	2.449	3.44	3.40	2.0	2.449	3.51
	4.0	3.469	2.62	2.56	4.0	3.469	2.65
	10.0	5.477	1.91	1.86	10.0	5.477	1.95

(d) フランク角 55°

t ₁ (mm)	t ₂	r ₁ (mm)	r ₂ (mm)	b ₁ (mm)	b ₂ (mm)	K ₁ (max)	K ₂ (notch)
20.0	0.2	0.316	7.12	6.98	0.2	0.316	7.54
	0.5	0.5	4.79	4.59	0.5	0.5	5.20
	1.0	0.707	3.73	3.46	1.0	0.707	4.25
	2.0	1.0	3.08	2.69	2.0	1.0	3.89
	4.0	1.414	2.70	2.14	4.0	1.414	3.49
	10.0	2.236	2.45	1.66	10.0	2.236	4.07
	0.2	0.447	8.19	8.10	0.2	0.447	8.56
	0.5	0.707	5.31	5.21	0.5	0.707	5.43
	1.0	1.0	3.94	3.82	1.0	1.0	4.20
	2.0	1.414	3.05	2.87	2.0	1.414	3.37
	4.0	2.0	2.51	2.24	4.0	2.0	2.69
	10.0	3.162	2.13	1.69	10.0	3.162	2.72
	0.2	0.548	8.85	8.83	0.2	0.548	8.96
	0.5	0.866	5.73	5.64	0.5	0.866	5.94
	1.0	1.225	4.16	4.08	1.0	1.225	4.35
	2.0	1.732	3.14	3.03	2.0	1.732	3.32
	4.0	2.449	2.48	2.33	4.0	2.449	2.58
	10.0	3.873	2.00</td				



- 記号 :
- t_1 : 主板厚
 - t_2 : リブ板厚
 - l_1 (l_2) : 脚長
 - θ : フランク角
 - r : アンダーカット先端半径
 - b : アンダーカットの幅
 - d : アンダーカット深さ
 - $K_t(\max)$: 応力集中係数（最大値）
 - $K_t(\text{notch})$: 応力集中係数（先端部）

図 5.3.2.1 計算モデルの例と記号の説明

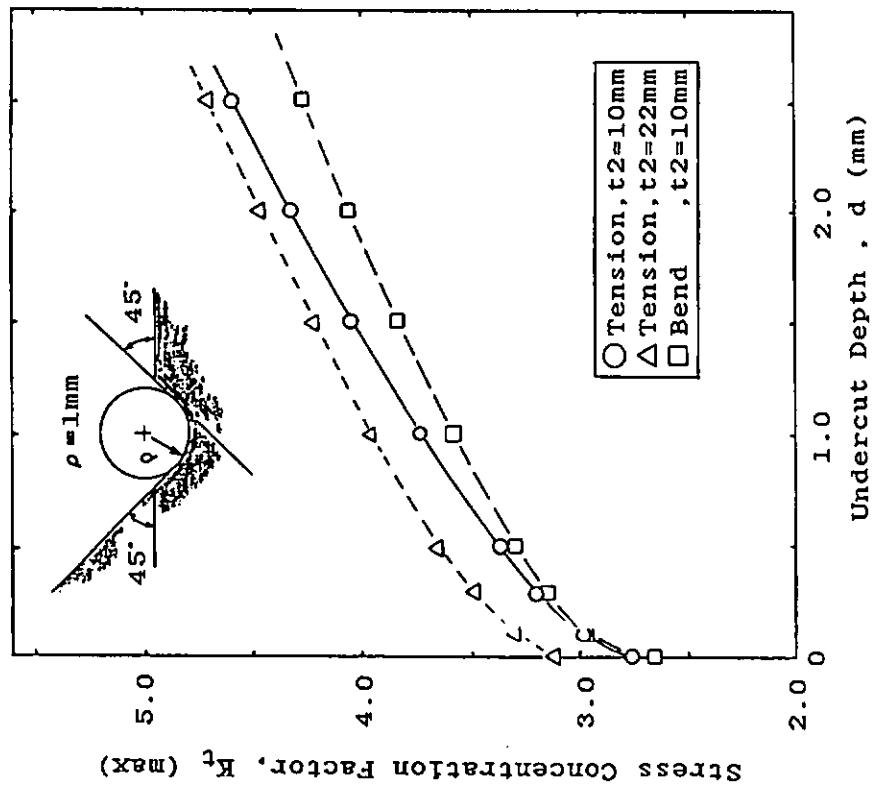


図 5.3.2.3 試験縫手の応力集中係数(円弧モデル)

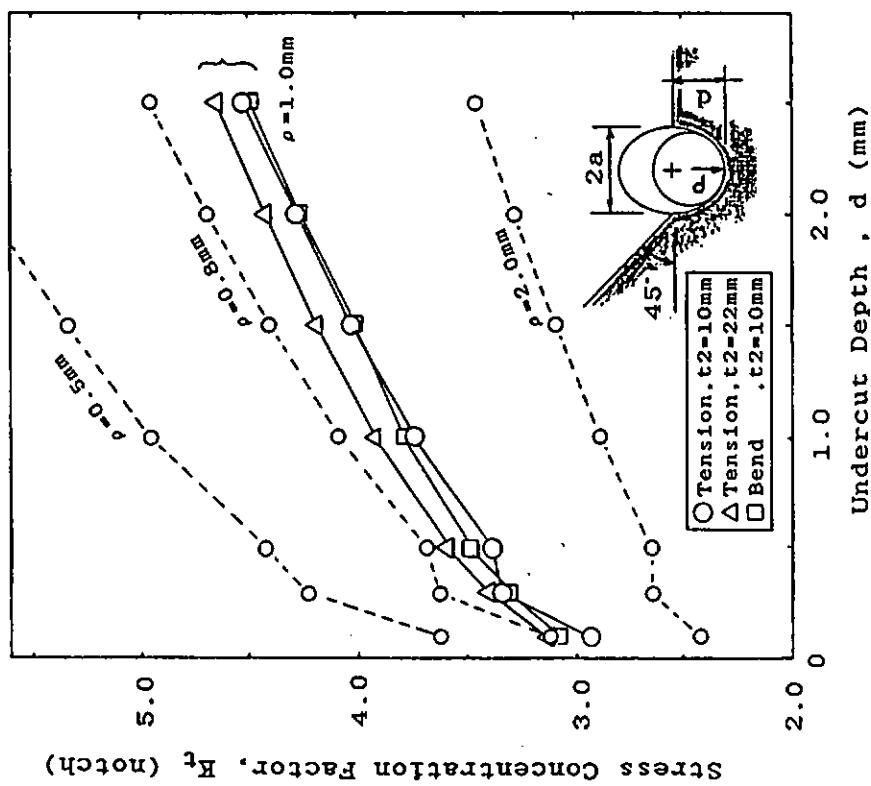


図 5.3.2.2 試験縫手の応力集中係数(半梢円モデル)

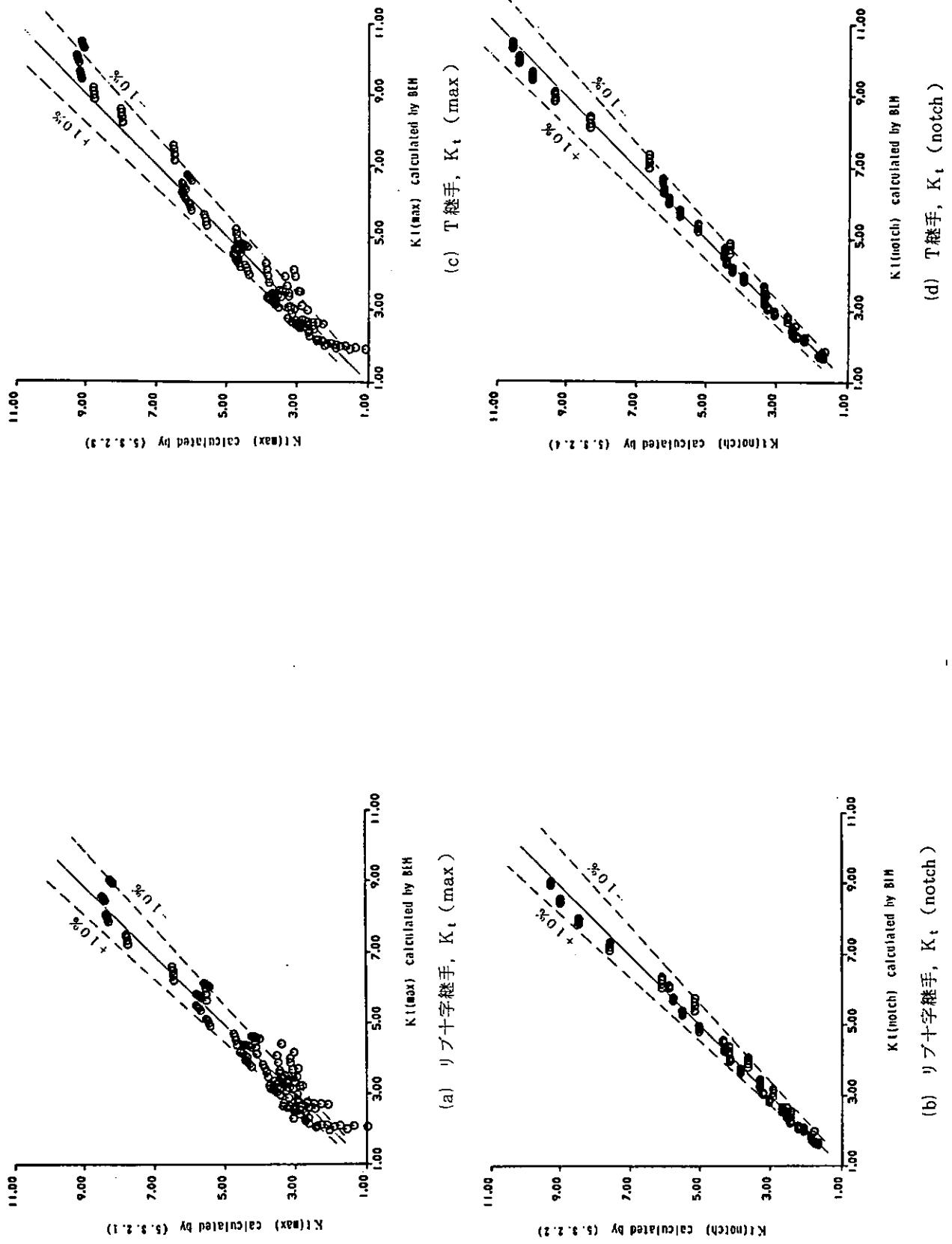


図 5.3.2.4 アンダーカット底の応力集中係数簡易算出式の適合度

5.4 アンダーカットを有するすみ肉継手の疲労強度

5.4.1 すみ肉溶接継手の疲労寿命計算

(1) 疲労寿命算出の手順と計算条件

① 疲労亀裂の発生寿命と伝播寿命

溶接継手の疲労破壊を考えるとき、継手の一部に存在する応力集中源を考え、応力集中係数を計算し、局部的な応力の繰返しを評価し部材寿命を評価することがなされる。この場合、局部的な応力繰返しに対して、材料の疲労データを対比して、直接部材寿命の評価とする場合が一般には多いが、簡便ではあるが、さまざまな部材形状、応力分布に対して精度の良い寿命推定値を得ることは難しい。これに対して、溶接部には疲労亀裂の進展源となる初期亀裂が存在し、部材寿命は疲労亀裂の伝播寿命と考えれば良いとして伝播寿命の算定に注力するという考え方がある。現段階では、寿命の大半を占める小寸法段階での亀裂進展評価の手法が定まるまでには至っておらずさまざまな形状の継手寿命の評価はできないのが現状である。

ところで、溶接継手部の疲労破壊をさまざまビード止端形状を含めて考えると、まずビード止端の応力集中部に亀裂が発生し、それが伝播成長して全体破壊に結びつくと考えるのであるが、切欠先端半径が有限で亀裂端ほど鋭くない場合には、巨視的な亀裂となるまで有限な寿命があるとして、その後の伝播寿命と合わせ最終寿命を求めて良いと思われる。本研究部会では、鋼管継手、板骨構造要素の疲労寿命算定の基礎データとするため、継手部ビード端の応力集中、ビード止端近傍に存在する亀裂に対する応力拡大係数の計算に多くの努力が傾注され、多数の基礎データが得られた。

ここでは、これらの情報をもとにして、設計的に簡便に扱える寿命評価手法として、亀裂の発生寿命 N_c と亀裂の伝播寿命 N_p を個別に評価して、両者の和として部材寿命を求める手法を検討し、疲労試験により得られた寿命データとの対比を行なった。

以下の項で述べる寿命算定法は、弾性応力解析結果、弾性の破壊力学パラメタ応力拡大係数にもとづいている。ビード止端の応力集中を考えるとき、あるいは塑性変形を考慮した扱いが必要であるかも知れない。しかしここでは、定荷重条件の疲労強度データを対象としたので、Shake-down挙動により弾性変形領域が主対象となるとして、すべて弾性的扱いに留めている。また、応力集中部の疲労亀裂の発生条件には、疲労強度減少係数といった弾性解析のみでは解明しえない事項があり、また、溶接ビード止端の溶接残留応力をどうするかといった扱いがやっかいな問題があるが、簡便のため一切を無視している。あくまでもビード止端の応力集中場、形状によってのみ定まる亀裂の挙動を評価したら部材寿命をどう評価できるかという視点から、簡便な手法の確立を狙って、以下の検討を進めた。

② 疲労亀裂の発生寿命と応力集中係数

原子力機器等では、局所的な応力繰返しをベースとして疲労寿命の評価がされる。このための材料データとして、歪制御両振疲労試験が多数行なわれた。その結果、軟鋼から降伏点 490 MPa 程度の炭素鋼では、材料の強度特性によらず、次式により亀裂発生寿命が評価されることがわかっている。⁶⁾

$$\epsilon_{ta} : 0.415 N_c^{-0.606} + 0.00412 N_c^{-0.115} \quad \dots \quad (5, 4, 1, 1)$$

ここで ϵ_{ta} : 歪振幅（両振り）

N_c : 亀裂発生寿命

今、溶接ビードの止端を対象と考えるとき、応力集中、溶接残留応力の存在のため、局的には両振条件に近い状況にあると考えてよい。材料データが (5, 4, 1, 1) 式で与えられるとき、ビード止端の応力繰返しは弾性応力集中を考えて、次式で表現できるものとする。

$$\Delta \sigma_t : K_t \cdot \Delta \sigma_n \quad \dots \quad (5, 4, 1, 2)$$

ここで $\Delta \sigma_t$: ビード止端の応力繰返し範囲

$\Delta \sigma_n$: 公称応力範囲

K_t : 応力集中係数

(5.4.1.1) 式の歪表現式を単軸の応力・歪関係で書き換えて、次式により亀裂の発生寿命を予測する。

$$K_t \cdot \Delta \sigma_n = 2E \cdot (0.415 Nc^{-0.606} + 0.00412 Nc^{-0.115}) \quad \dots \quad (5.4.1.3)$$

(5.4.1.3) 式により、例えば、本研究部会で実施された比例リブ十字継手シリーズの亀裂発生寿命に関する板厚効果を表現すると、図5.4.1.1のようになる。

③ 疲労亀裂の伝播寿命

これまでの破壊力学に関する膨大な研究の結果、応力拡大係数を用いて、亀裂場の表現をすれば、亀裂の進展速度、部材中の伝播寿命が表現できることが知られている。応力拡大係数の計算には、亀裂を想定する場の応力分布が必要であるが、切欠底近傍の応力分布は Glinka により提案された次式で一般に表現が可能である。⁷⁾

$$\sigma_y = \frac{K_t \cdot \sigma_n}{2\sqrt{2}} \left\{ \left(\frac{\rho}{r} \right)^{-\frac{1}{2}} + \frac{1}{2} \left(\frac{r}{\rho} \right)^{-\frac{3}{2}} \right\} \times \left\{ 1 - \frac{\rho}{L} \left(\frac{r}{\rho} - \frac{1}{2} \right) \right\} \quad \dots \quad (5.4.1.4)$$

ここで σ_y : 亀裂と垂直な方向の直応力

ρ : 切欠先端半径

$r - \frac{\rho}{2}$: 切欠先端からの距離

L : 切欠底と曲げ中立軸との距離

このような応力場の表示をもとにすれば応力振大係数は次式で表示される。

$$K = \int_0^a \sigma_y \cdot G(x) dx \quad \dots \quad (5.4.1.5)$$

ここで、 a : 亀裂寸法

$G(x)$: Green 関数

(5.4.1.5) 式により切欠底より微少進展した応力拡大係数の計算が可能である。

亀裂が切欠底半径以上、板厚方向に進展し、板厚に対し無視できない寸法にまで成長してくると、板厚による影響が無視できなくなってくる。この影響は応力拡大係数を帯板の片側亀裂の解⁸⁾に漸近させることにより算入できる。すなわち、軸力引張と曲げ荷重の場合それぞれについて、(5.4.1.5) 式と次式を結合する。

(軸力引張の場合)

$$K = \sigma_n \sqrt{\pi a} \times f_1 \left(\frac{a}{t} \right) \quad \dots \quad (5.4.1.6)$$

$$f_1 = 1.122 - 0.231 \left(\frac{a}{t} \right) + 10.55 \left(\frac{a}{t} \right)^2 - 21.72 \left(\frac{a}{t} \right)^3 + 30.39 \left(\frac{a}{t} \right)^4$$

(曲げ荷重の場合)

$$K = \sigma_n \sqrt{\pi a} f_2 \left(\frac{a}{t} \right) \quad \dots \quad (5.4.1.7)$$

$$f_2 = 1.122 - 1.40 \left(\frac{a}{t} \right) + 7.33 \left(\frac{a}{t} \right)^2 - 13.08 \left(\frac{a}{t} \right)^3 + 14.0 \left(\frac{a}{t} \right)^4$$

このような手続きを経て、簡易的に求められた応力拡大係数を有限要素法による解析結果と比較すると図5.4.1.2のようになる。図は板厚22mm、リブ板厚10mm、止端半径1mm、軸力引張荷重で亀裂を2次元貫通亀裂として扱った結果を、止端半径0mmの有限要素法解と比較したものである。Glinka の分布をベースとして、帯板の解と結合した解は有限要素法による解と良く対応しているとみることができる。

次に亀裂進展速度の表現には最も単純な次式を用いることにする。

$$da/dN = C (\Delta K)^m \quad \dots \quad (5.4.1.8)$$

ビード止端のように溶接残留応力が引張状態にあり、しかも短い亀裂の進展表示式としては ΔK の閾値 ΔK_{TH} を考えるよりも単純な（5.4.1.8）式が妥当なように思われる。

さてここで、材料定数の C と m であるが、これまでに報告されているデータは多数あるが甚しくばらつきが大きい。1例を図5.4.1.3に示す。^{9), 10), 11), 12)} ここではその中から、英国TWIが提唱している次の値を採用する。すなわち

$$m = 3.2 \quad \dots \quad (5.4.1.9)$$

$$C = 2.57 \times 10^{-12} \text{ (UNIT, MPa, m)}$$

さて、このような手続きを経れば切欠底からの亀裂進展挙動を追跡できるわけであるが、ここでは亀裂の成長形状についてさらに仮定をひとつ設ける。すなわち、溶接ビード止端に発生する亀裂は当初（深さ） / （表面長さ） = 0.1 mm / 0.4 mm である半梢円形亀裂であるとする。これが、図5.4.1.4に示すような比で成長し、深さ 2 mm となった段階でビード全面に一様に拡がる板厚貫通亀裂に成長するとする。この形状による効果を次式により与える。

$$K = M_C \cdot E(k) \times \sigma \sqrt{\pi a} \quad \dots \quad (5.4.1.10)$$

$$\text{ここで } M_C = \left\{ 1.122 - 0.102 \left(\frac{a}{c} \right) \right\} / 1.122$$

$$E(k) = \int_0^{\frac{\pi}{2}} \sqrt{1 - k^2 \sin^2 \varphi} \, d\varphi$$

$$k^2 = 1 - \left(\frac{a}{c} \right)^2$$

主板板厚 22 mm、リブ板厚 10 mm のリブ十字軸力引張試験片について、モデル計算を実施した結果を図5.4.1.5 に示す。亀裂が 2 mm 程度まで進展する間に寿命の大半が費されること、切欠半径の影響はそれ程大きくなことがわかる。

このような計算により、亀裂が板厚の $\frac{1}{2}$ まで成長する寿命を亀裂の伝播寿命として、板厚効果、アンダーカット影響を調べた。図5.4.1.6、図5.4.1.7 はそれぞれ軸力引張応力、曲げ応力の繰返しが 196 MPa の場合の結果を示している。伝播寿命に板厚効果、アンダーカット影響が大きくみられることがわかる。

③ 疲労寿命の板厚効果

本方法を適用して、リブ十字継手、T継手の疲労亀裂発生寿命、疲労亀裂伝播寿命をそれぞれ計算し、その和として試験片の破断寿命を求めてみる。本研究部会でなされた多数の実験のうち、条件が比較的明確で、寿命差が明確にでているのは板厚効果に関するシリーズである。全シリーズについて解析して試験結果と計算値を対比させて図5.4.1.8(a)～図5.4.1.8(d)に示す。これらの寿命計算にはビードフランク角 50°、ビード止端半径 1 mm とし、応力集中係数は辻の¹⁴⁾ 解析結果を用いた。

図(a) はリブ板厚を主板板厚に比例させた AC 1 シリーズである。

試験結果は、主板板厚 10 mm と 22 mm ではほぼ同レベルの疲労寿命を与えるが、主板板厚 40 mm、80 mm では大幅な寿命低下を示したシリーズである。計算結果は、板厚 10 mm から 80 mm まで段階的な寿命差を与えた。板厚 10 mm のシリーズが試験結果と離れているが、全体的には主板板厚に依存する寿命差が表現出来ていると考えられる。寿命のレベルでみると、破断寿命が 3×10^6 以上の領域で試験結果との対応度が悪くなる。計算上この領域では寿命の大半が疲労亀裂発生寿命によって占められる。しかし応力繰返し範囲が小さいので応力繰返しは降伏応力を上限とする片振り範囲にあり、(5.4.1.1) 式で表わされる両振繰返しより実際には短寿命となっていると推定される。また、(5.4.1.1) 式は本来 10^6 程度までの寿命表示式であるので、 10^6 以上の長寿命側では精度的に問題があるのかも知れない。このような極端な長寿命領域を除けば、本項で提案した寿命算定法は試験によって確認された寿命を精度良く表現していると思われる。図(b) はリブ板板厚一定のシリーズで、板厚効

果が比較的小さいシリーズである。計算結果もこれに対応しているが、長寿命側での推定精度が悪い。図(c)はT継手、曲げ荷重試験、比例継手シリーズであるが、試験結果の方が板厚効果が大きく出ている。図(d)は同じく曲げ荷重試験のリブ板板厚一定シリーズであるが、全体に若干長寿命側の推定となっている。

以上、それぞれの継手シリーズごとにいくらかの差はあるが、本項で提唱している寿命算定法は全体としてリブ十字、T継手の板厚による寿命差を表現しており、すみ肉継手の寿命算定式として有用であると考えられる。

(2) アンダーカットを有するすみ肉継手の寿命予測

板厚効果については計算手法の有効性が確認されたので、同じ計算をアンダーカットが存在するすみ肉継手の寿命評価に適用してみる。アンダーカットを持つ継手の試験は、板厚22mmの主板に10mmのリブ板を溶接した十字継手(軸力引張)、T継手(曲げ)のシリーズ、22mmのリブ板を溶接した十字継手(軸力引張)の3シリーズで実施された。図5.4.1.9の図(a)はリブ板10mmの十字継手シリーズの結果を、継手シリーズ区分で表示し板厚効果の研究項目も参照して計算結果と比較している。試験結果と計算結果はほぼ同一レベルの寿命となっていることがわかる。図(b)はリブ板22mmの十字継手(Coin-checked)シリーズの結果である。Coin-checkの効果を計算にどう算入していくかわからないのでAs-welded継手と同一に扱うとこのシリーズもまた実験結果に良く対応する寿命値が得られたと云っていい。但し、S-N図上の試験データの勾配と計算の傾向で若干の差があり、長寿命側では推定値の方がはるかに大きい。^{注)}

図(c)は10mmリブ板の曲げ荷重試験の結果である。全体として計算寿命が短寿命となっている。

図5.4.1.10は同一の試験結果を亀裂が発生した点のアンダーカット深さで整理しなおしたもので、計算と試験結果の対応は良くなっている点もあれば逆の点もあり、図5.4.1.9に比べあまり改善されているように思われない。

図5.4.1.11～図5.4.1.13までは、個々の試験点の計算寿命と試験結果を対比した図で、図(a)がアンダーカットの最大深さ、図(b)がアンダーカットの継手シリーズ深さ(目標値)で横軸に試験で得られた寿命に対し、(計算寿命)/(実験寿命)の比で確度を表現している。図(a)の最大深さをとると、アンダーカットが深い場合の計算寿命が小さく、局所のアンダーカットで評価するとアンダーカットの効果を過大に評価することになる。図(b)のシリーズ深さで整理すると、シリーズごとに精度のレベルが定まっている。これは継手を代表するとしたアンダーカット深さの設定値を目標値としたからで、実際の継手の代表値を算入すればいま一歩の精度向上が期待できる。

図5.4.1.11～図5.4.1.13全体として、 10^6 以上の寿命領域での推定精度が悪く、曲げ荷重については寿命を小さく見積っている。逆にこれらの精度(実際には試験データのばらつきも含む)を、アンダーカット深さをパラメタとして調べてみると、図5.4.1.14～図5.4.1.16のようになる。▽で表示される $N_f \geq 2 \times 10^6$ の範囲を除いて考えると、テストシリーズごとのアンダーカット深さを基準値として設定する方法が、2次元応力解析による応力集中係数をもとに展開する計算には適しているようである。

以上述べた方法により、すみ肉継手のビード端に存在するアンダーカットの影響を定量評価できることがわかった。本計算は荷重モード、継手形状にとらわれることなくどのような継手に対しても基本的には適用可能なはずである。個々の継手形状により寿命推定の確度は異なっていようが、簡便に継手強度を評価する方法として提案したい。

注) アンダーカット底の応力集中係数としては、5.3.2のモデルその③を用いた。アンダーカット底の曲率半径 $\rho = 1\text{ mm}$ としている。

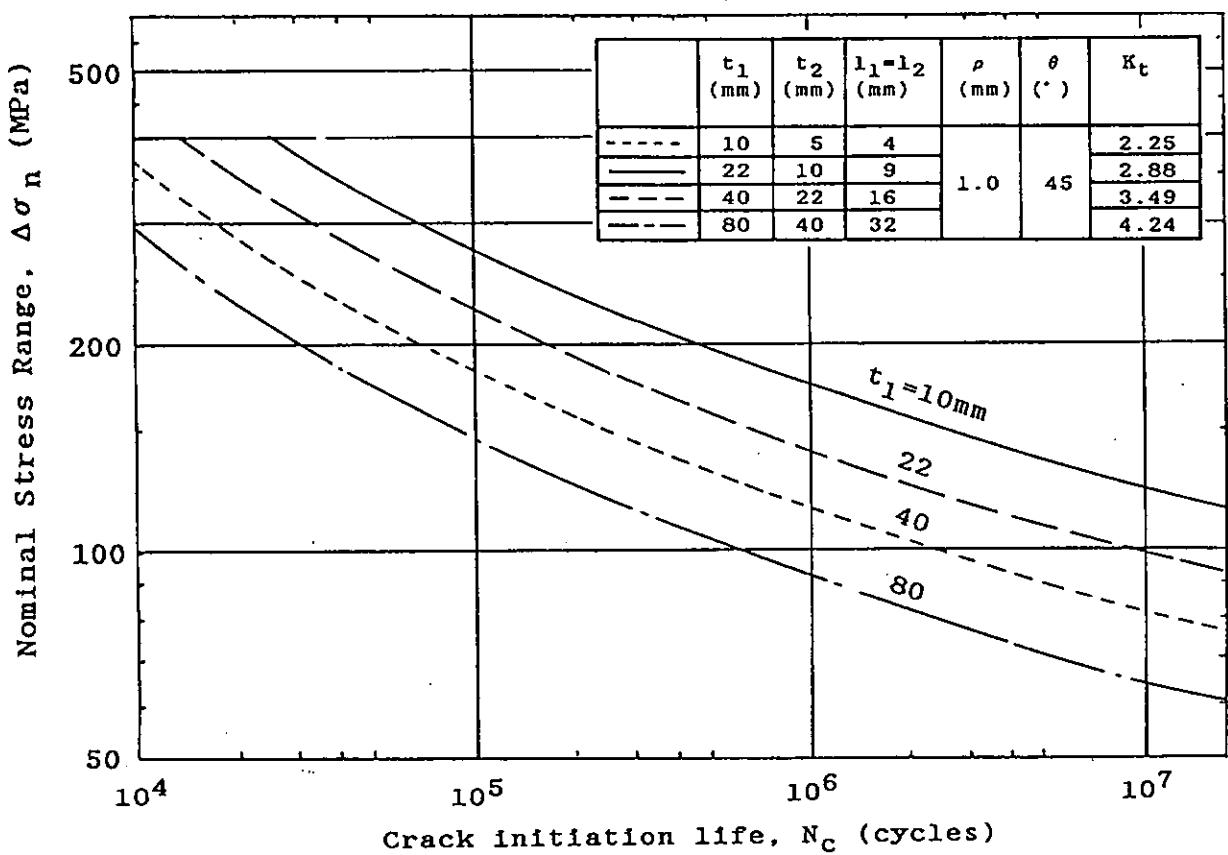


図 5.4.1.1 (5.4.1.3) 式による亀裂発生寿命に対する板厚の効果

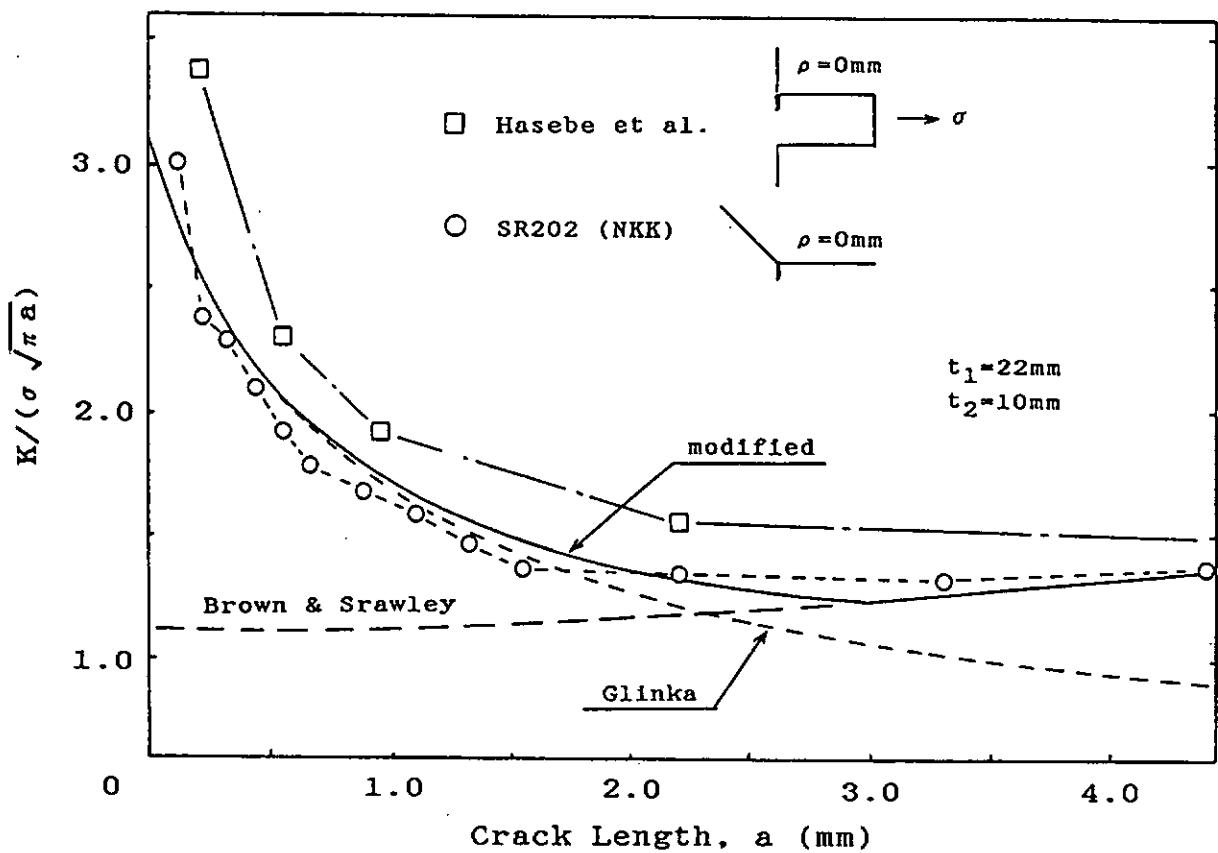


図 5.4.1.2 応力拡大係数の簡易算出結果と FEM 解の比較

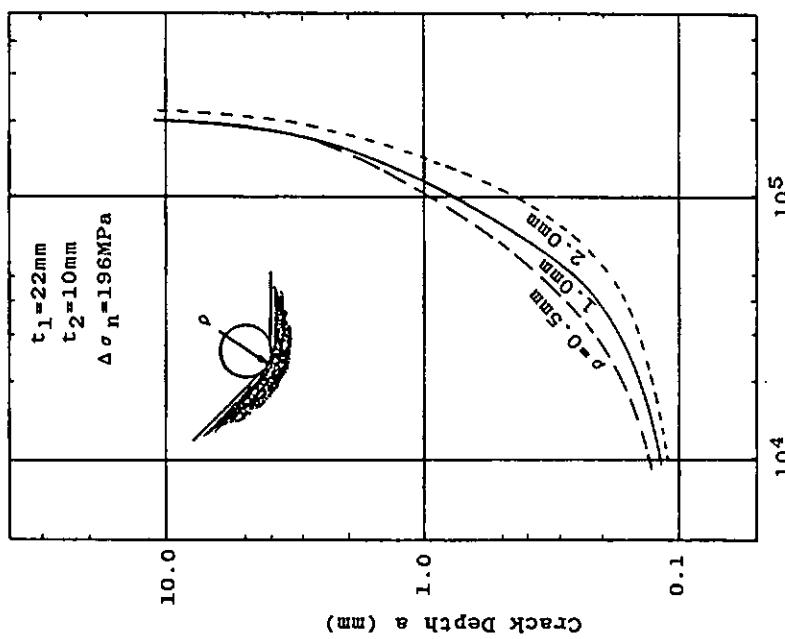


図 5.4.1.5 疲労亀裂の成長に及ぼす切欠先端半径の影響

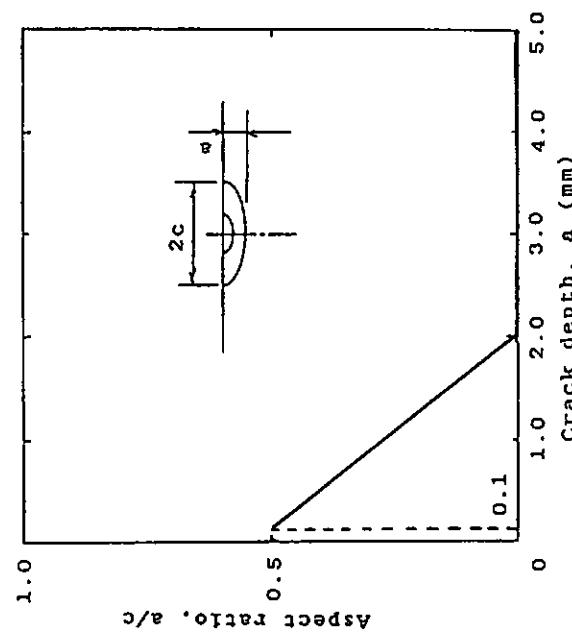


図 5.4.1.4 疲労亀裂の形状変化の仮定

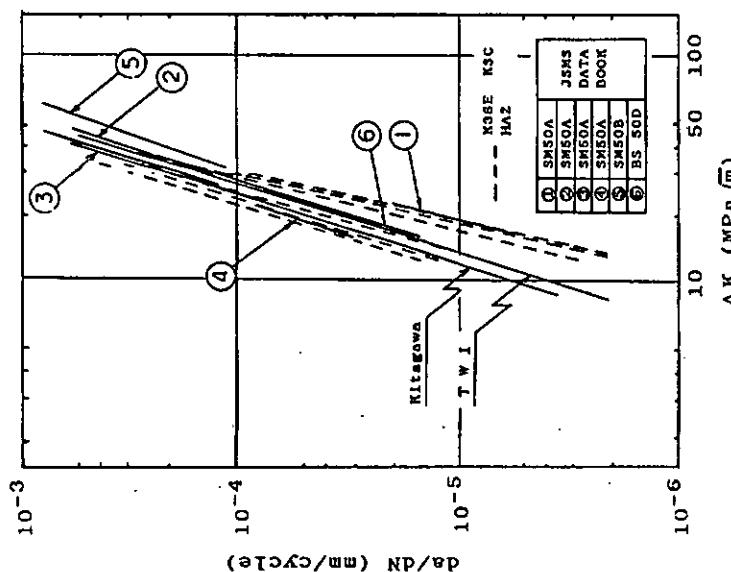


図 5.4.1.3 490 MPa 級高張力鋼の
疲労亀裂進展特性

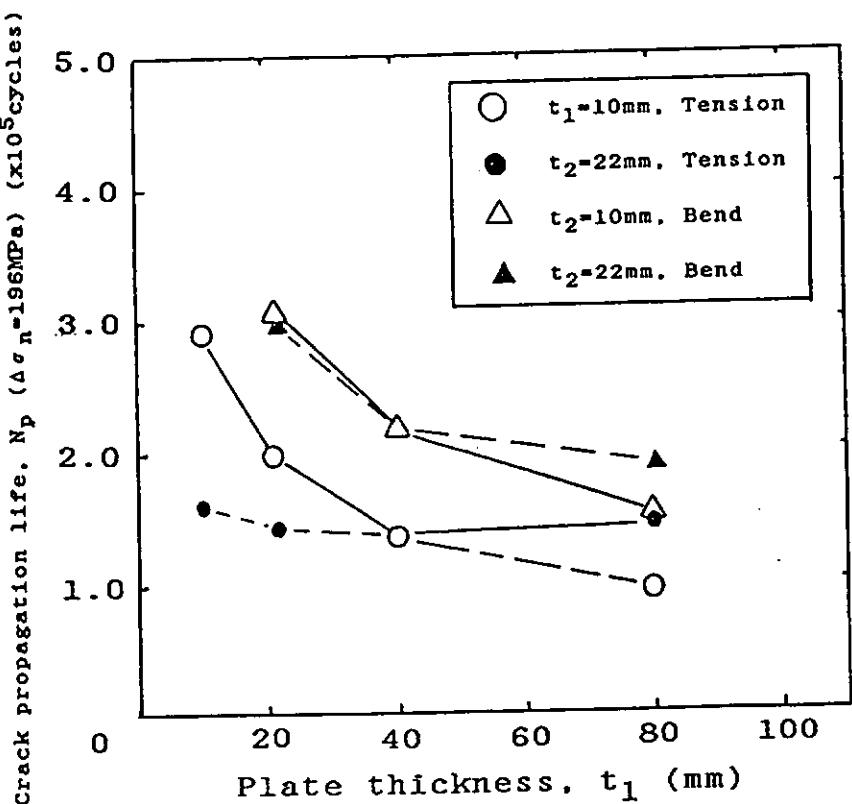


図 5.4.1.6 疲労亀裂伝播寿命に及ぼす板厚の効果

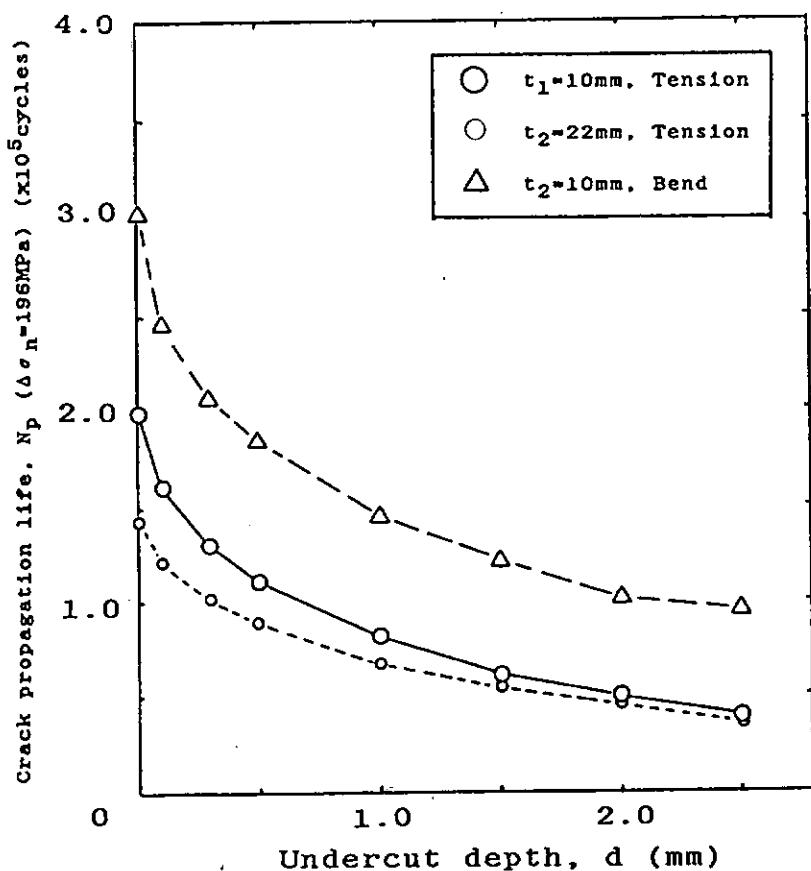
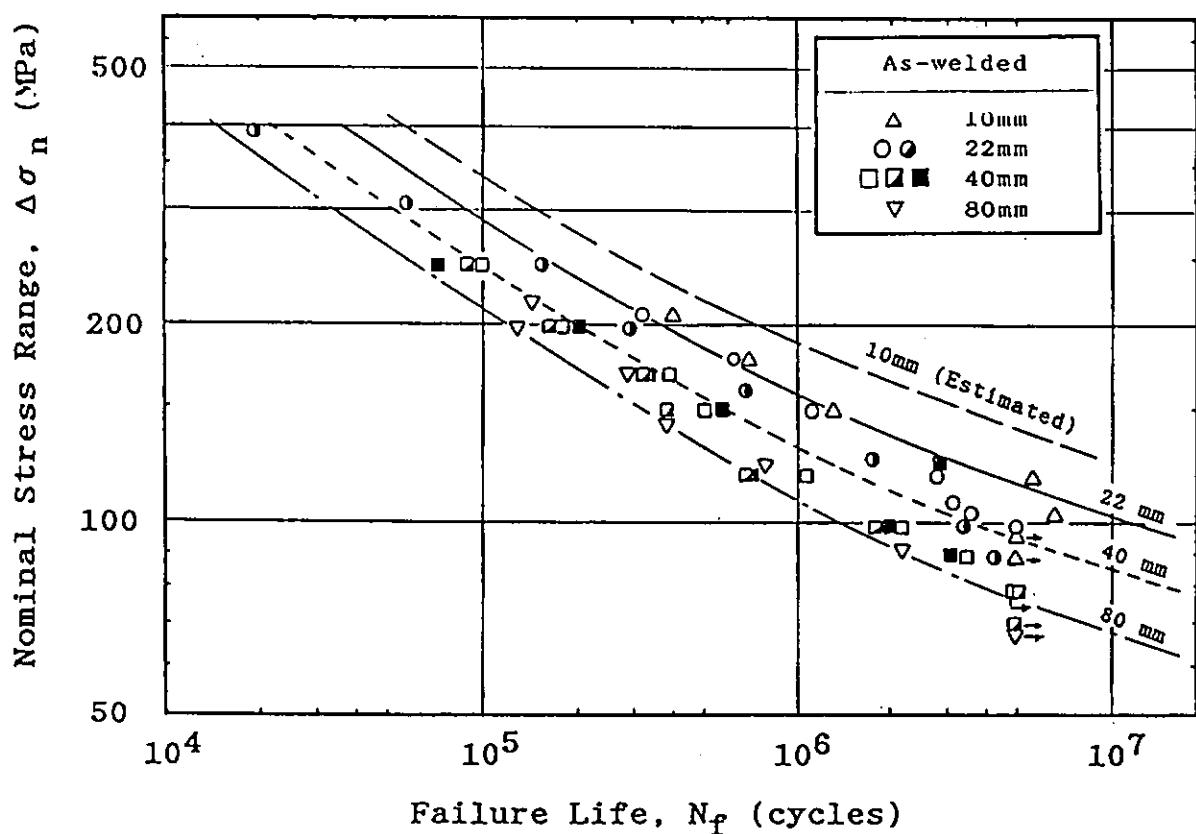
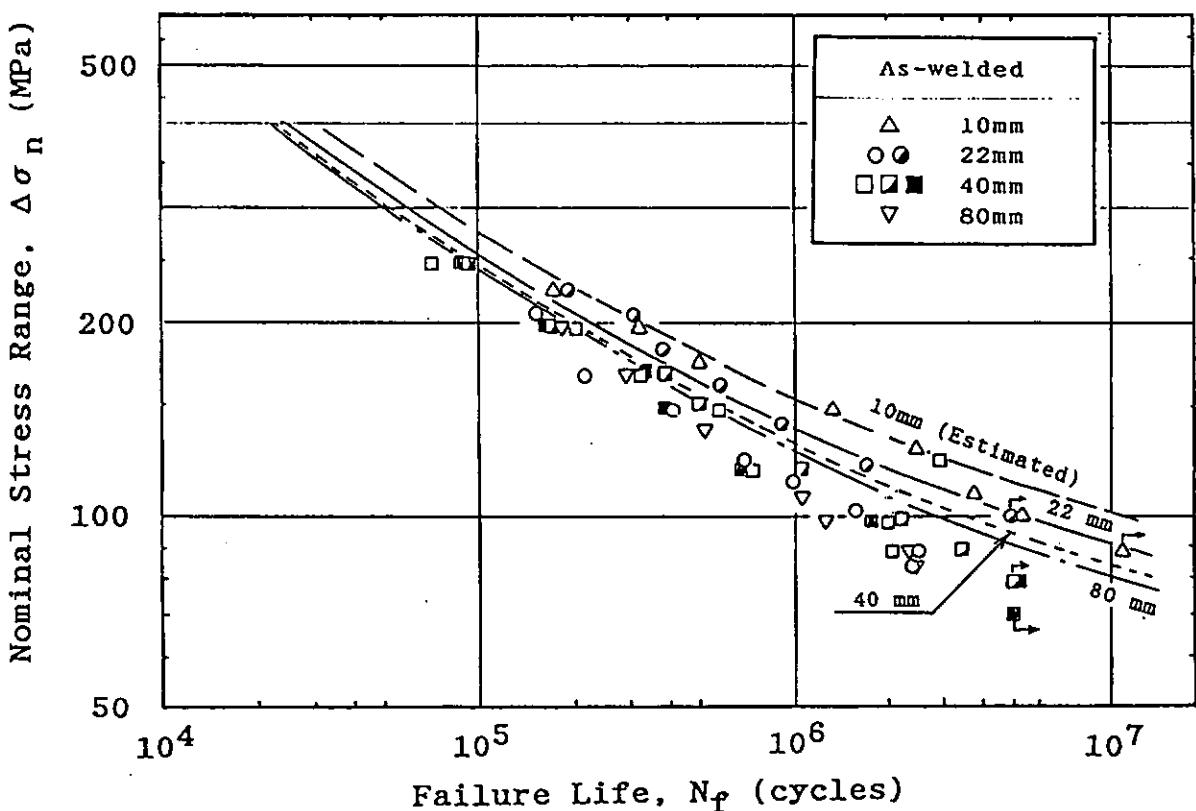


図 5.4.1.7 疲労亀裂伝播寿命に及ぼすアンダーカット深さの影響
(板厚22mm)

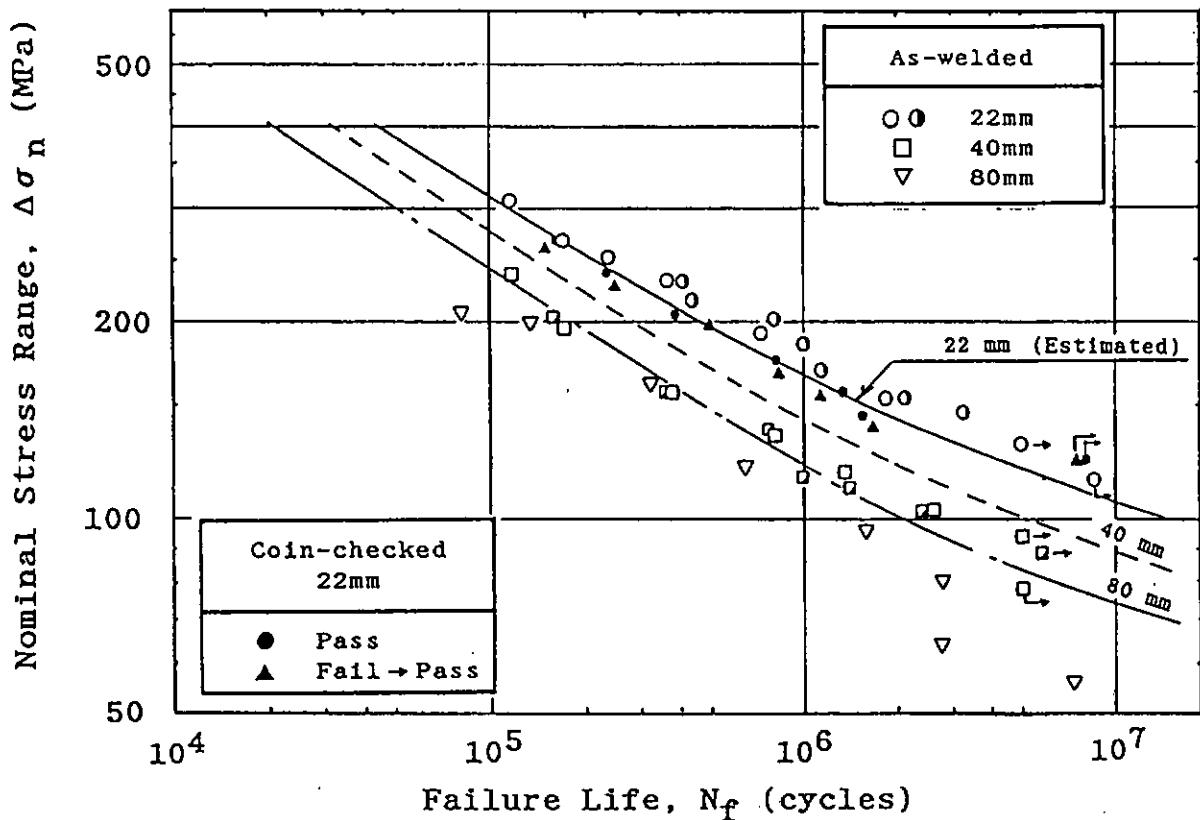


(a) リブ十字比例リブ板試験シリーズ（軸力引張）

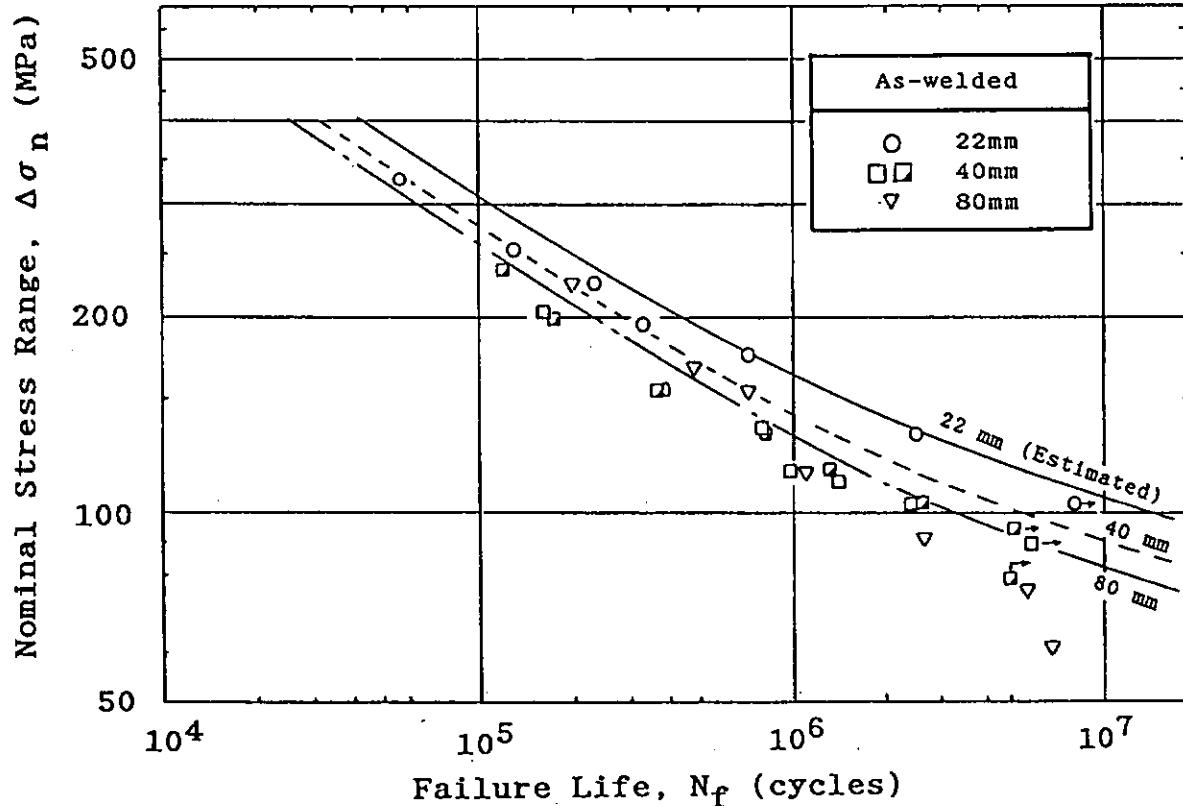


(b) リブ十字リブ板板厚22mm試験シリーズ（軸力引張）

図 5.4.1.8 疲労寿命の算出結果と疲労試験結果の対比

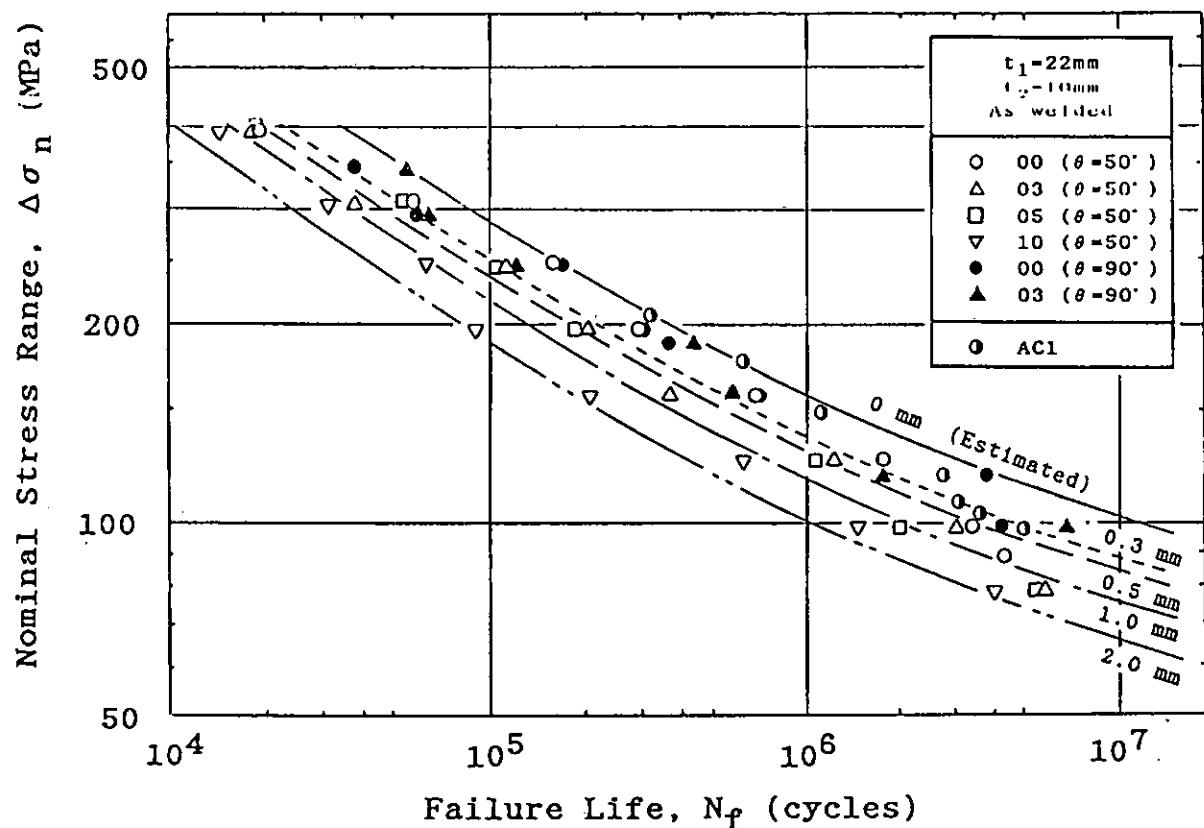


(c) T継手比例リブ板試験シリーズ（3点曲げ）

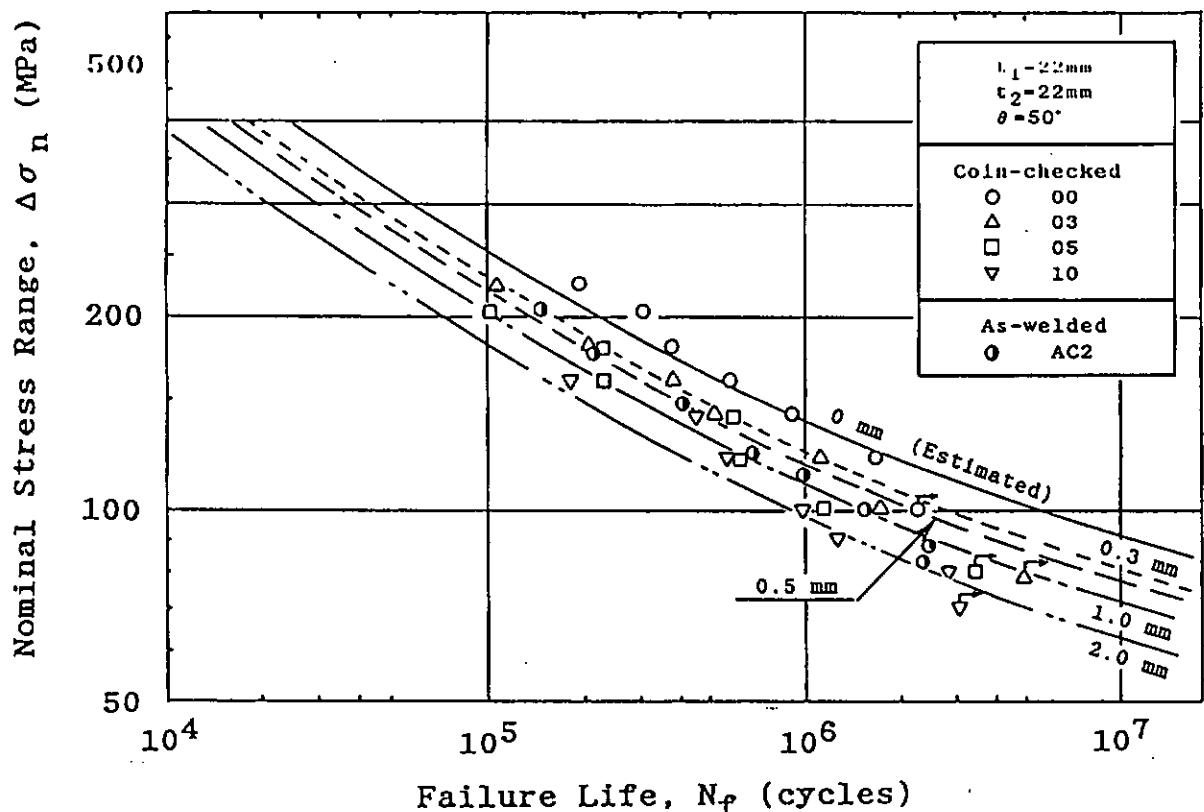


(d) T継手リブ板板厚22mm試験シリーズ（3点曲げ）

図 5.4.1.8 疲労寿命の算出結果と疲労試験結果の対比

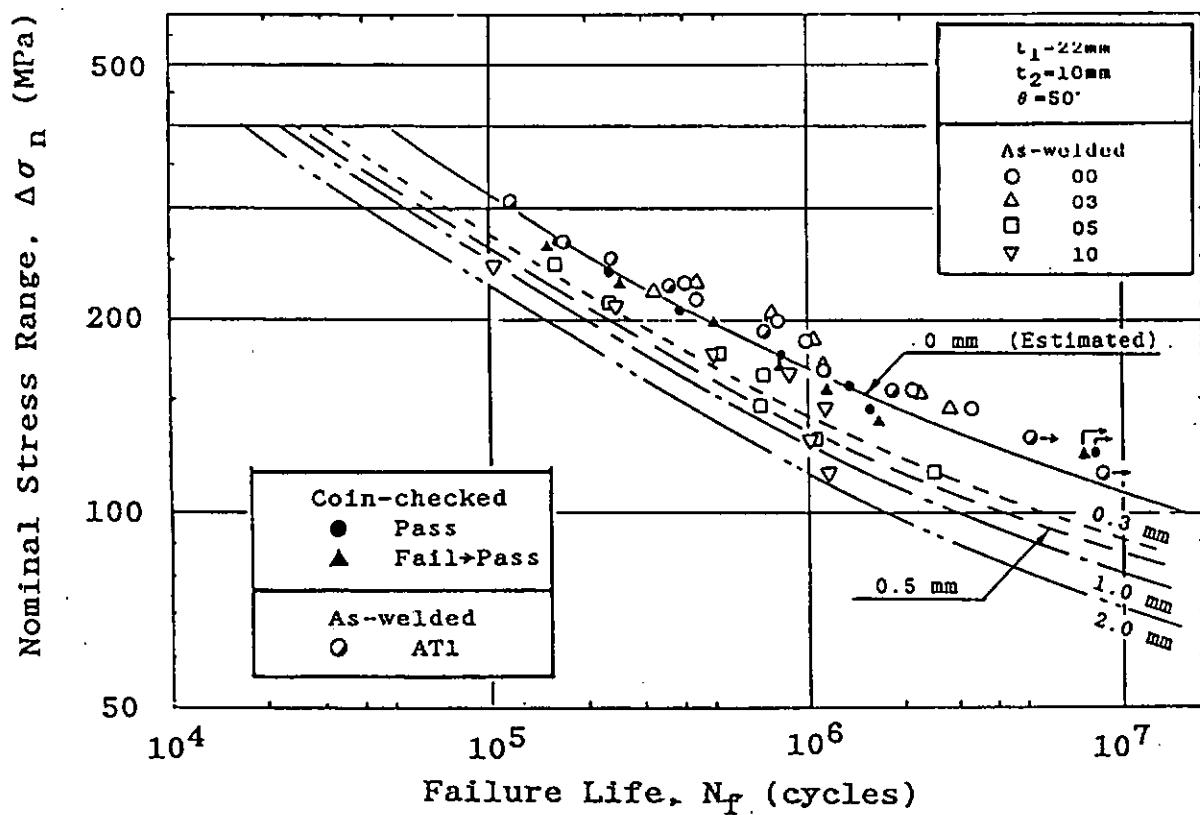


(a) リブ十字リブ板10mm厚試験シリーズ（軸力引張）



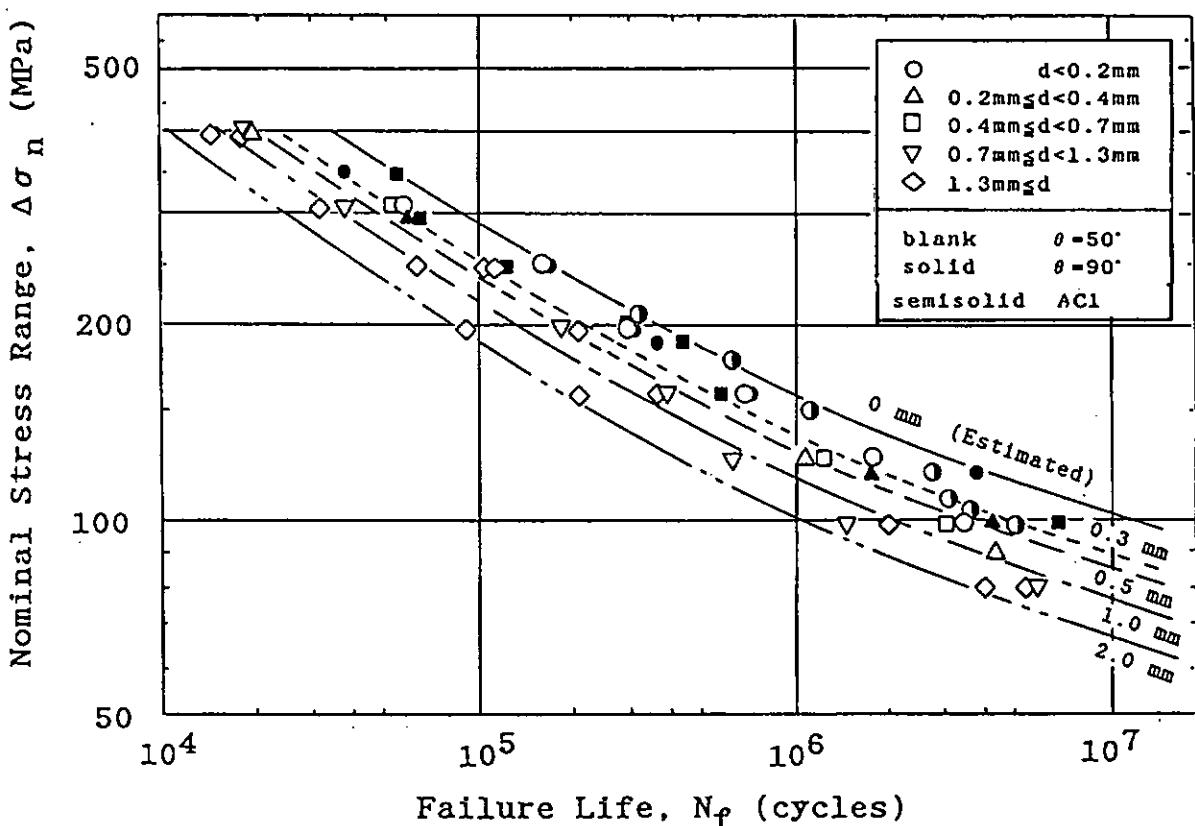
(b) リブ十字, リブ板22mm厚試験シリーズ（軸力引張）

図 5.4.1.9 アンダーカット付試験片の疲労寿命算出結果と
疲労試験結果の対比（その1—シリーズ比較）

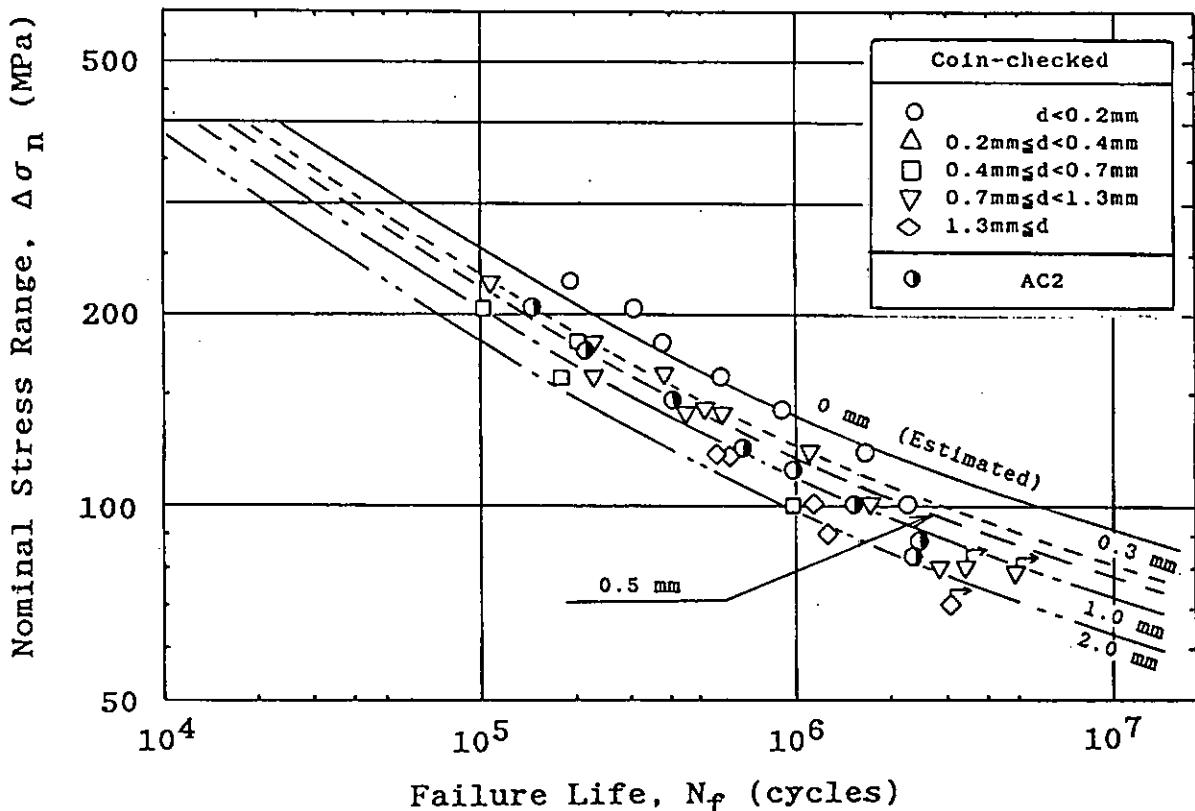


(c) T 継手, 試験シリーズ (3点曲げ)

図 5.4.1.9 アンダーカット付試験片の疲労寿命算出結果と
疲労試験結果の対比（その 1—シリーズ比較）

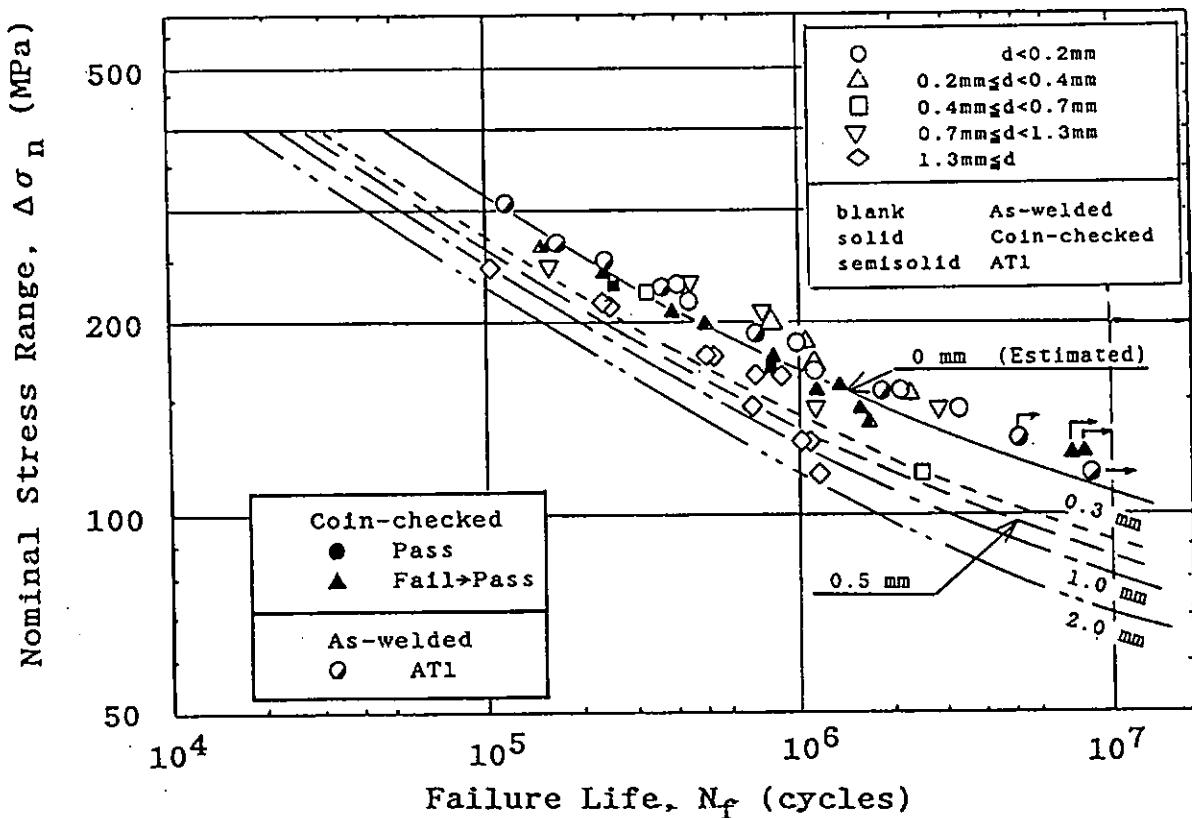


(a) リブ十字リブ板10mm厚試験シリーズ（軸力引張）



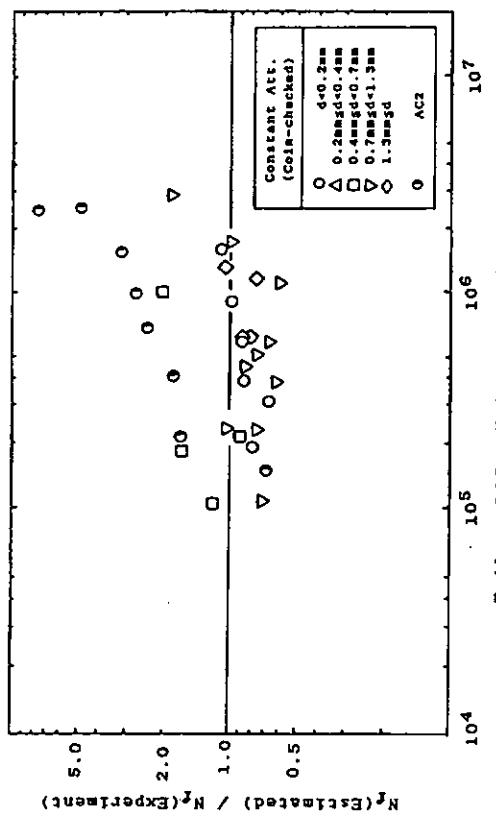
(b) リブ十字, リブ板22mm厚試験シリーズ（軸力引張）

図 5.4.1.10 アンダーカット付試験片の疲労寿命算出結果と
疲労試験結果の対比（その 2—最大深さ比較）

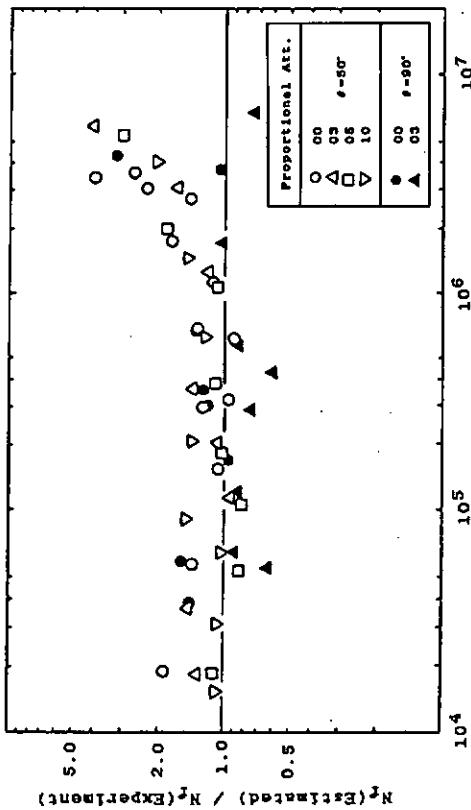


(c) T 継手試験シリーズ（3点曲げ）

図 5.4.1.10 アンダーカット付試験片の疲労寿命算出結果と
疲労試験結果の対比（その 2—最大深さ比較）

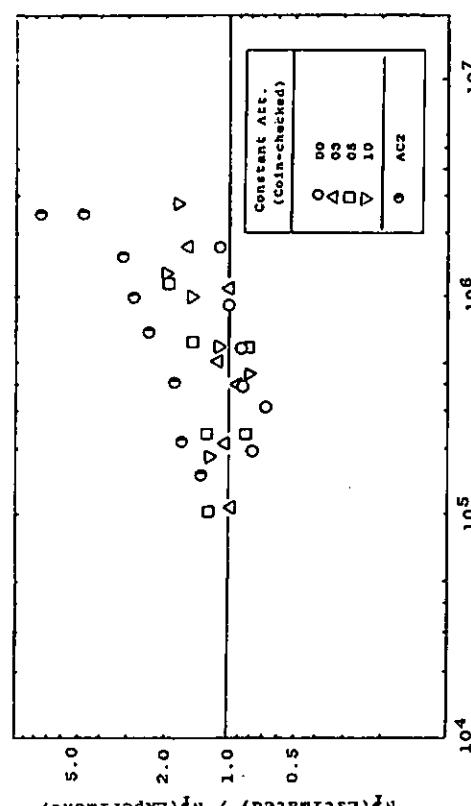


(a) 最大アンダーカット深さ



(b) シリーズ深さ (目標値)

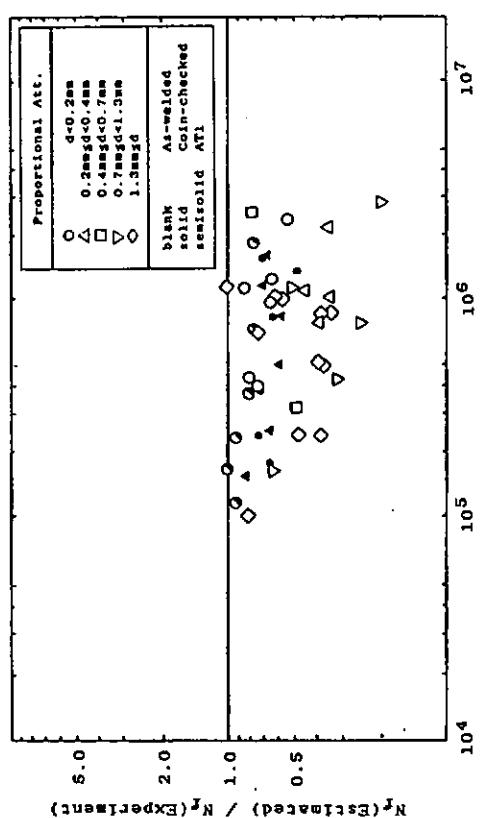
図 5.4.1.11 疲労寿命算出法の適合度
(リブ十字, リブ板10mm厚, 軸力引張シリーズ)



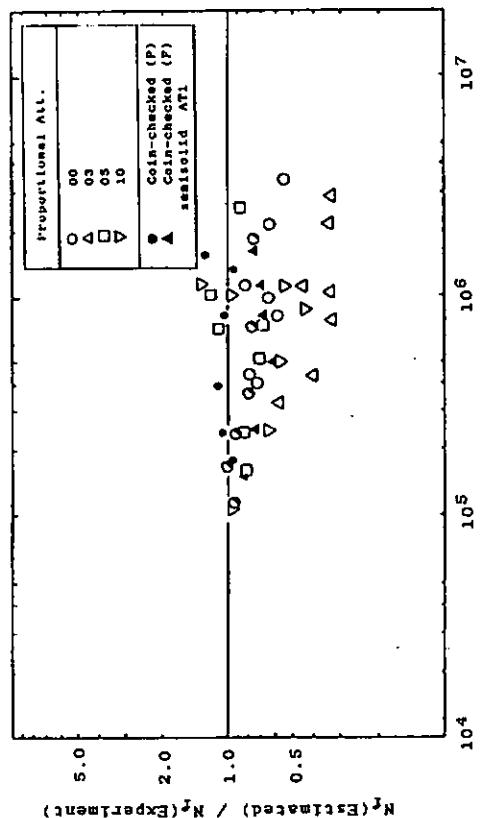
(a) 最大アンダーカット深さ

Failure Life, N_f(Experiment) (cycles)

図 5.4.1.12 疲労寿命算出法の適合度
(リブ十字, リブ板22mm, 軸力引張シリーズ)

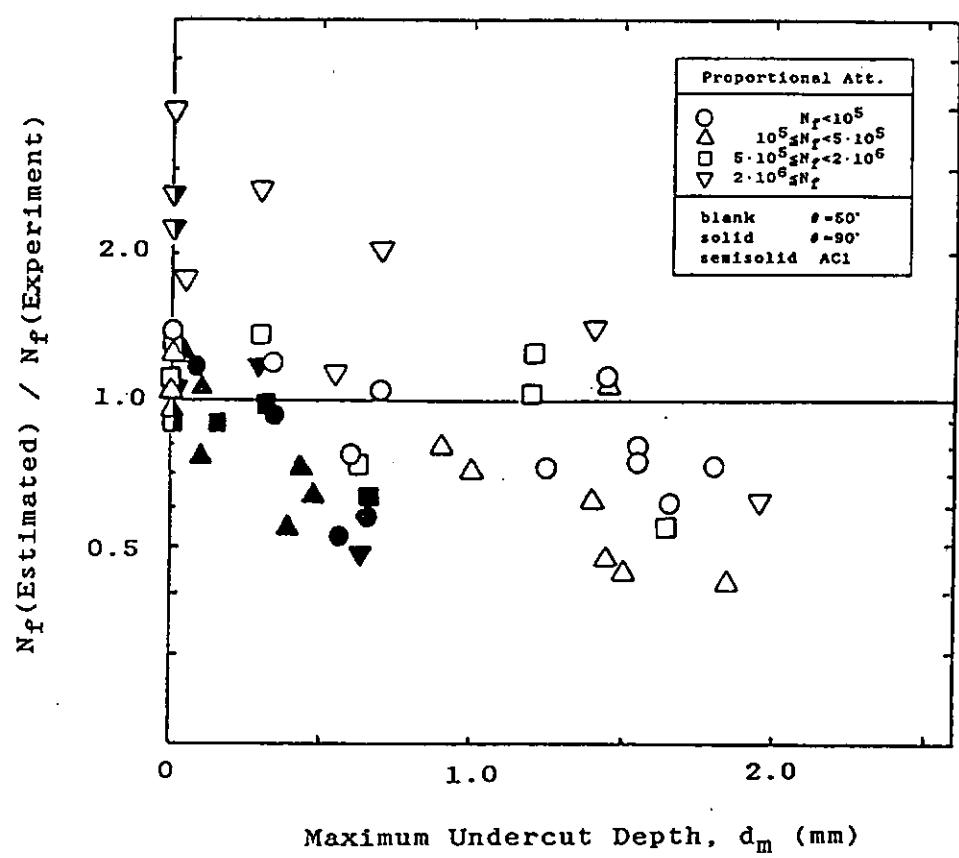


(a) 最大アンダーカット深さ

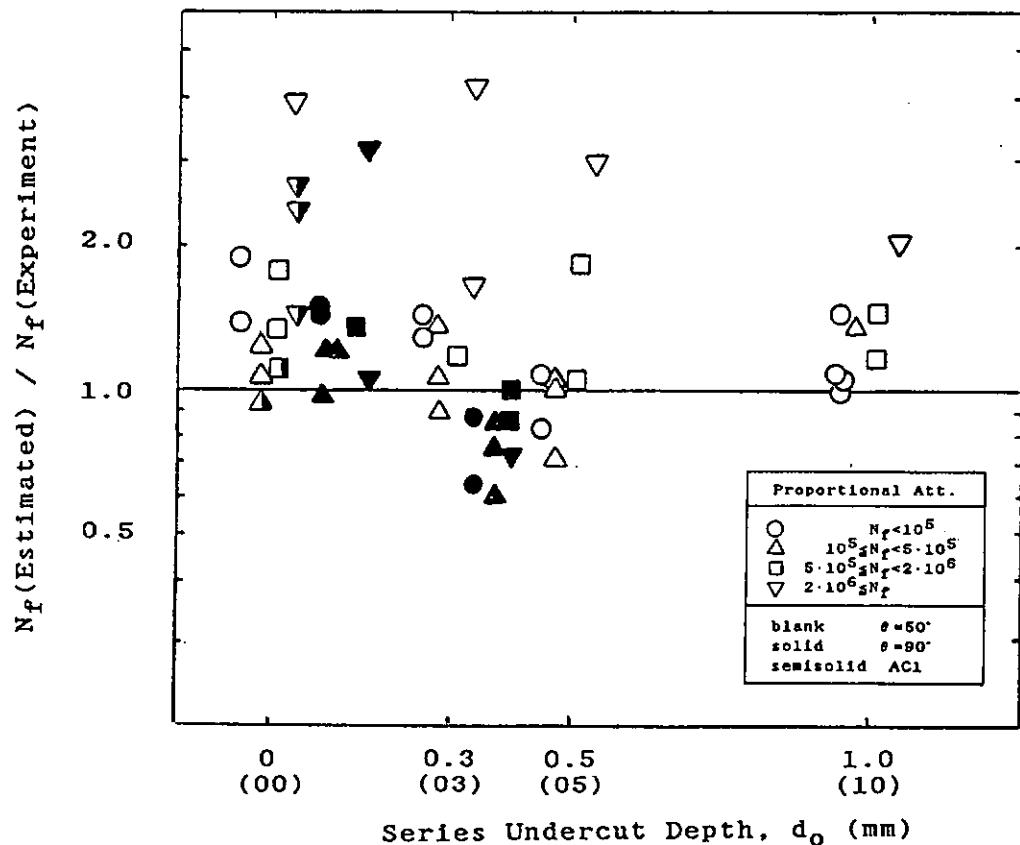


(b) シリーズ深さ（目標値）

図 5.4.1.13 疲労寿命算出法の適合度
(T 締手, リブ板 10mm 厚, 3 点曲げシリーズ)

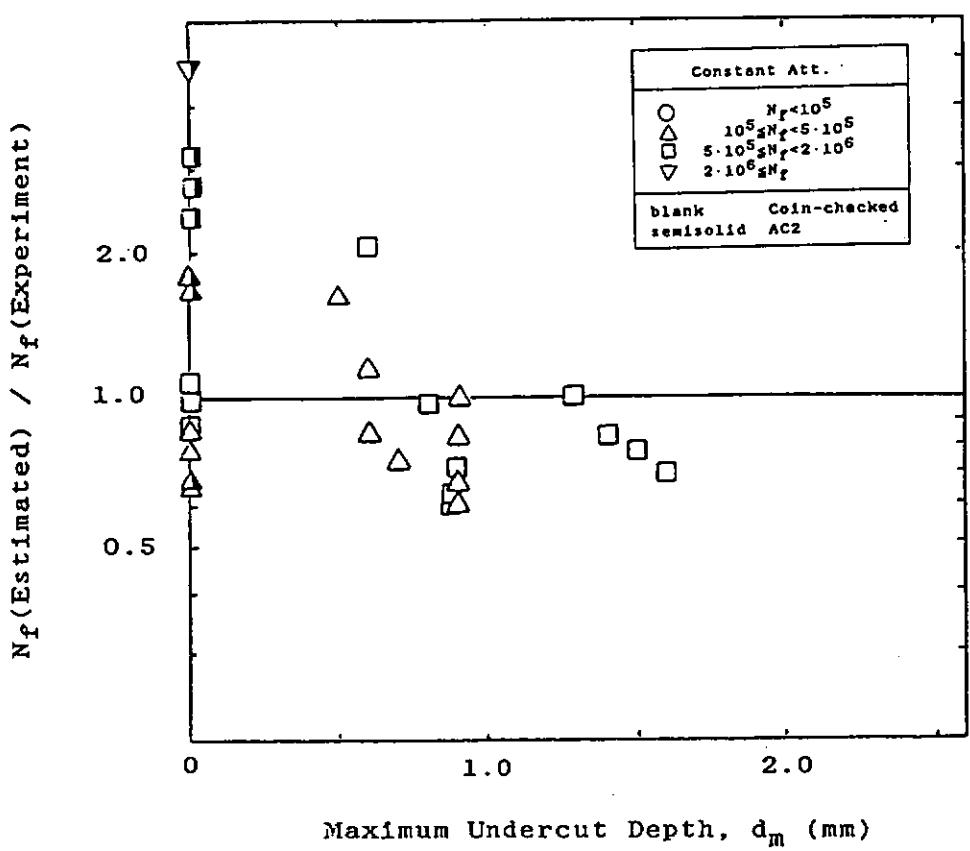


(a) 最大アンダーカット深さ

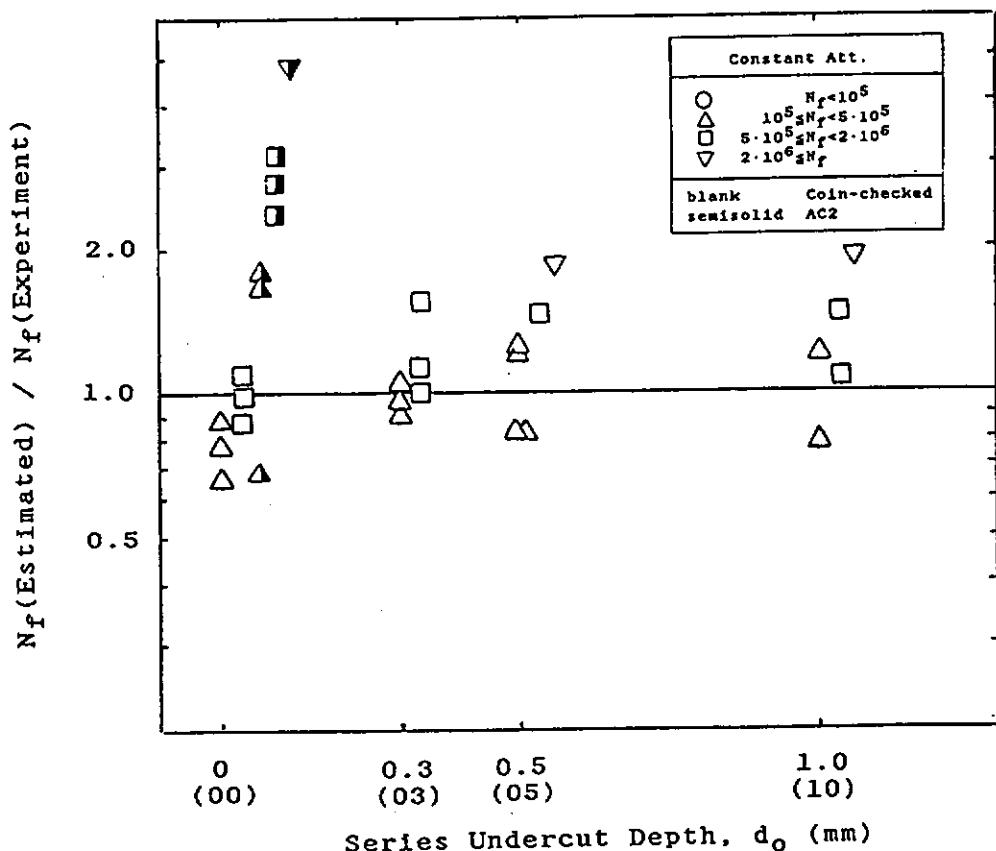


(b) シリーズアンダーカット深さ（目標値）

図 5.4.1.14 アンダーカットの深さと寿命算出法の適合度
(リブ十字継手, リブ10mm, 軸力引張シリーズ)

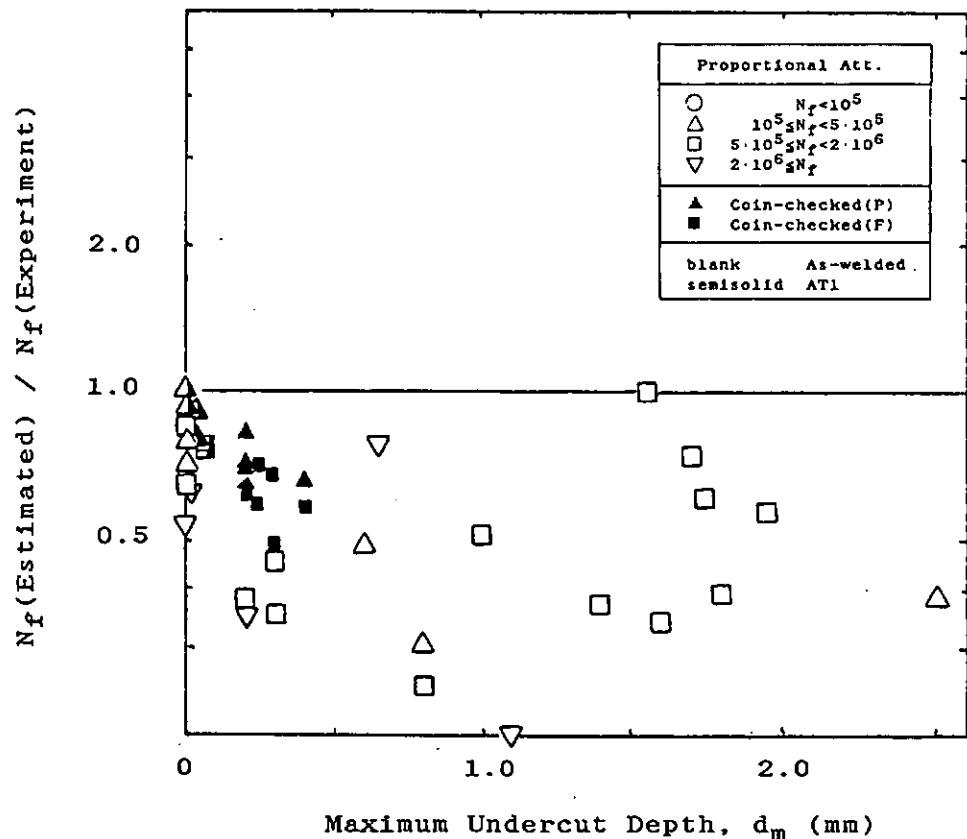


(a) 最大アンダーカット深さ

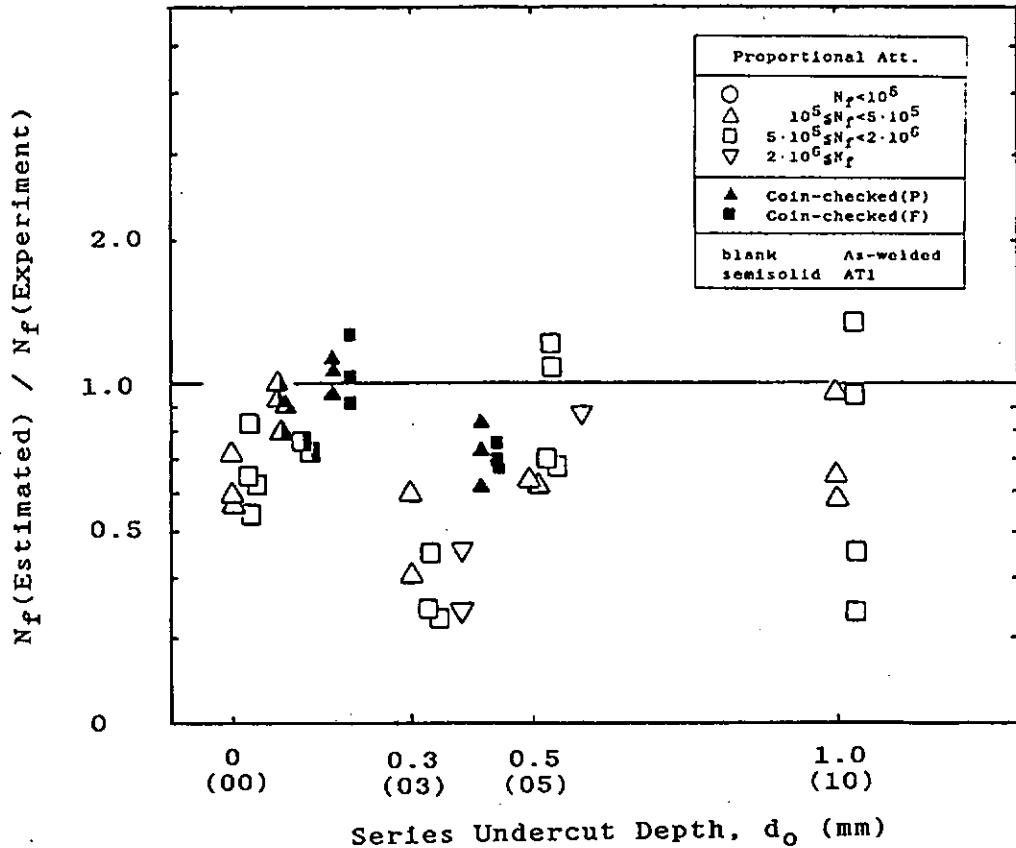


(b) シリーズアンダーカット深さ（目標値）

図 5.4.1.15 アンダーカットの深さと寿命算出法の適合度
(リブ十字, リブ板22mm, 軸力引張シリーズ)



(a) 最大アンダーカット深さ



(b) シリーズ深さ（目標値）

図 5.4.1.16 アンダーカットの深さと寿命算出法の適合度
(T 継手, リブ板10mm厚, 3点曲げシリーズ)

5.4.2 疲労強度のアンダーカット依存性と疲労強度のばらつき

疲労寿命と負荷応力の関係は通常次式の形で整理される

$$\Delta \sigma_n = C N^m \quad \dots \dots \dots \quad (5.4.2.1)$$

ここで、 C 、 m は定数

一方、(5.4.1.1)式は低サイクル疲労、高サイクル疲労の双方を表現するため2項の和の形をとっているので、結果として得られた寿命も(5.4.2.1)式の表示式には一致していない。一般には(5.4.2.1)式の方が試験データに近く、データの整理もされている例が多いので、5.4.1で述べた算出手法で精度の良い寿命計算ができる 10^5 から 10^6 の範囲の寿命を(5.4.2.1)式の形で表現し、個々のデータを同一レベルに換算し、データの平均、ばらつきの検討を進めてみる。

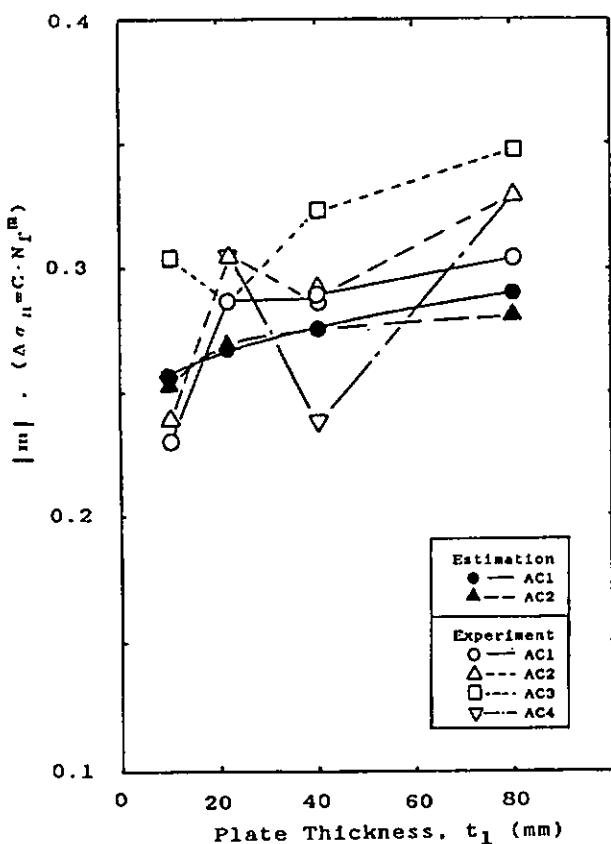
まず、計算によって 10^5 および 10^6 の寿命と公称応力繰返しの関係を求め、これを(5.4.2.1)式に当てはめ m' を求める。 m' と本研究委員会で実施した。リブ十字、T継手の試験データを回帰した結果を比較すると、図5.4.2.1-(a)～(d)のようになる。図中、試験により得られた m は、個々の継手シリーズのデータのばらつきを含んでいるが、類似のテストシリーズを比較すれば概ね、平均的な傾向がつかめそうである。図の計算値 m' は計算条件を与えれば一意に定まる。全体として、計算より求まる m' の値は平均的なレベルにあると考えられるので、この値をもとにデータを、 2×10^6 回の強度に換算評価して、継手相互の比較を進めてみる。その場合 m' の値として、計算で得られた溶接まま継手の m' に対し、極厚リブ板付の場合とProfiled処理の場合は、 $1.2 m'$ とすることにより実験結果に合わせるような、手続きを行なった。

図5.4.2.2はアンダーカット付試験片の全データを溶接のままの継手でアンダーカットなしの m' を用いて 2×10^6 回強度に換算した強度を示している。横軸には亀裂発生点のアンダーカット深さ、図中の区分けはテスト・シリーズとして表示している。図よりアンダーカットが存在するとアンダーカットなしのデータ群に比べてばらつきが大きく、しかも平均的な強度は大きく低下していることがわかる。テスト・シリーズごとの区分はいわば溶接継手の出来を表現していると考えられるが、個々のアンダーカット深さ以上にテストシリーズの区分が強度を表現しているものもある。図には参考として、 2×10^6 回強度の計算値を示した。軸力引張の場合はデータの中央をほぼ示しているが曲げの場合にはバンドの下限となっている。但し、既に述べたように、この計算値はアンダーカット深さを継手の平均にとるべきであり、その場合には精度は一部改善される。アンダーカットのある継手の評価レベルを定めるには計算によって求められるデータの平均強度と同時にアンダーカットに原因するデータのばらつきのことも考えねばならないようである。

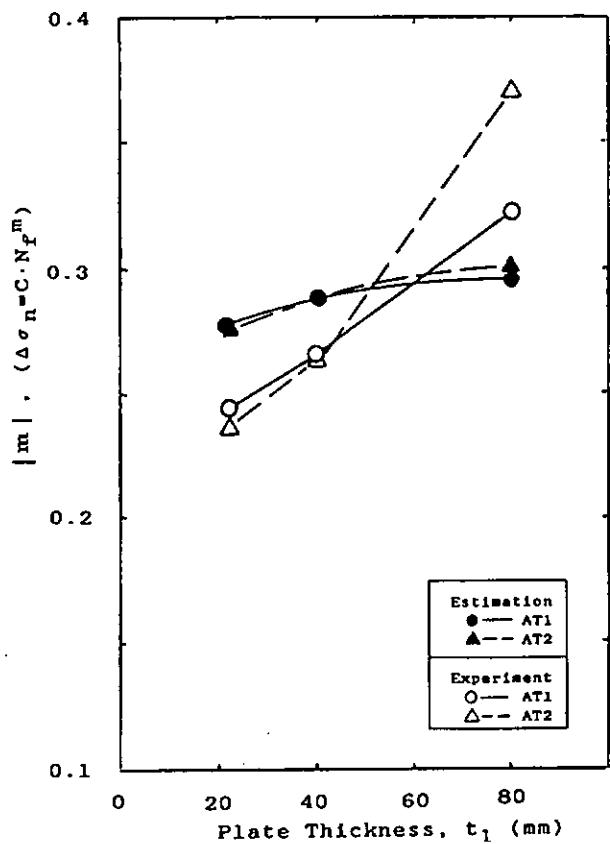
さて、図5.4.2.3には、設計法分科会、工作法分科会、両分科会で実施されたリブ十字継手引張、T継手曲げの全データを 2×10^6 回強度に換算して示した。同時に試験条件のうち非破断データあるいは破断データの最小値を示し各継手データの比較ができるようにしてある。全データシリーズのうち、極端に m 値が小さく報告され m' への修正によって見かけ上、ばらつきが大きくなっているデータ（板厚10mm, GC-1, 板厚22mm AT1, PT1, 板厚40mm PC-1, GC-1など）もある。シリーズ当りの試験点数が少ないのでばらつきが本当に大きいのか、S-Nの関係が基本的に他と違うのか何とも云えない点はあるが、1シリーズだけ他と極端に異なるとも考えにくいので、ここではばらつきとして統一的に扱うこととする。

これらのデータを継手種別ごとに比較が容易なように、平均値と標準偏差で表現すると、図5.4.2.4のようになる。溶接のままの継手（A）での板厚、アンダーカット、が平均強度に及ぼす影響、止端処理が平均強度を上昇させる割合がわかる。アンダーカット寸法が大になると平均強度が低下するのはもちろんのことばらつきの範囲が拡がること、また、Profiled処理、Ground処理は明らかに平均強度を上昇させるが、同時に上昇の効果が大きければ大きい程、ばらつきの幅もひろがることがわかる。この原因は、止端の処理が完全で、応力集中部にアンダーカットを含めた初期傷が残らなければ極端に強度が上昇する反面、もし、アンダーカット状の初期傷を残せば基本的

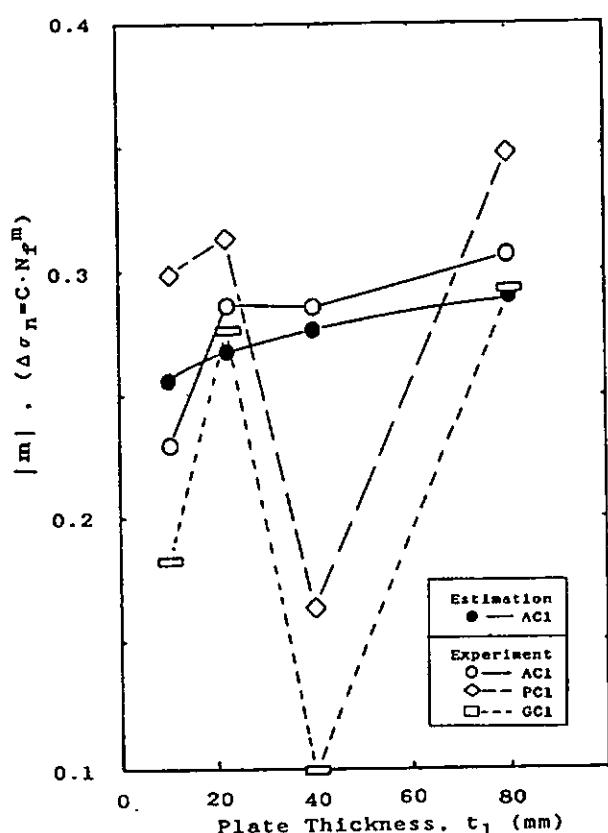
には溶接のままの継手と同一条件になり、溶接のままの継手の強度データを示すからであると思われる。このような意味があるので、溶接ビードの止端を処理することによりより強い溶接継手を期待しようという場合には止端の処理方法の管理、設定にどのような注意を払う必要があると思われる。



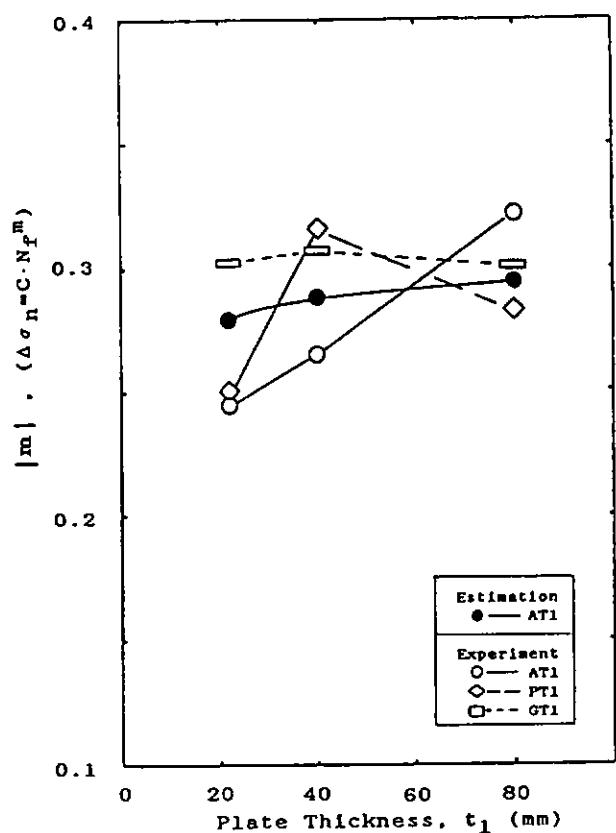
(a-1) リブ十字軸力引張シリーズ
(As-welded 継手)



(a-2) リブ十字比例リブ板軸力引張シリーズ
(As-welded と止端処理継手)

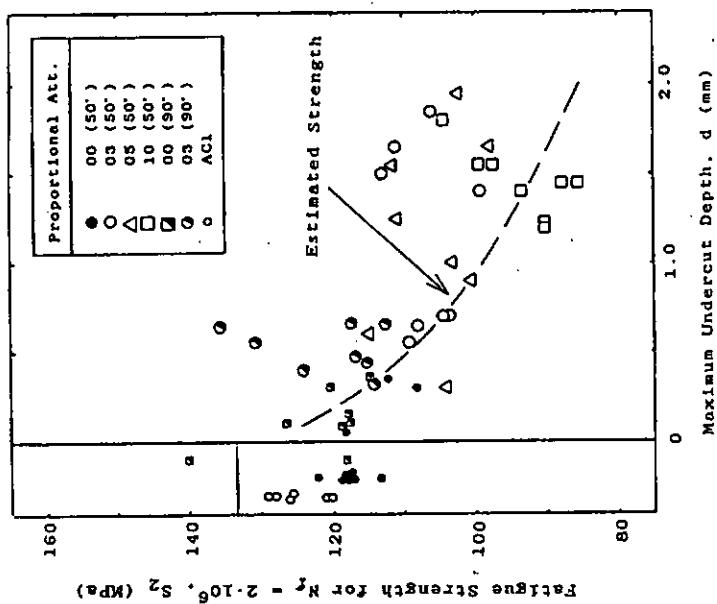
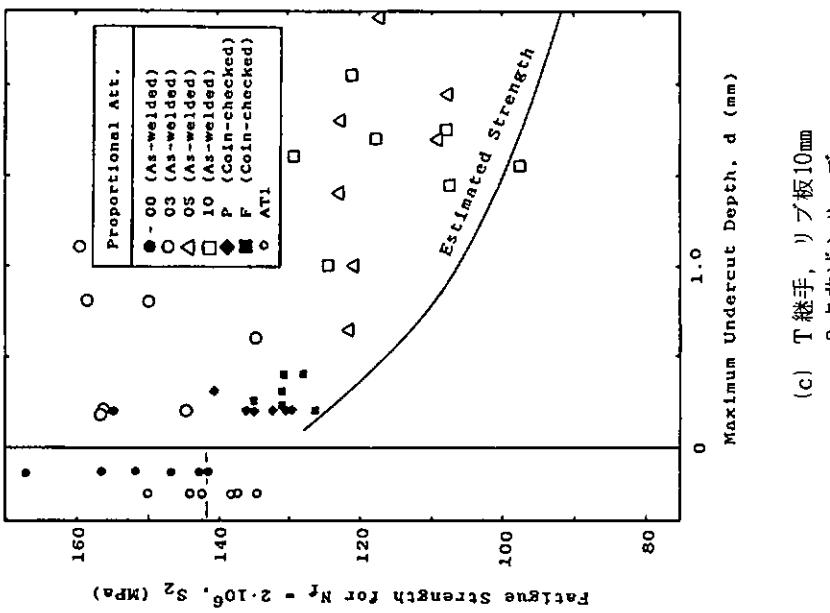


(b-1) T 継手, 曲げシリーズ
(As-welded 継手)



(b-2) T 継手比例リブ板曲げシリーズ
(As-welded と止端処理継手)

図 5.4.2.1. S-N 線図の勾配 m の回帰データと計算値 m'



(b) リブ十字継手, リブ板22mm
軸力引張シリーズ

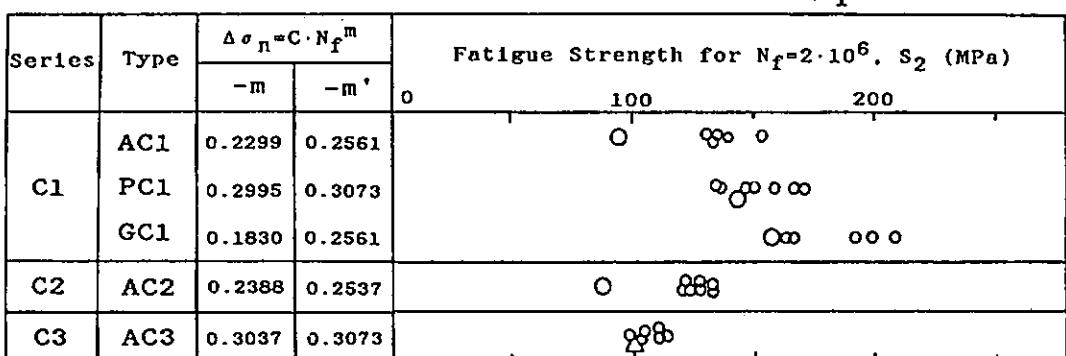
(a) リブ十字継手, リブ板10mm
軸力引張シリーズ

(c) T継手, リブ板10mm
3点曲げシリーズ

図 5.4.2.2 2×10^6 回疲労強度 (換算値) におよぼすアンダーカット深さの影響

(a) リブ十字継手、軸力引張、板厚10mm

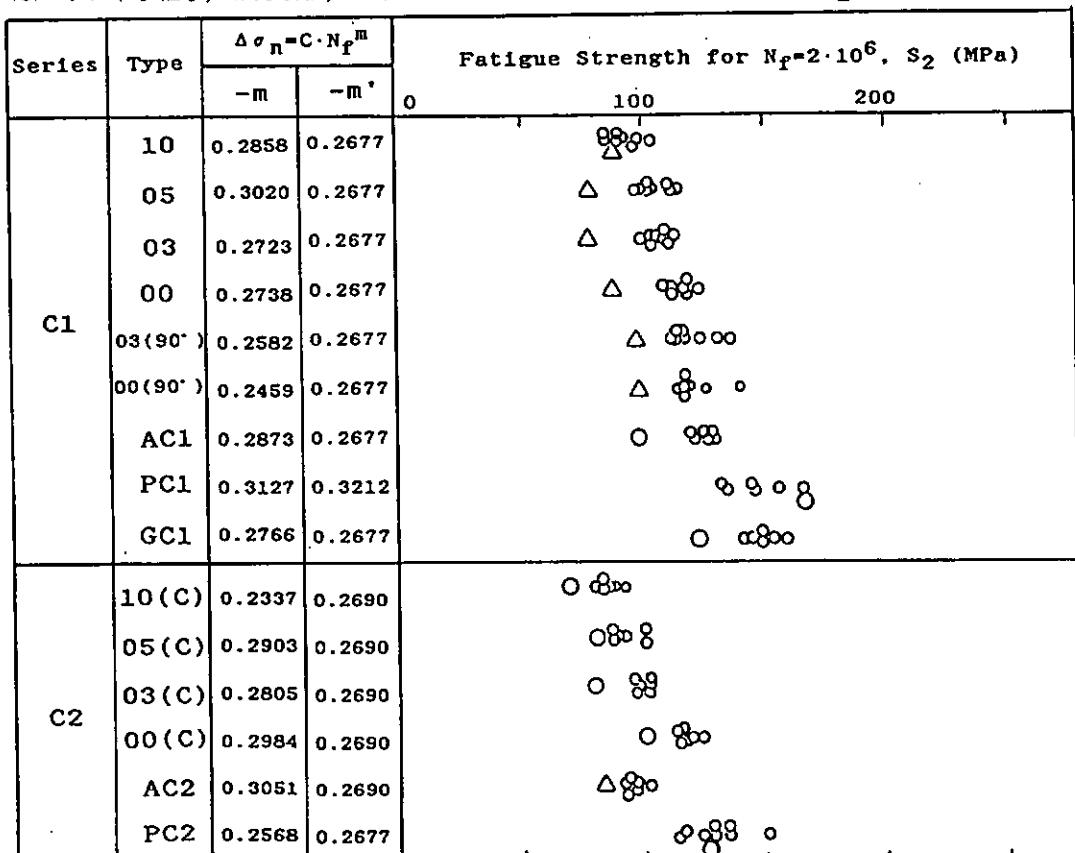
($t_1 = 10\text{mm. Tension}$)



- stress range of run-out data
- △ minimum stress range of failed specimen

(b) リブ十字継手, 軸力引張, 板厚22mm

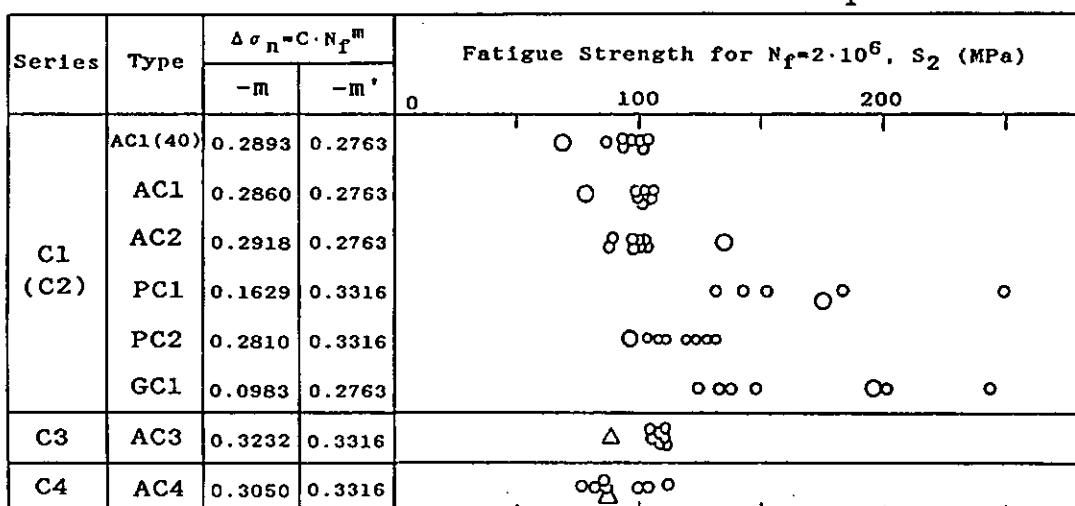
($t_1=22\text{mm}$, Tension)



- stress range of run-out data
- △ minimum stress range of failed specimen

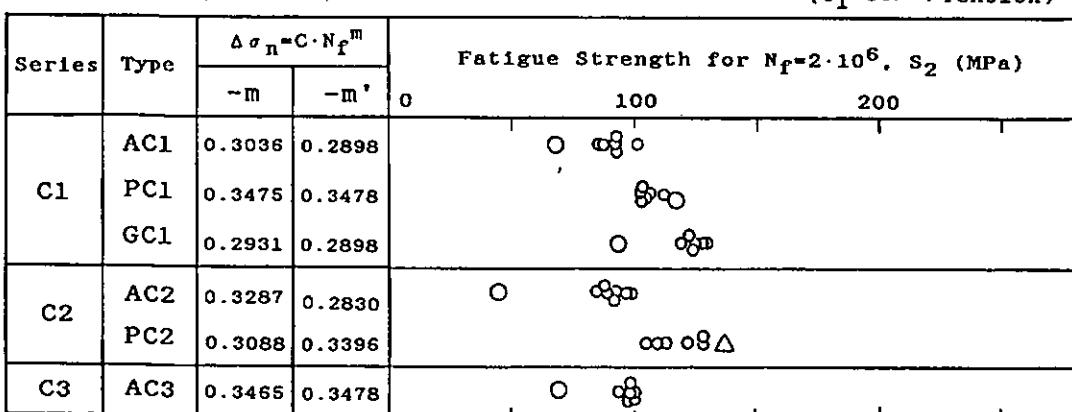
図 5.4.2.3 すみ肉継手試験結果の 2×10^6 回強度（換算値）のばらつきと試験継手の条件

(c) リブ十字継手, 軸力引張, 板厚40mm

(t₁=40mm, Tension)

○ stress range of run-out data
 △ minimum stress range of failed specimen

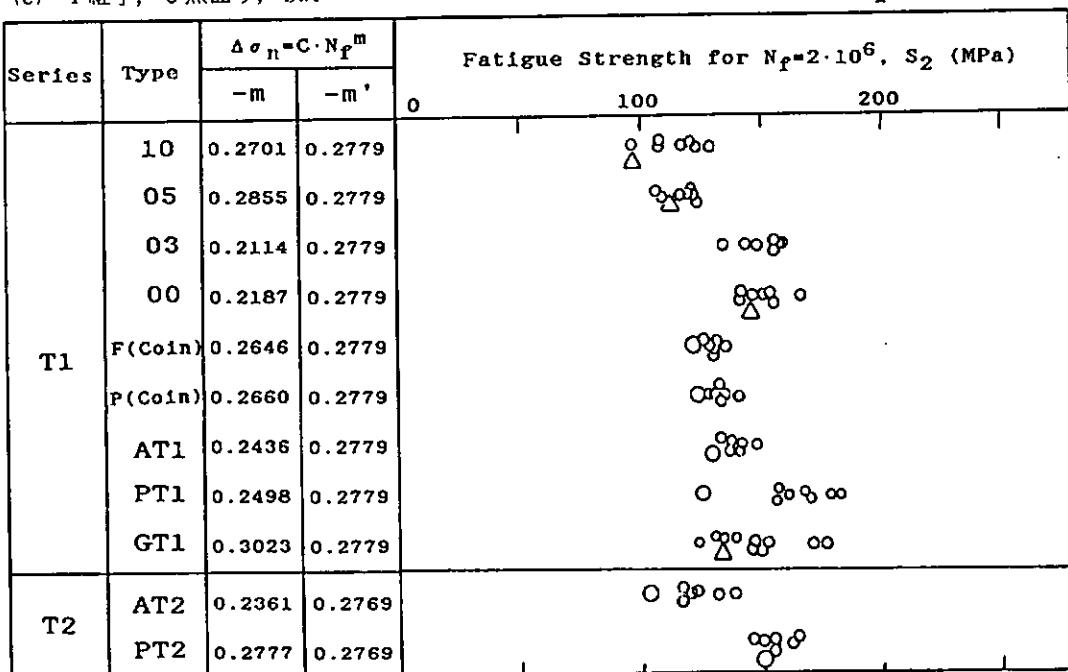
(d) リブ十字継手, 軸力引張, 板厚80mm

(t₁=80mm, Tension)

○ stress range of run-out data
 △ minimum stress range of failed specimen

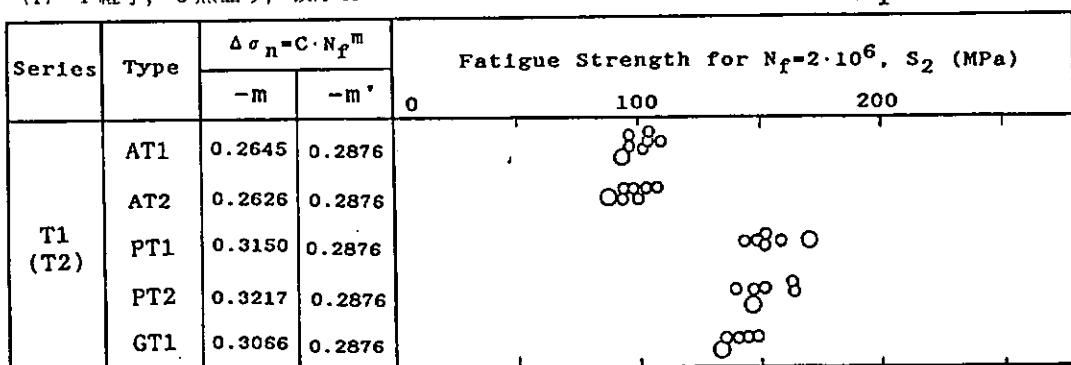
図 5.4.2.3 すみ肉継手試験片の 2×10^6 回強度（換算値）のばらつきと試験継手の条件

(e) T 継手, 3 点曲げ, 板厚22mm

(t₁=22mm, Bend)

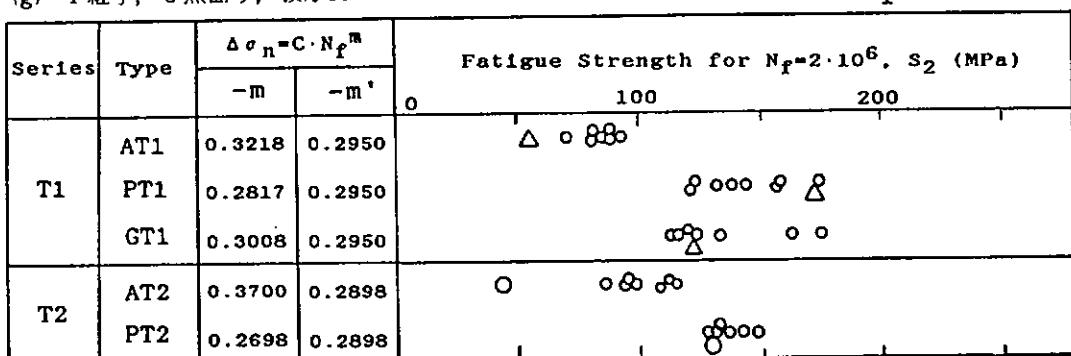
○ stress range of run-out data
 △ minimum stress range of failed specimen

(f) T 継手, 3 点曲げ, 板厚40mm

(t₁=40mm, Bend)

○ stress range of run-out data
 △ minimum stress range of failed specimen

(g) T 継手, 3 点曲げ, 板厚80mm

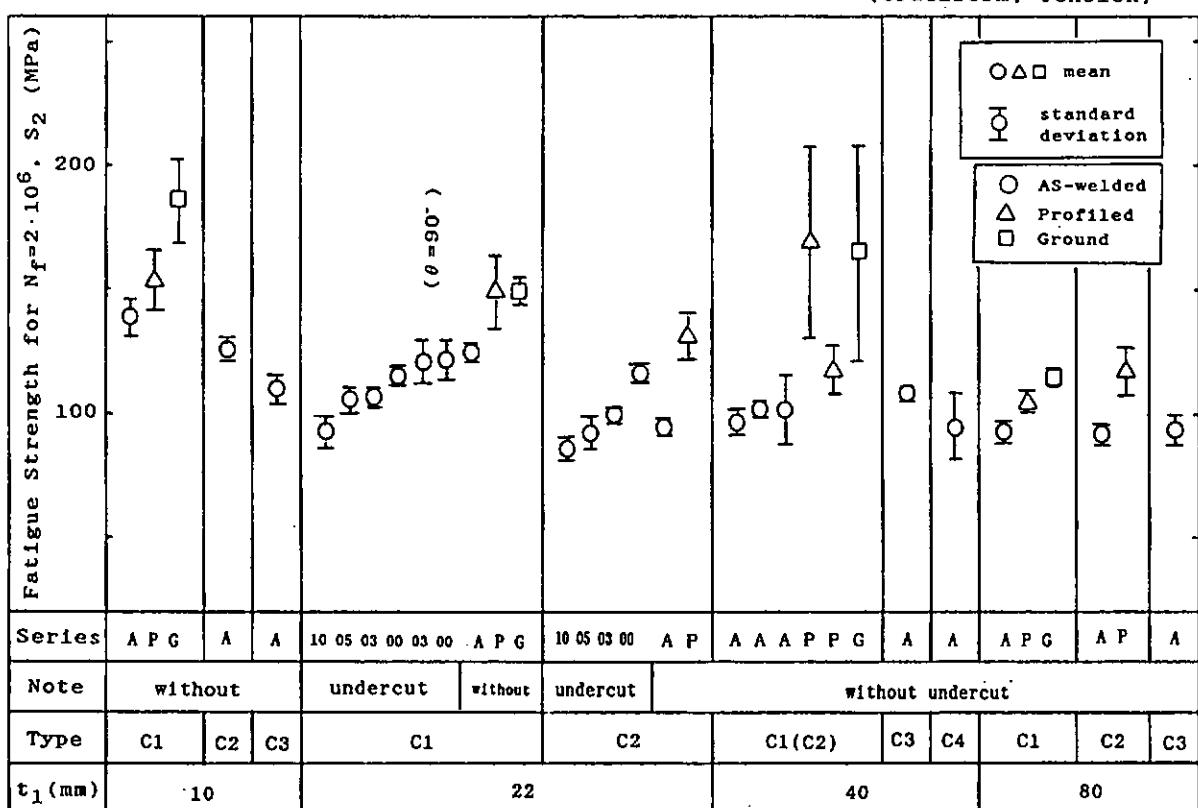
(t₁=80mm, Bend)

○ stress range of run-out data
 △ minimum stress range of failed specimen

図 5.4.2.3 すみ内継手試験片の 2×10⁶回強度（換算値）のばらつきと試験継手の条件

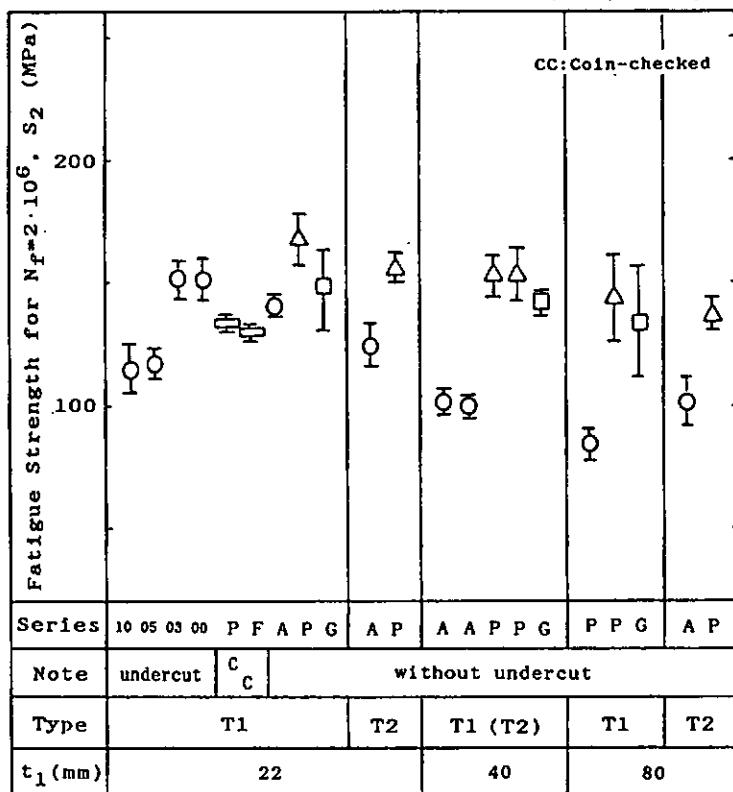
(a) リブ十字継手、軸力引張試験シリーズ*

(Cruciform, Tension)



(b) T 継手、曲げ試験シリーズ*

(Tee, Bend)

図 5.4.2.4 2×10^6 回疲労強度（換算値）の平均と標準偏差

5.5 アンダーカットの評価方法

5.5.1 評価パラメーターの決定

アンダーカットの生成原因は溶接電流が過大であったり、溶接速度が大であるために、溶接止端部に沿って母材が溶解して掘られた後に溶接金属が十分に満たされずに溝となったもので、溶接金属の流れ込みと金属の凝固時の表面張力とのバランスによって溝の形状が決定される。一般に止端部に生じた溝の断面形状は先端が円弧のV字型に近似できる。

疲労強度の面から考察すると、アンダーカットの下端の半径によって応力集中係数が決まり、この応力集中によって疲労強度の低下がもたらされるという観点からすると、アンダーカットの下端半径は最も重要な要素であるが、現場の作業としてこの半径を計測することは容易でない。しかしながら、形状が円弧の先端のV字型であると、アンダーカットの深さを押さえれば疲労強度を管理することが出来る。現場作業でもアンダーカットの深さの計測は可能であることから、溶接欠陥の管理量としてアンダーカットの深さを取り上げることとした。

5.5.2 評価量の決定

図5.4.2.2と図5.4.2.3に基礎継手の疲労試験結果から 2×10^6 回換算の引っ張りおよび曲げ疲労強度を示す。この図から次のことが分かる。

a) Coin-checked weld は As-welded joint と同程度の強度で、コインチェックを行っても疲労強度改善に寄与していない。

b) Toe-ground weld および Profiled weld と As-welded joint とは明らかに強度の差がある。疲労によるき裂は一般に溶接止端部に発生するが、これは溶接によってこの付近に微細な欠陥が生じ、これがき裂の始点となるためである。

Toe-grinding または Profiling を行うと、この部分の微細な欠陥が除去され、発生寿命が伸びるので、疲労強度は向上する。

c) As-welded joint ではアンダーカットの深さが増大するにつれて疲労強度は減少している。しかしながら、データのバラツキが大きく、個々の試験体について見ると一個の大きなアンダーカットが存在するよりも平均にアンダーカットが大きいほうが疲労強度は小さいようである。

文献調査(表5.1.1.2)によてもアンダーカットの影響について確固たる知見が示されていないことはこのような状況によるものと思われる。

以上の考察から溶接部欠陥の管理方法として表5.5.1.1に示すビード処理、またはアンダーカットの深さを確保することを提案する。

表5.5.1.1 アンダーカットの深さの許容値と採用可能なビード処理(提案)

	Special	Primary	Secondary
As-welded	$d \leq 0.5 \text{ mm}$	$d \leq 0.5 \text{ mm}$	$d \leq 0.8 \text{ mm}$
Toe-ground	O	O	-
Profiled	O	O	-

注1) 構造のカテゴリー

Special : この部材の損傷によって構造物の全損となるもの。

Primary : この部材の損傷によって構造物の重大損傷となるもの。

Secondary : 上記以外の部材。

注2) ビード処理

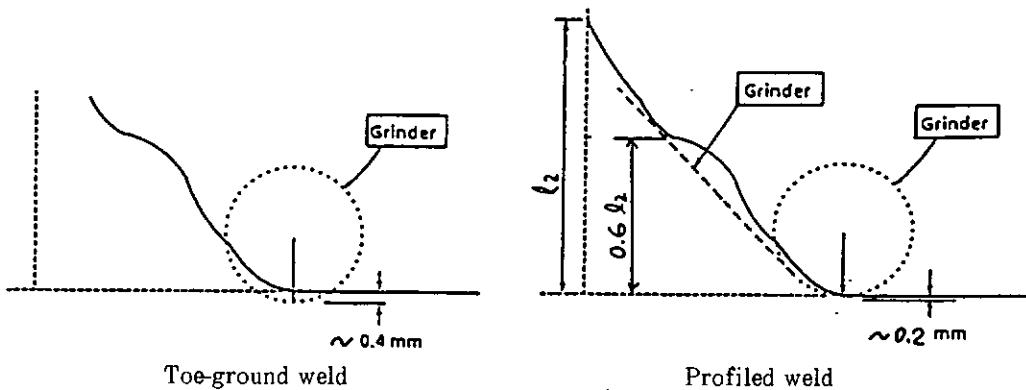
As-welded : 溶接したままで何らの形状的変更を加えていないもの。

Coin-checked もこれに含まれる。

Toe-ground: 溶接止端部をグラインダーで深さ 0.4 mm 以下、半径 3 mm 以上の円弧状に削る。アンダーカットの深さが 0.4 mm を超過する場合には溶接による手直しをおこなうこと。

Profiled : 溶接止端部をグラインダーで深さ 0.2 mm 以下、半径 3 mm 以上の円弧状に削り、さらに隅肉止端から高さの 60% まで滑らかに削る。

グラインダーで削る場合、溶接線上のキズに留意すること。



注 3) d : アンダーカットの深さ。

○ : 採用可能なビード処理。Toe-ground, Profiled のどちらでもよい。

- : Toe-ground も Profiled も不要である。

注 4) いずれの溶接継手も適当な防食装置により海水腐食から保護されていること。

構造のカテゴリーについてはその重要性から主として脆性破壊の見地から論じられ、規則では使用鋼材の適用が規定されており、疲労の面からの議論はない。

Special 部材に As-welded joint を採用する場合にはアンダーカットの深さ 0 mm を原則とするが、図 5.4.2.2 および図 5.4.2.3 でアンダーカットの深さが 0.3 mm となっても 2×10^6 回の N_f が 10 MPa 程度減少するだけなので、0.3 mm まで許容することとした。

Primary 部材にたいしては、一般船舶規則で¹⁵⁾、クラス IV (最重要部材、強力甲板の玄側厚板など) とクラス III (中央部甲板など) の設定応力値として $0.7 \sigma_y$ と $0.6 \sigma_y$ が与えられ、その差が $0.1 \sigma_y$ であることから、図 5.4.2.2 でアンダーカット 0 mm の応力よりもほぼ 24 MPa (軟鋼と同等として) 小さい応力に対応するアンダーカット 0.5 mm を Primary の許容値とした。

ビード処理の採用に際しては As-welded joint (アンダーカット 0 mm), Toe-ground weld または Profiled weld のそれぞれに応じた S-N 線図を用いて疲労強度解析を行い、寿命を確認する必要がある。

As-welded joint とビードを仕上げた場合の S-N 線図の使い分けについて、規格の例を表 5.5.1.2 に示す。なお、Toe-ground weld, Profiled weld の形状について、規格と本提案と多少の差があるので、規格を適用する場合にはこの点に注意する必要がある。

Secondary 部材については応力レベルが低いので外観よりアンダーカットの許容値を 0.8 mm とした。この部材については疲労強度解析の必要はない。

表 5.5.1.2 鋼管継手のビード仕上げによるS-N線図

規格	As-welded S-N線図	ビードを仕上げた場合	
		S-N線図	仕上げ方法
AWS ⁽³⁾ D 1.1 - 90	X ₂	X ₁	溶接ビードをグラインダーで滑らかに仕上げた場合
API ⁽⁴⁾ RP 2 A 1987	X'	X	溶接ビードをグラインダーで滑らかに仕上げた場合
UKDEn ⁽⁵⁾ offshore Installation Guidance on design and construction 1984	T	寿命 2 倍 または 強度 1.3 倍	溶接止端をグラインダーで滑らかな凹面に仕上げた場合 (アンダーカットのある場合にはその深さより 0.5mm 深く母材を削る)

注) いずれの規格においても溶接継手は適当な防食装置により海水腐食から保護されていることを前提としている。

5.5.3 現場における管理方法

上記のアンダーカットの許容値に関する提案に対し、現場でアンダーカットを計測する具体的な方法を一二紹介する。

(1) コインチェック

海洋構造物、特に鋼管製ジャケット（石油生産用の骨組みプラットフォーム）の建造に際して、コインチェックが採用されている。

コインの径 (D) と貫通用針金の径 (d_0) の関係を基礎継手実験結果から調査すると、図 5.2.3.8 に示すようになる。この図から JOQS (日本海洋構造物品質標準) の規定する $D = 10\text{mm}$, $d_0 = 1.6\text{mm}$ を用いてコインチェックを行なうと、隅肉溶接のフランク角 (θ) が 65 度以下となるように管理していると考えられる。

しかしながら、このコインチェックに合格してもアンダーカットの深さを管理することはできず、5.2.3(4) で述べたとおり、溶接継手の疲労強度改善に寄与していない。ビードの概観をチェックできるだけである。

(2) 輪郭測定器

輪郭測定器はアンダーカットの計測用に用いられる。まず、触針を溶接ビードの外側に接触させて形状をトレースし、レコーダーに形状を拡大記録（図 5.5.3.1），アンダーカットを読み取る。標準の拡大倍率は 10 倍である。

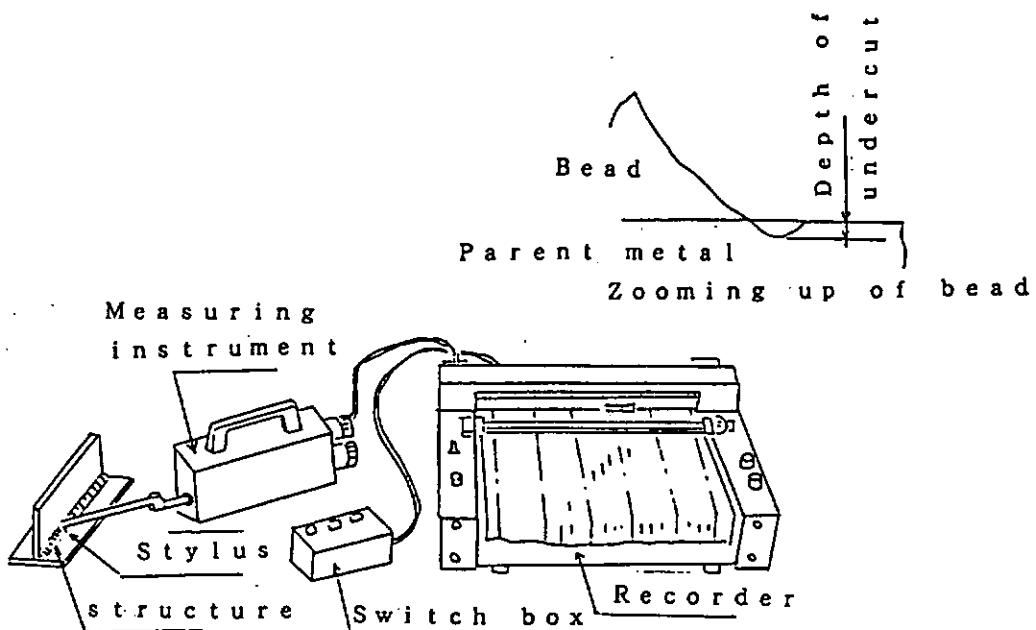


図 5.5.3.1 輪郭測定器の例

(3) 多目的溶接ゲージ

溶接鋼内の脚長、ノド厚、フランク角、アンダーカット深さ等の各種寸法を一つのゲージで計測出来るという便利な測定器であるが(図5.5.3.2),ここで問題としているアンダーカットの数値を計測するには精度が粗く、概略の検査用として用いられる。

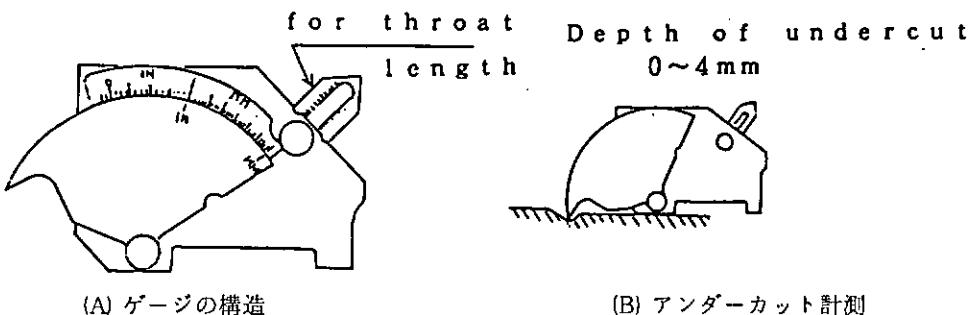


図5.5.3.2 多目的溶接ゲージ

5.6 結論

以上の研究の結果、次の結論を得た。

- (1) スミ肉溶接の止端部に生ずるアンダーカットの断面形状は先端に円弧を持ったV字型で近似できる。
- (2) まず、これまでの疲労試験に基づく推定式から亀裂発生寿命を推定した。次にアンダーカットのない溶接止端部の半径を1mmとし、ここに0.1mmの亀裂が存在したと仮定し、荷重による応力分布をGlinkaの式を用いて推定し、パリス則によって亀裂が板厚の1/2まで進展する亀裂伝播寿命を計算した。これらを加算して試験片の破断寿命を求めると、板厚毎に実験した疲労試験結果とほぼ一致した。これで疲労強度に対する板厚の効果が説明出来る。
- (3) 同手法でAs-welded jointでアンダーカットのある場合について疲労強度を推定すると実験結果とほぼ一致した。

S-N線図上で、実験値から上記手法による勾配を用いて 2×10^6 回の応力を求め、アンダーカットによる疲労強度差を得ることができた。

この結果を基にして、As-welded jointについて構造部材の重要性に応じたアンダーカットの許容値案を提案する。この場合にはアンダーカットのないAs-welded jointのS-N線図を用いて疲労強度計算を行う。

- (4) 海洋構造物の溶接部形状試験に用いられるコインチェックについて検討した結果、譬えこの試験に合格しても、溶接部の疲労強度はAs-welded jointと変わらず、従って、コインチェックによって溶接部の疲労強度は改善されないことが判明した。この場合はAs-welded jointとして扱う。
- (5) Profiled joint, Toe-ground jointの疲労強度は明らかにAs-welded jointよりも向上しており、その効果が認められる。

規格でもS-N線図もそれぞれに応じたものの使用が認められる例がある。

例えば、Profiled jointについてAWS, APIではそれぞれ、As-welded jointにたいする X_2 , X' に代わって、 X_1 , X の使用が認められる。また、Toe-ground jointについても、UKDENでは鋼管継手にたいし、As-welded jointのS-N線図の強度または寿命の増加が認められる。

- (6) 今回の試験はすべて空気中で行われたので、同等の疲労強度を確保するために溶接継手は適当な防食装置により海水腐食から保護されていなければならない。

参考文献

- 1) JAPAN OFFSHORE QUALITY STANDARD (JOQS) 1986.
- 2) JAPAN SHIPBUILDING QUALITY STANDARD (JSQS) 1965.
- 3) ANSI/AWS D1.1 - 90 Structural Welding Code Steel 1990. American Welding Society
- 4) Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms API RP2A
1987. American Petroleum Institute
- 5) Offshore Installation Guidance on design and construction 1984. Department of Energy, UK.
- 6) Iida, K. and Fujii, E.; IIW Doc. XIII - 816-77, 1977
- 7) Glinka, G.; "Calculation of Inelastic Notch-Tip Strain-Stress Histories under Cyclic Loading", Eng. Fract. Mech., Vol. 22, No 5, 1985
- 8) "Stress Intensity Handbook", JSMS, Pergamon Press, 1986.
- 9) 松本, 成木, 志賀, 上田: "新制御圧延法TMCPにより製造した50kgf/mm²級高張力鋼の疲労特性", 川鉄技報,
17巻, 1号, 1985.
- 10) "金属材料疲労き裂進展抵抗データ集", 日本材料学会, 1983.
- 11) Maddox; The Welding Institute Report E/29/69, 1969.
- 12) 北川; 日本機械学会誌, 75-642, 1972.
- 13) Ishida, M., Noguchi, H. and Yoshida, T.; "Tension and Bending of Finite Thickness Plate with a Semi-Elliptical Surface Crack", Int. J. Fract., Vol. 26 (1984)
- 14) 辻; "非荷重伝達型すみ肉溶接継手の止端部の応力集中係数の推定式", 造研SR 202 資料 工16-124, 1990.
- 15) 昭和56年版鋼船規則C編鋼材の使用区分関係規則改正の解説 日本海事協会誌 No 178, 1982.

6. 溶接部補修法の検討

6.1 緒論

一般に溶接部を有する部材の疲労強度は、それと有しない部材の疲労強度に較べ低下することが知られている。また、この疲労強度と密接に係わる疲労き裂に関しては、その発生点が溶接ビード止端部に集中していることが知られている。この主要因としては、溶接ビード止端部における切欠き効果、引張残留応力等の影響が考えられる。そのため、溶接部材の疲労強度改善を目的としたコインチェックド (Coin-Checked) 処理、プロファイルド (Profiled) 処理、トウグラウンド (Toe-ground) 処理、再溶融 (Toe-reheated) 処理、ハンマーピーニング (Hammer Peening) 処理、およびショットピーニング (Shot Peening) 処理等の溶接ビード止端部の補修法が考案され、実際に施されている。

そこで本章では、EH36相当のTMCP鋼すみ肉十字継手を供試材とし、溶接ビード止端部処理の疲労強度改善効果を把握することを目的とした。補修法としてショットピーニング処理とTIGドレッシング処理の二つを取り上げ、まずこれらの処理を施した試験片の疲労試験を実施し、各々の疲労強度について検討を行った。また、これらの溶接ビード止端部処理を施した場合の溶接継手部材における疲労強度の改善効果を、他の疲労試験結果と比較することにより検討を加えた。

6.2 ショットピーニングによる疲労強度改善効果の検討

6.2.1 供試継手の製作とピーニング処理法

供試材は、TMCP型降伏点36 kgf/mm² (353 MPa) 級鋼 EH36 Mod. であり、板厚は22mmである。本供試材の化学成分を表6.2.1.1に、機械的性質を表6.2.1.2に示す。

試験片形態は荷重非伝達型すみ肉十字継手であり、被覆アーク溶接（溶接棒：JIS D5016 LB-50A）により試験継手を製作し、平行部幅80mm、長さ1,000mmの試験片に加工した。試験片の形状および寸法を図6.2.1.1に示す。ここで試験片には、アンダーカット量0.3mm、すみ肉ピートの脚長16mm、主板側のビードフランク角50°を目標とした溶接を施した。そのときの溶接条件を表6.2.1.3に、溶接の積層要領を図6.2.1.2に示す。

ショットピーニングはMIL-S-13165¹⁾に準じて主板側のビード止端部に施した。また、ショットピーニングの強さは、ALMEN INTENSITY の0.20C (A条件: SC-A材), 0.40A (B条件: SC-B材) の2種類とし、施工時には図6.2.1.3に示すような条件チェック用のALMEN STRIPを試験片上に配置し、ショットピーニングがA、B両条件のもとで行われたことを確認した。実際のショットピーニングの要領および施工範囲を表6.2.1.4および図6.2.1.4に、また、施工条件を表6.2.1.5に示す。なお、ショットピーニングによって生ずる残留圧縮応力の領域を表面深さでみると、B条件はA条件のほぼ半分のピーニング強さ²⁾である。

6.2.2 疲労試験

疲労試験においては、図6.2.2.5に示すように、ビード止端部より10mmの位置に等間隔に16枚の歪ゲージを貼付し、疲労き裂の成長を観測した。ここで、初期の繰返し歪に対し歪振幅が95%になる時点をき裂発生寿命 (N_c) とし、 N_c を測定した。一方、板厚の中央にゲージ長さ90mmのクラックゲージを貼付し、このゲージの切断をもって破断寿命 (N_f) とし、 N_f を測定した。

A、B両条件試験片の疲労試験結果を併せて、負荷応力範囲 (S) とき裂発生寿命 (N_c) との関係を図6.2.2.6に、負荷応力範囲 (S) また破断寿命 (N_f) との関係を図6.2.2.7に示す。

6.2.3 疲労試験結果の検討

ショットピーニングとはいわゆる冷間加工法の一種であり、ショットの雨注により部材表面層の金属組織に塑性流動を生じさせ、その結果として、表面層に残留圧縮応力を誘起させる一手法である。この場合、外部から負荷が

加えられて表面に引張応力が作用しても、それはショットピーニングによって得られている残留圧縮応力によって相殺される。通常、疲労破損は引張応力下で起こり、圧縮応力下では起きないことから、ショットピーニングが部材の疲労強度改善の目的で利用される³⁾。

本実験で用いた二つのショットピーニング条件は、ショットピーニングによって生ずる残留圧縮応力の深さ方向の領域に関し、SC-A材は、SC-B材のほぼ2倍である。図6.2.2.6および図6.2.2.7からは、SC-A材とSC-B材とにおけるき裂発生寿命および破断寿命にはほとんど有意差が認められないが、図6.2.2.7に示すように、 2×10^6 回の応力繰返しにおける疲労強度はSC-A材で160 MPa、SC-B材で125 MPaと二つのショットピーニング強さの差が現れており、疲労強度に対するショットピーニング処理の影響を窺い知ることができよう。

本実験においては、A条件、B条件とも各々一定のショットピーニング条件、いわゆるシングルショットピーニング条件のもとで各々の試験片を作成した。このとき、試験片表面層に大きな残留圧縮応力を得るために球径の大きなショットを用いているが、球径が大きくなると鋭い微小な欠陥がそのまま残存し、ショットピーニング処理が疲労強度の改善に寄与しなくなる危険性がある。そのため、最初に小さな球径のショットピーニングでそのような微小な欠陥を除去し、次ぎに大きな球径のショットピーニングで金属表面に大きな残留圧縮応力を得る、いわゆるダブルショットピーニング処理^{3), 4)}を施すことが飛躍的な疲労強度改善のためには必要であろう。

ショットピーニングによる疲労強度改善に影響を与える主因子としては、ショットの粒度、硬さ、投射時間、投射量、被加工金属の硬さ等が挙げられる。これらの諸因子の一つ一つについては、近年かなり研究が為されてきたようであるが、それらを総合したショットピーニングによる疲労強度改善の定量的評価には未だ至っていないのが現状のようである。また、本実験で用いたA条件のショットピーニングはかなり強力なもの²⁾であり、結果としてかなりの疲労強度の改善を達成することができたが、このような疲労強度に有益なショットピーニングを実際の工作現場で溶接ビード止端部に施すことは容易ではなく、未だ解決されねばならない問題として残されている。

表 6.2.1.1 供試鋼板の化学成分 (wt. %)

板厚 (mm)	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	V	T. A 1
22	0.10	0.25	1.52	0.012	0.002	0.01	0.02	0.03	0.01	0.032

表 6.2.1.2 供試鋼板の機械的性質 (C方向)

板厚 (mm)	降伏点 (MPa)	引張強さ (MPa)	伸び (%)	衝撲値 (-40°C, J)
22	487	564	25	271

表 6.2.1.3 溶接条件

アンダーカット	バスNo	電流(A)	電圧(V)	速度(cm/min)	入熱(KJ/cm)
0.3 (mm) (目標)	1	230	25	20	17.250
	2	230	25	20	17.250
	3	230	25	20	17.250
	4	230	25	20	17.250
	5	230	25	20	17.250
	6	250	26	24	16.250

表 6.2.1.4 ショットピーニング要領

装 置	テーブル型ホイル式ショットマシン L-2100
ショット球	SAE S550 (1.7 mm dia.) JIS S170相当
ショット球材質	炭素鋼 (C : 0.85 - 1.20%)
H _{RC}	45~52
投 射 量	約 1 Ton / min
投射インペラー	2カ所
投 射 角 度	45°
マスキング	ラバープレート, ラバーバンド

表 6.2.1.5 ショットピーニング施工条件

	A条件	B条件
ALMEN INTENSITY	0.20 C	0.40 A
投 射 時 間	13分	10分
投 射 速 度	120 m/sec	90m/sec
カバーレージ	200 %	200 %
ALMEN STRIP	C片	A片

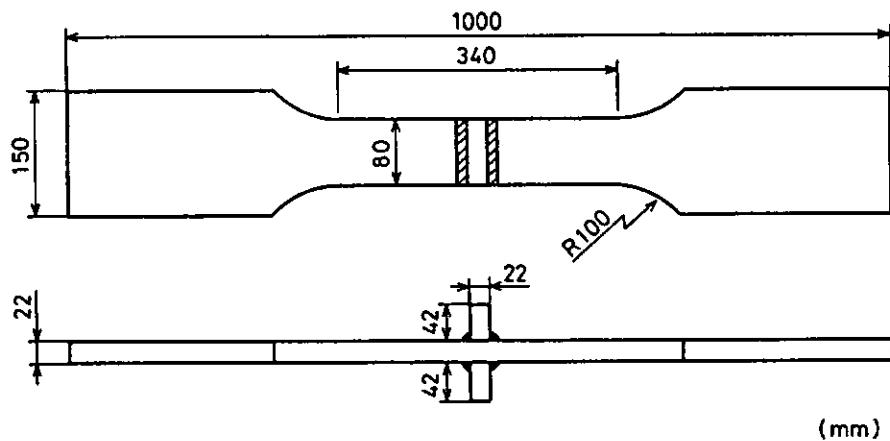


図 6.2.1.1 試験片形状および寸法

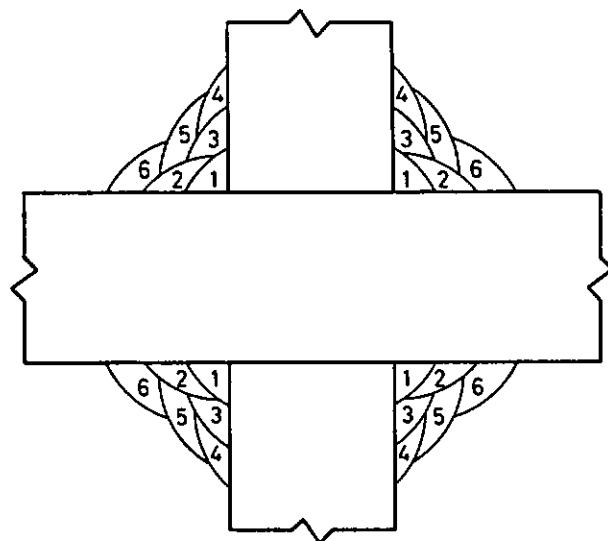


図 6.2.1.2 溶接積層要領

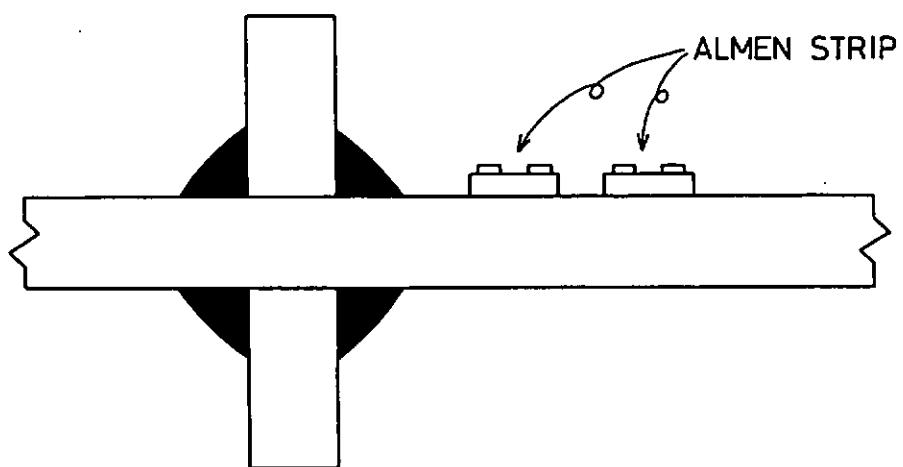


図 6.2.1.3 ALMEN STRIP の配置

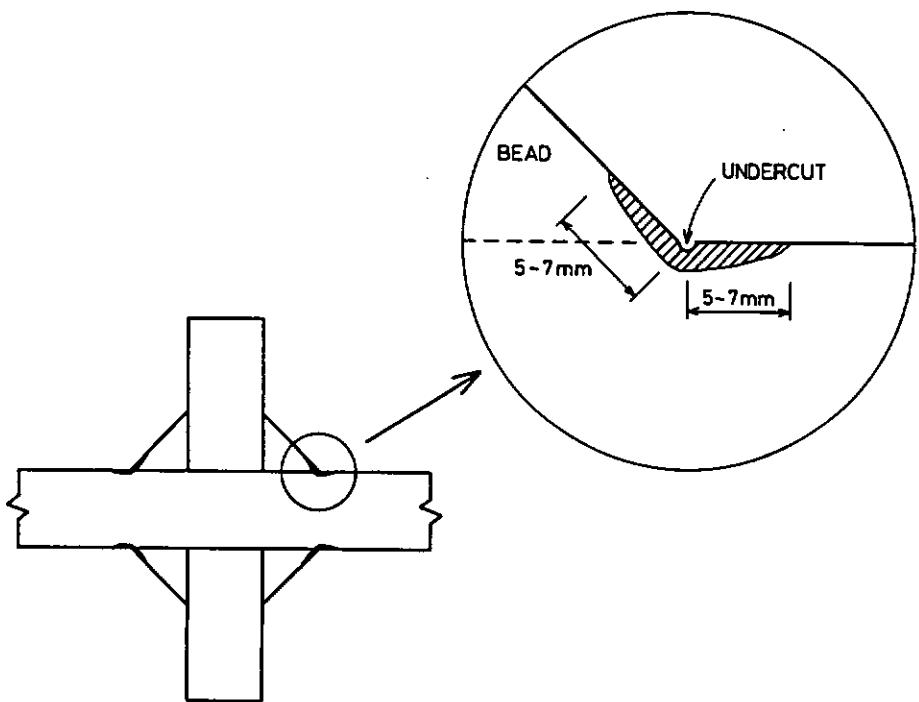


図 6.2.1.4 ショットピーニング施工範囲

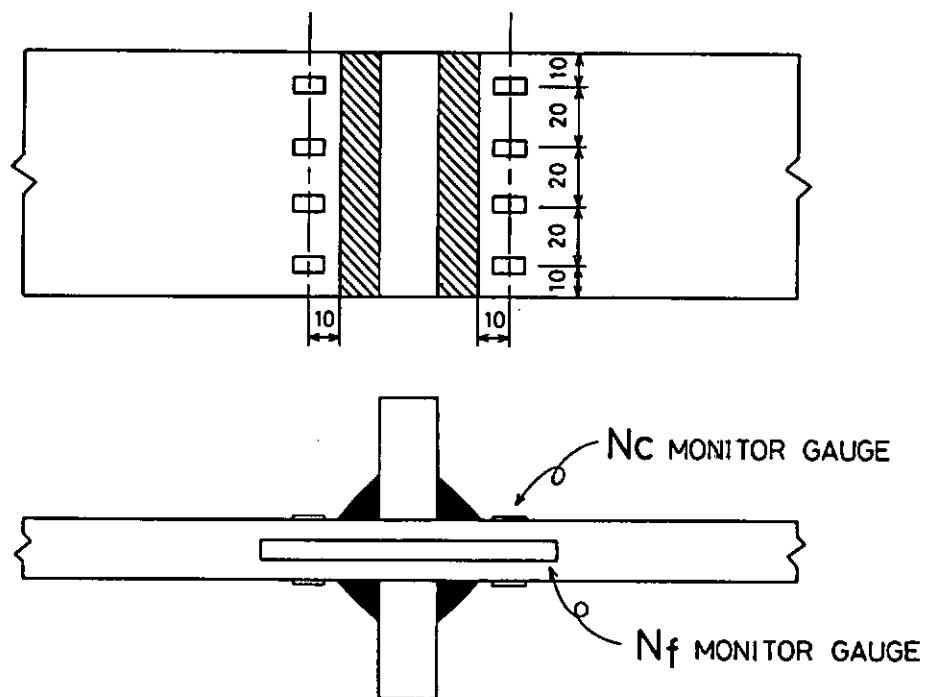


図 6.2.2.5 Nc, Nf 検出用モニターゲージの貼付位置

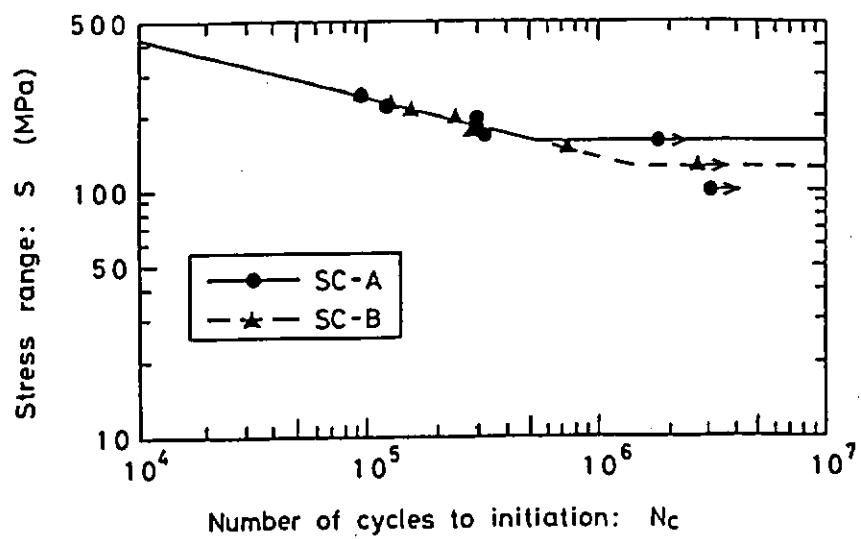


図 6.2.2.6 ショットピーニング処理材の $S-N_c$ 曲線

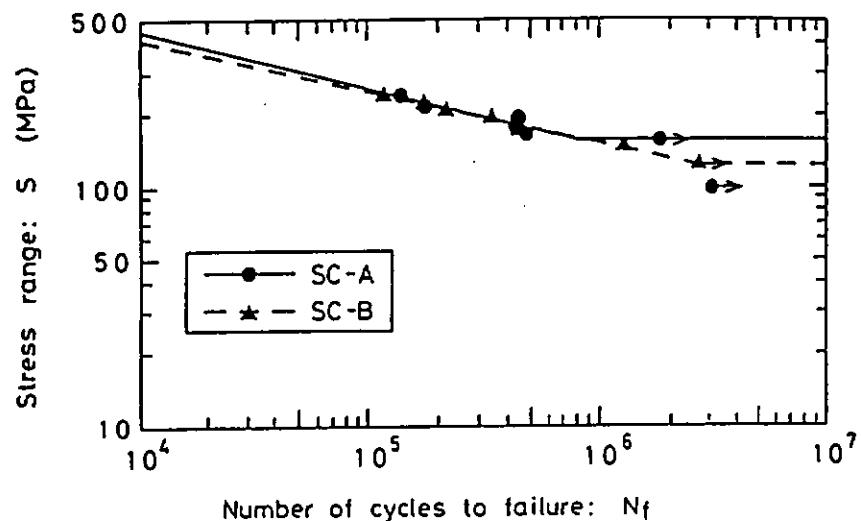


図 6.2.2.7 ショットピーニング処理材の $S-N_f$ 曲線

6.3 TIGドレッシングによる疲労強度改善効果の検討

6.3.1 供試継手の製作とTIGドレッシング処理法

供試材は、前節6.2.1と同様、TMCP型降伏点 36kgf/mm^2 (353 MPa) 級鋼EH36Mod.であり、板厚は22mmである。本供試材の化学成分を表6.3.1.1に、機械的性質を表6.3.1.2に示す。

試験片形状は荷重非伝達型すみ肉十字継手であり、被覆アーク溶接（溶接棒：LB-52NS）により試験継手を作成し、平行部幅80mm、長さ1,000mmの試験片に加工した。試験片の形状および寸法を図6.3.1.1に示す。ここで試験片には、アンダーカット量0.3mm、すみ肉ビードの脚長16mm、主板側のビードフランク角50°と80°の2種類を目標とした溶接を施した。そのときの溶接条件を表6.3.1.3に、溶接の積層要領を図6.3.1.2に示す。すみ肉ビードの溶接の後、主板側の溶接ビード止端部をTIGトーチを用いて再溶融し、滑らかに整形した。このとき、1ランのTIGドレッシング処理を施したビードフランク角50°と80°の試験片をそれぞれTC1-A材、TC1-B材とした。一方、2ランTIGドレッシングは、溶接ビード表面の黒皮を注意深く除去し、図6.3.1.3に示すように、2ランTIGドレッシング処理を施す位置の順序を逆転させることによって作成し、それらの試験片をそれぞれTC2-C材、TC2-D材とした。

6.3.2 疲労試験

疲労試験においては、図6.3.2.4に示すように、ビード止端部より10mmの位置に等間隔に16枚の歪ゲージを貼付し、疲労き裂の成長を観測した。ここで、前節6.2.2と同様、初期の繰返し歪に対し歪振幅が95%になる時点をき裂発生寿命（ N_c ）とし、 N_c を測定した。一方、板厚の中央にゲージ長さ90mmのクラックゲージを貼付し、このゲージの切断をもって破断寿命（ N_f ）とし、 N_f を測定した。

まず、1ランTIGドレッシング処理材であるTC1-A材およびTC1-B材における負荷応力範囲（S）とき裂発生寿命（ N_c ）との関係を図6.3.2.5に、負荷応力範囲（S）と破断寿命（ N_f ）との関係を図6.3.2.6に示す。また、2ランTIGドレッシング処理材であるTC2-C材およびTC2-D材における負荷応力範囲（S）とき裂発生寿命（ N_c ）との関係を図6.3.2.7に、負荷応力範囲（S）と破断寿命（ N_f ）との関係を図6.3.2.8に示す。次ぎに、TC1-A材とTC1-B材の両材を1ランTIGドレッシング処理材としてまとめてTC1材とし、また、TC2-C材とTC2-D材の両材を2ランTIGドレッシング処理材としてまとめてTC2材として、これらの疲労試験結果をまとめてみた。図6.3.2.9に負荷応力範囲（S）とき裂発生寿命（ N_c ）との関係を、図6.3.2.10に負荷応力範囲（S）と破断寿命（ N_f ）との関係を示す。

6.3.3 疲労試験結果の検討

TIGドレッシングとは、TIGトーチを用いて溶接ビード止端部を再溶融し、その形状を滑らかにしたり、その部分の硬さを増すことによって溶接部材の疲労強度を改善しようとする^{5), 6)}一手法である。

1ランTIGドレッシング処理材について、ビードフランク角の目標値を50°(TC1-A材)と80°(TC1-B材)と述べたにも拘らず、図6.3.2.5および図6.3.2.6からはTC1-A材とTC1-B材におけるき裂発生寿命(N_c)の差、および両材における破断寿命(N_f)の差はほとんど見られない。これは、試験片作成後の両材のビードフランク角がほぼ50°と同じであったためと考えられる。同様に、2ランTIGドレッシング処理材については、図6.3.2.7および図6.3.2.8から、TC2-D材の方がTC2-C材よりき裂発生寿命(N_c)、破断寿命(N_f)とともに長寿命側寄りであるが、 2×10^6 回の応力繰返しにおける疲労強度の差はほとんど見られない。

図6.3.2.9および図6.3.2.10は、1ランTIGドレッシング処理に対し2ランTIGドレッシング処理を施すことが、溶接部材の疲労強度の改善に大きく寄与することを示している。このことは、一回目のTIGドレッシング処理を施すことによって溶接ビード止端部の形状は改善されるが、一方で、その熱影響部(HAZ)の硬度が高くなりすぎる危険性を含んでいることを示唆している。そのため、二回目のTIGドレッシング処理を施し熱影響部の硬度

を適切なレベルまで下げる必要があり⁵⁾、このことが疲労強度の改善につながる。

TIG ドレッシング処理は静的強度が高くなればなるほど大きな効果が得られる⁵⁾とされているが、それは入熱量、溶接速度等と深く係わっており、TIG ドレッシング処理を施す際には十分な注意が必要である。

表 6.3.1.1 供試鋼板の化学成分 (wt. %)

板厚 (mm)	C	Si	Mn	P	S	Cu	Ni	Cr	V	T. A1
22	0.10	0.25	1.52	0.012	0.002	0.01	0.02	0.03	0.01	0.032

表 6.3.1.2 供試鋼板の機械的性質 (C 方向)

板厚 (mm)	降伏点 (MPa)	引張強さ (MPa)	伸び (%)	衝撲値 (-40°C, J)
22	487	564	25	271

表 6.3.1.3 溶接条件

溶接法	バスNo	電流(A)	電圧(V)	速度(cm/min)	入熱(KJ/cm)
SMAW (A. C.)	1	155	21	19	10
	2	210	24	17	18
	3	210	24	70	18
	4	210	24	25	12
	5	210	24	15	20
	6	210	24	15	20
	7	150	21	13	15
TIG (D. C.)	-	140	11	10	9.5

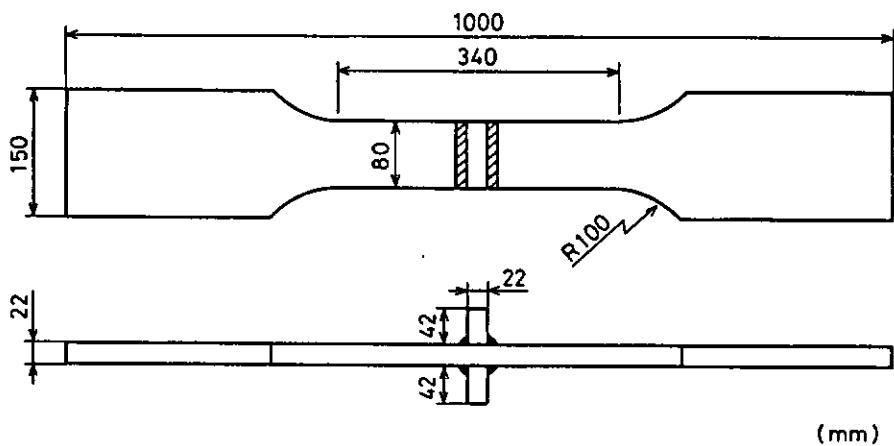


図 6.3.1.1 試験片形状および寸法

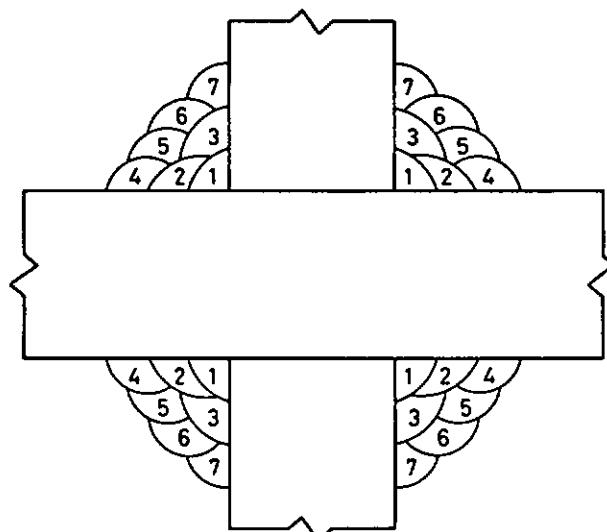


図 6.3.1.2 溶接積層要領

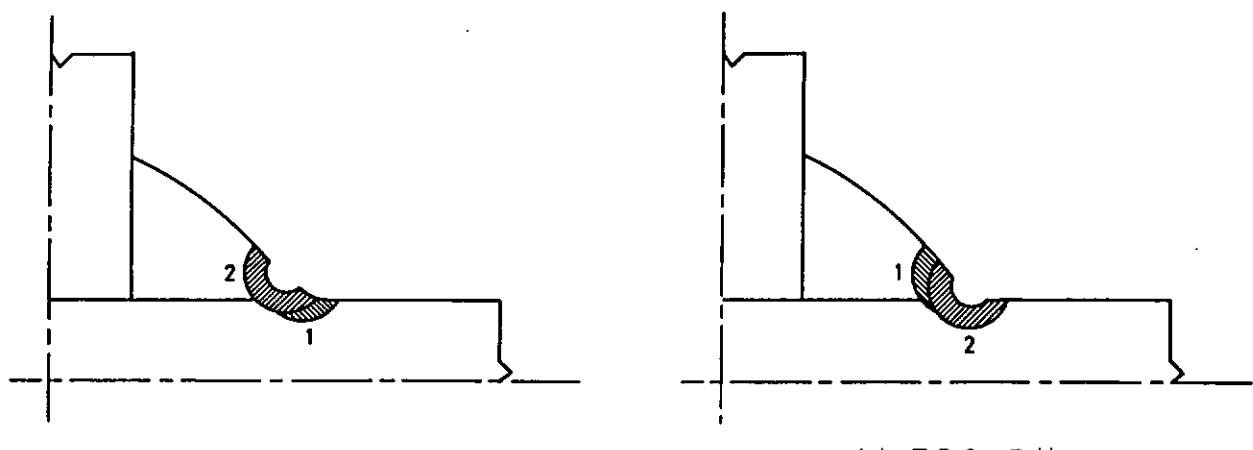


図 6.3.1.3 2ランTIGドレッシング処理位置順序

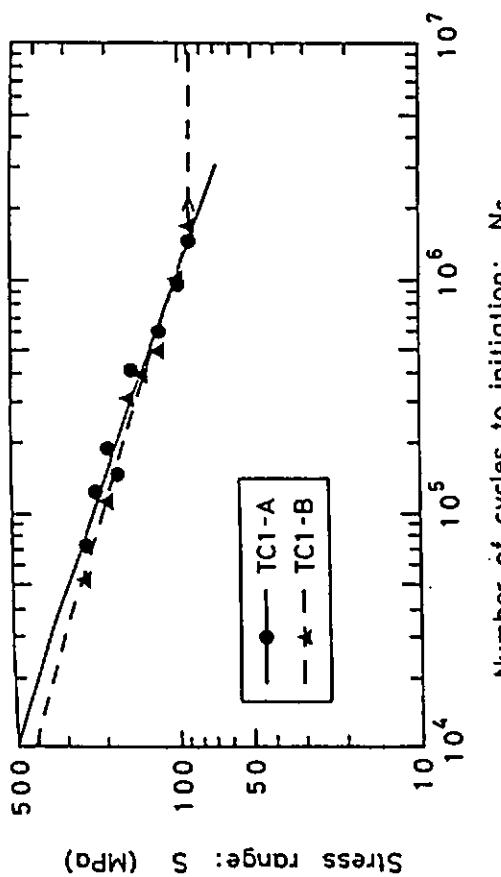


図 6.3.2.5 1 ラン TIG ドレッシング処理材の $S - N_c$ 曲線

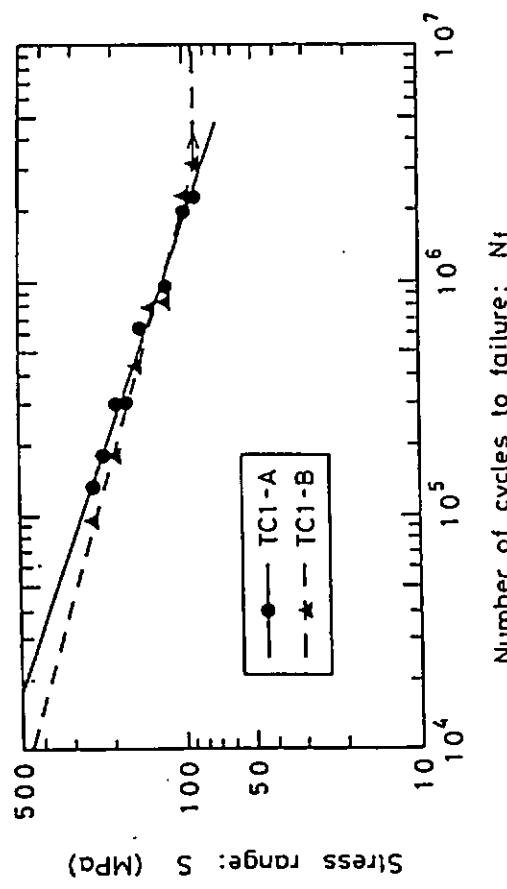


図 6.3.2.6 1 ラン TIG ドレッシング処理材の $S - N_f$ 曲線

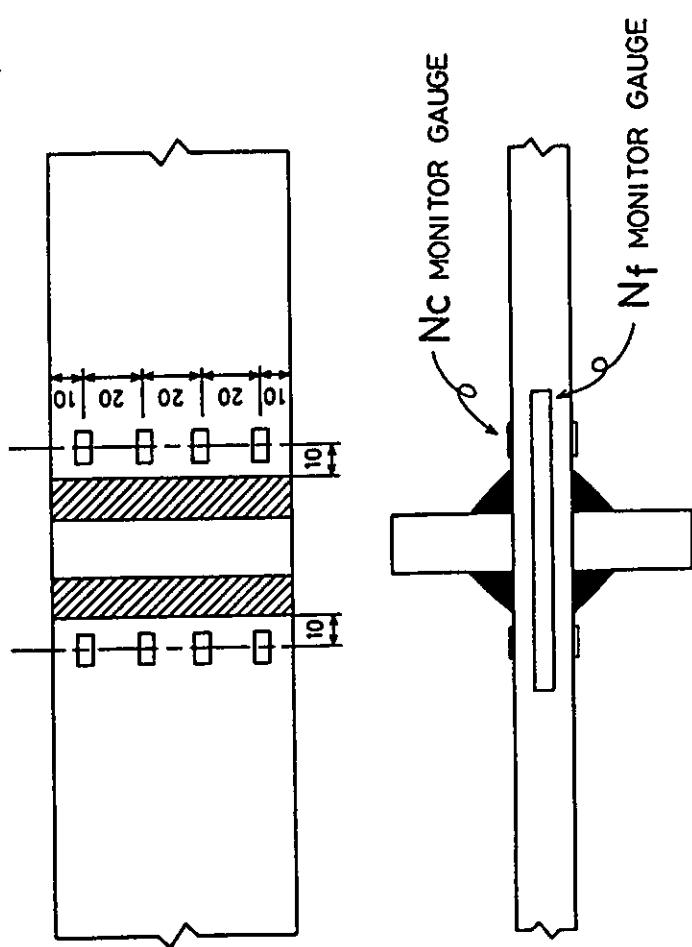


図 6.3.2.4 N_c , N_f 検出用モニターゲージの貼付位置

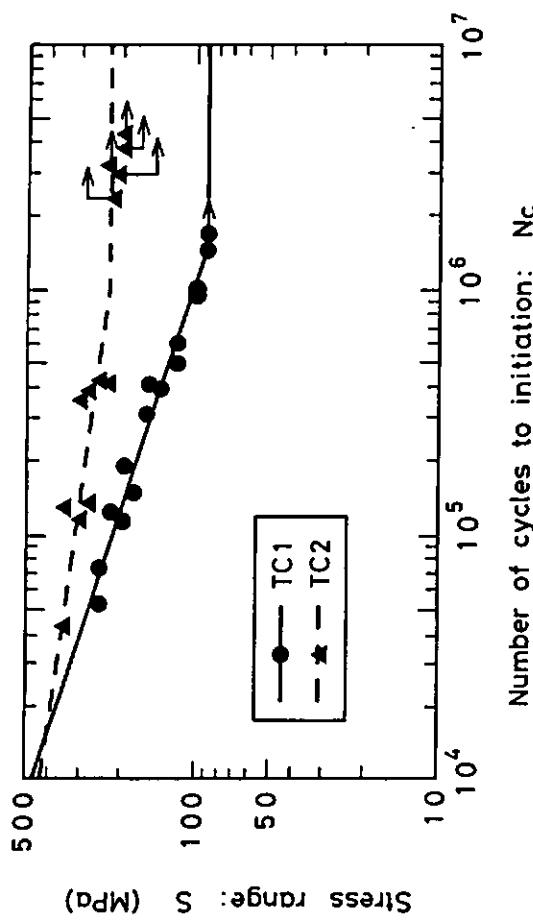


図 6.3.2.9 TIG ドレッシング処理材の $S-N_c$ 曲線

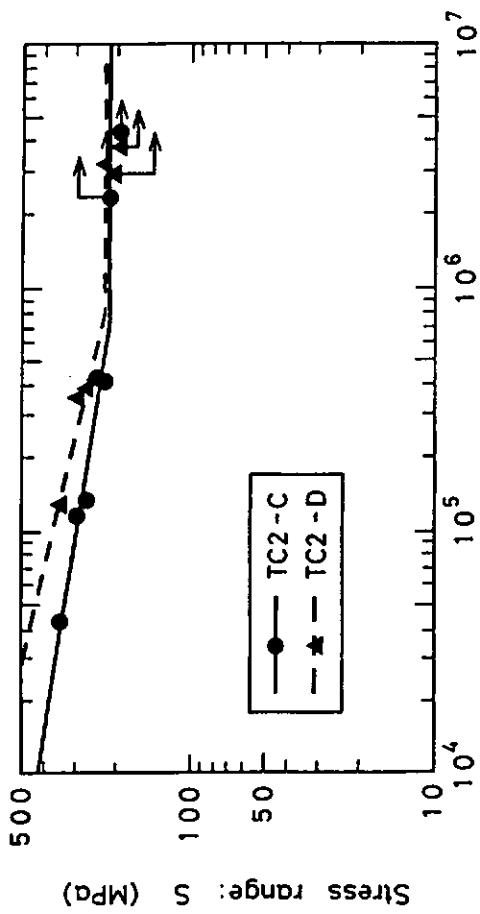


図 3.2.7 2 ラン TIG ドレッシング処理材の $S-N_c$ 曲線

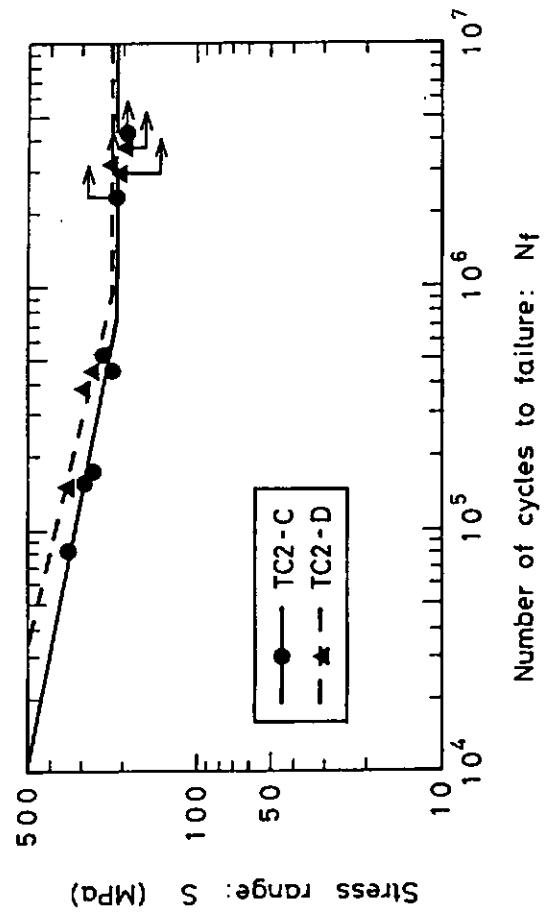


図 3.2.8 2 ラン TIG ドレッシング処理材の $S-N_f$ 曲線

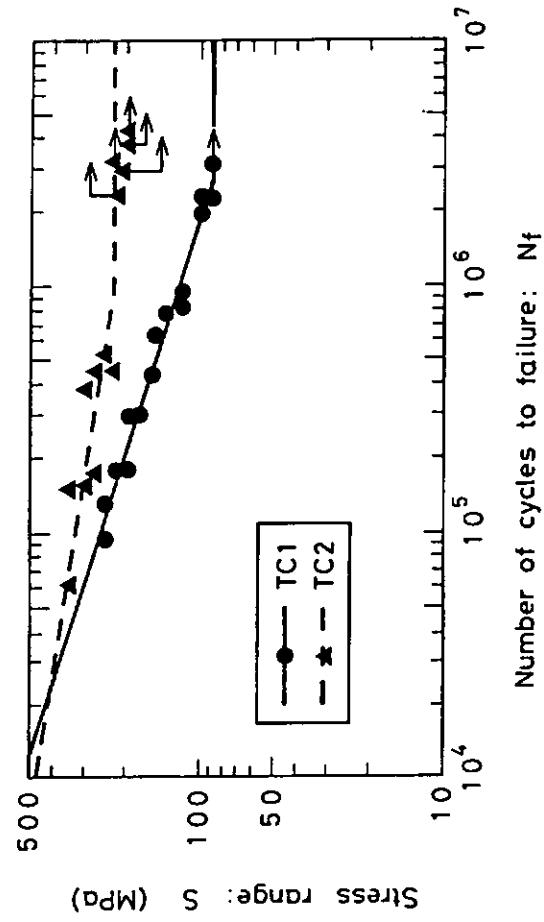


図 6.3.2.10 TIG ドレッシング処理材の $S-N_f$ 曲線

6.4 結論

本章では、溶接部材の疲労強度改善のための溶接ビード止端部補修法としてショットピーニング処理およびTIGドレッシング処理を取り上げ、疲労試験を行った。一方、本研究部会⁷⁾では本章で用いたのと同様な材料（TMCP型降伏点36 kgf/mm² (353 MPa) 級鋼 EH36 Mod. (板厚22mm) ），かつ同様な試験片形状（荷重非伝達型すみ肉十字継手）の試験片を用い、溶接ビード止端部にプロファイルド処理、またはコインチェックド処理を施した疲労試験も行った。これらの結果を溶接のまま（As-Weld）の疲労試験結果と併せて図6.4.1に示す。同図は、 2×10^6 回の応力繰返しにおける溶接部材の疲労強度改善のためにはTIGドレッシング処理が最も有効であり、次いでショットピーニング処理、プロファイルド処理、コインチェックド処理の順になっていることを示している。これと同様なことが、溶接構造用圧延鋼材（JIS G 3106）SM58Q（板厚14mm）を用いて溶接ビード止端部の補修法を検討した公刊文献⁸⁾にも見られる。図6.4.2は、同文献中の疲労試験結果を一部抽出したものであり、疲労寿命特性としてはTIGドレッシング処理が最も優れ、次いでピーニング処理が 2×10^6 回以上の領域を除外すると優れ、研削仕上げ、溶接のままの順となっている⁹⁾。このように、TIGドレッシング処理およびショットピーニング処理は溶接部材の疲労強度改善に極めて有用である。しかしながら、前にも述べたように、これらの処理を施した溶接部材の疲労強度は、処理が施される際の諸条件と密接に関係していることに留意しなければならない。

ここで、溶接ビード止端形状の改善による疲労設計規格の実際の例としてAWS D1.1-90¹⁰⁾およびAPI RP 2A¹¹⁾を取り上げ、それらの設計曲線であるAWS-X₁曲線、AWS-X₂曲線、および、API-X曲線、API-X'曲線を図6.4.3に示す。同図より、疲労限度として、AWSでは応力繰返し数 10^7 回における応力、APIでは応力繰返し数 2×10^8 回における応力が用いられているという違い以外は、両者ともほぼ同様な設計曲線を与えてることがわかる。各曲線の取扱いについて、AWS D1.1-90では、10.7.5項において、溶接ビード止端部を(1) Capping Layer法（スラグの流動性の良い溶接棒で追加盛りしたり、TIGトーチ等で止端部形状を改善する方法）で同文献中の図10.11に示す形状に仕上げ、しかも切欠き深さが1mm未満である場合、(2) グラインダーで図10.11に示すように滑らかに仕上げた場合、(3)ピーニングで滑らかに仕上げ、かつ磁粉探傷法で底がないことを確認した場合のいずれかの場合にはAWS-X₁曲線の使用を認め、それ以外の場合にはAWS-X₂曲線を使用するように定めている。一方、API RP 2Aでは、2.5.6d項および4.1.3d項において、溶接ビード止端部を同文献中の図4.1.3に示す形状に滑らかに仕上げ、かつ磁粉探傷法による非破壊検査を行った場合にはAPI-X曲線の使用を認め、それ以外の場合にはAPI-X'曲線を使用するように定めている。

これらの設計曲線と溶接ビード止端部処理を施した試験片および溶接のままの試験片の疲労試験結果と併せて図6.4.4に示す。同図より、各種溶接ビード止端部処理を施した試験片の試験結果は総て上述のAWS-X₁曲線およびAPI-X曲線より安全側であり、また、溶接のままの試験片の試験結果も上述のAWS-X₂曲線およびAPI-X'曲線より安全側となっていることがわかる。この極めて少ない試験結果から言及することには問題があるが、各設計曲線とも充分安全側の曲線を与えていると言えよう。しかしながら、溶接ビード止端部処理を施した部材に対する設計曲線であるAWS-X₁曲線およびAPI-X曲線は、疲労強度改善効果の少ない補修法に対しても安全側となっており、本試験中最も疲労強度改善効果が大きかったTIGドレッシング処理に対して適切な設計曲線であるとは言い難い状況にある。

このように、現在、溶接ビード止端部の補修による溶接部材の疲労強度改善の効果は認められ、設計曲線が与えられているが、各補修法に対する設計曲線が与えられている訳ではなく、必ずしも適切な曲線とは言い難い。それ故、今後、溶接ビード止端部の各補修法による疲労強度改善効果の定量的把握が行われ、適切な設計曲線が与えられることが望まれる。

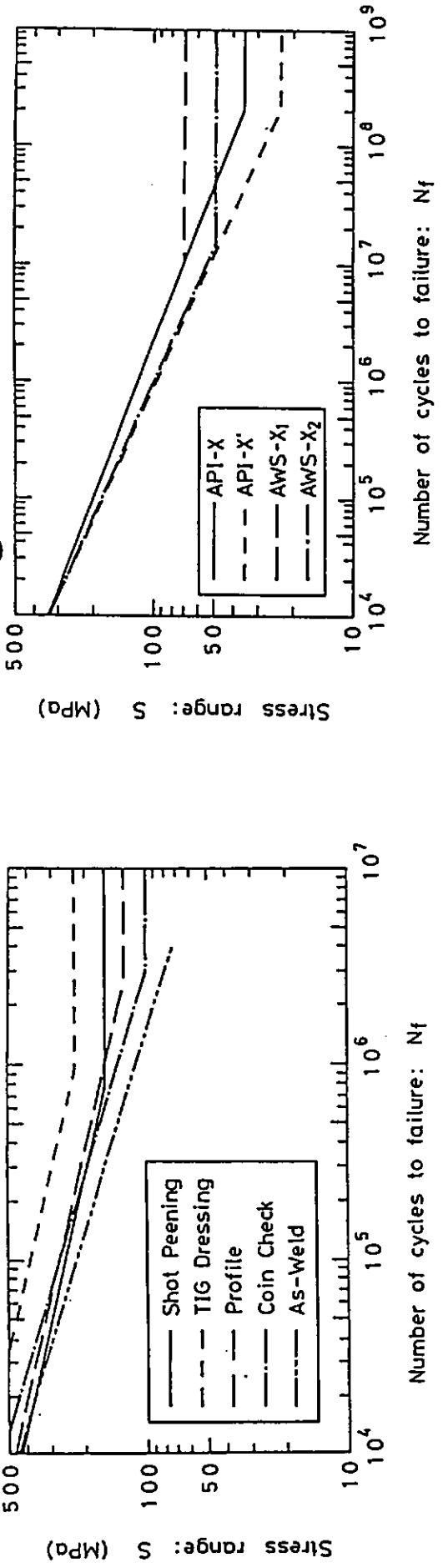


図 6.4.1 各溶接部補修法による疲労強度改善効果

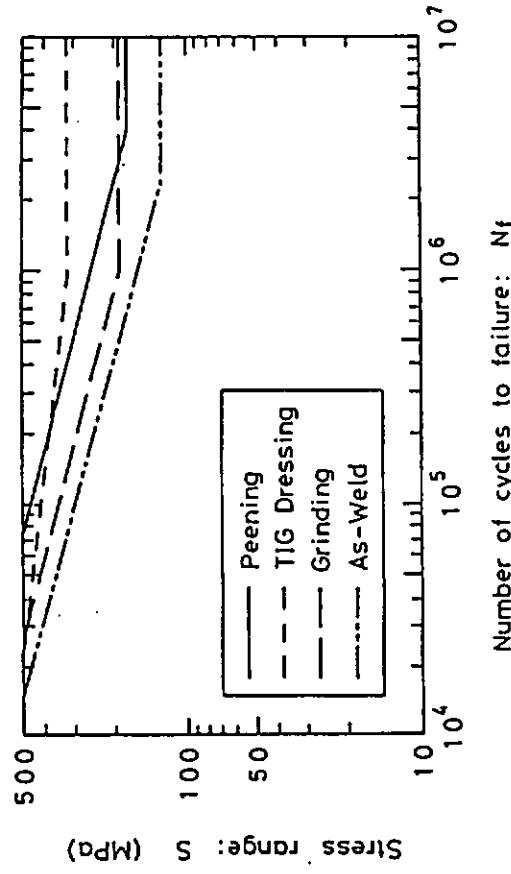
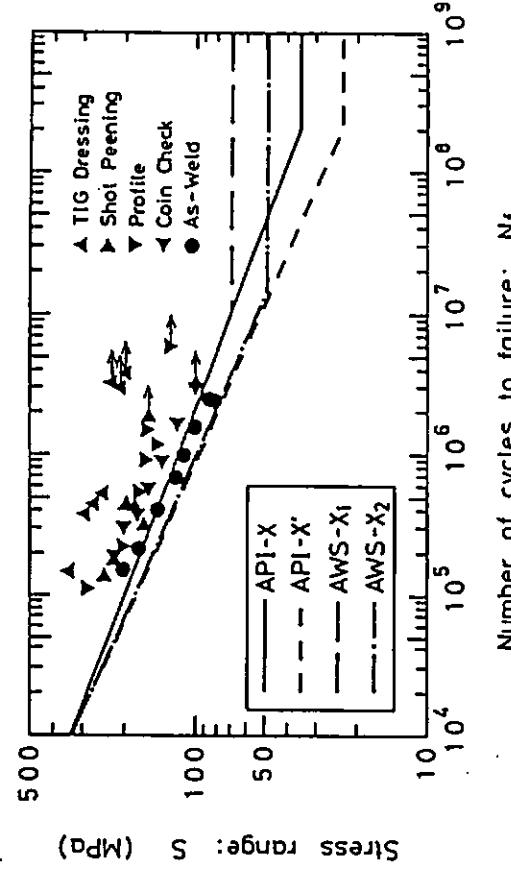


図 6.4.2 各溶接部補修法による疲労強度改善効果
注) Peening : Hammer Peening

Grinding : 砥石粒度 # 24, 止端曲率半径 3 mm

Number of cycles to failure: N_f

図 6.4.3 溶接部材の疲労設計曲線^{8), 9)}



Number of cycles to failure: N_f

図 6.4.4 各溶接部処理材の疲労試験結果と疲労設計曲線

参考文献

- 1) MIL-S-13165B. MILITARY SPECIFICATION, "SHOT PEENING OF METAL PARTS", 1966.
- 2) BIGNONNET, A., PICOUET, L., LIEURADE, H. P. and CASTEX, L., "THE APPLICATION OF SHOT PEENING TO IMPROVE THE FATIGUE LIFE OF WELDED STEEL STRUCTURES", STEEL IN MARINE STRUCTURES(SIMS), 1987, p. 669-678.
- 3) 金属表面技術協会編, "金属表面技術便覧", 1972, p. 1402-1404, 日刊工業新聞社.
- 4) HOFFMANN, K. and MUESGEN, B., "IMPROVEMENT OF THE FATIGUE BEHAVIOUR OF WELDED HIGH-STRENGTH STEELS BY OPTIMIZED SHOT PEENING", STEEL IN MARINE STRUCTURES(SIMS), 1987, p. 679-687.
- 5) BIGNONNET, A., "IMPROVING THE FATIGUE STRENGTH OF WELDED STEEL STRUCTURES." STEEL IN MARINE STRUCTURES(SIMS). 1987, p. 1-20.
- 6) 日本鋼構造協会, "止端加工による疲労強度向上法", JSSC レポート № 6, 1987.
- 7) 日本造船研究協会, "海洋構造物の疲労設計法および溶接部の品質に関する研究", 1991.
- 8) AMERICAN WELDING SOCIETY, "ANSI/AWS D1.1-90 STRUCTURAL WELDING CODE STEEL", 1990.
- 9) AMERICAN PETROLEUM INSTITUTE, "RECOMMENDED PRACTICE FOR PLANNING, DESIGNING AND CONSTRUCTING FIXED OFFSHORE PLATFORMS", API RP 2A, 17TH EDITION, 1987.

7. 鋼管継手の疲労強度評価法

7.1 緒論

海洋構造物には、断面性能および流体力の関係等から、円筒構造が数多く使用されていることもあります。今まで継手部疲労強度に関する研究は数多く行われてきた。これらの研究成果については国内外^{1), 2), 3)}である程度までまとめられている。

しかしながら、UK DEN⁴⁾, DnV⁵⁾, NK⁶⁾, API⁷⁾, AWS⁸⁾等の基準、規則等にはそれぞれ独自の疲労設計法が示されており、統一されていないのが実情である。

钢管継手の疲労強度上の影響因子としては、使用環境、継手形式、溶接部形状（止端部形状）、溶接部形状改善、板厚効果、残留応力等があげられる。本研究では、これまで系統的な研究がなされていない溶接部形状（止端部形状）を溶接まま、コインチェックおよびトウグラウンド継手の模型について定量化し、これらの応力分布への影響、疲労強度への効果等について検討、評価を行った。

钢管継手形式としてはT型（主管板厚31.8mm）、X型（主管板厚22mm）の2種類を選定し応力測定、疲労試験をした。また薄肉シェル要素によるFEM解析および立体要素を用いたズーミングモデルによるFEM解析により、溶接止端部近傍の応力解析を行い、試験計測結果、ホットスポット応力（UK DEN定義）、半経験公式（Kuang, Wordsworth / Smedley）との比較検討・評価も行った。さらに、钢管継手と平板継手の試験結果の比較・検討についても行った。

7.2 供試模型および試験方法

7.2.1 供試模型

(1) 模型形状

図7.2.1にそれぞれX型（PXシリーズ）、T型（PTシリーズ）の钢管継手模型の形状、寸法を示す。

PTシリーズの模型はUK DEN, DnVの钢管継手構造の疲労設計線図基準板厚である32mmと同じにしたものであり、PXシリーズは同じように平板継手構造の基準板厚である22mmを用いている。

(2) 供試鋼板

表7.2.1～7.2.2にそれぞれX型、T型钢管継手模型に使用した鋼板の化学成分および機械的性質を示す。本模型に使用した鋼板はTMCP型EH36キロ級鋼であり、冷間曲げ加工および溶接により製作した钢管を用いている。

(3) 溶接

溶接部開先形状はAWS D.1.1に準拠し、詳細は表7.2.3に示すものを目標値とした。同表には溶接積層順序についても示す。

溶接棒は第1層にLB52U(3.2mmφ), 第2層以後にはLB52NS(0.5%Ni-Ti-B系4mmφ, 5mmφ)を用い、下向き手溶接で継手模型を作成した。入熱量は15,000 J/cm以下（PXシリーズ）、30,000 J/cm以下（PTシリーズ）、予熱温度は室温（PXシリーズ）、66°C以上（PTシリーズ）にて溶接を行った。表7.2.4に溶接棒の化学成分を示す。

(4) 溶接止端部処理

溶接まま（PXW, PTWシリーズ）、コインチェック継手（PXF, PTFシリーズ）およびトウグラウンド継手（PXG, PTGシリーズ）の供試模型を作成した。ここでコインチェック継手は図7.2.2に示すように、アンダカット深さを0.3mm以下、22mm直径のコインをあてて1.6mm直径のワイヤが通らない様にしたものであり、またトウグラウンド継手は図7.2.3に示すように12mm直径のロータリーバーにて研削仕上げ処理をしたものである。なお、PXシリーズの模型では下部継手溶接部をグラインダー仕上し注目すべき継手部を上部のみとした。

7.2.2 試験方法

(1) 載荷方法

X型継手模型は、50トン電気油圧サーボ式疲労試験機にて支管の軸方向に荷重制御の完全片振り引張り載荷($R = 0$)、T型継手模型は、100トン電気油圧サーボ式疲労試験機にて支管の軸方向に荷重制御の完全両振り載荷($R = -1$)を行った。いずれの場合も疲労試験に先立ち疲労試験荷重にての静的載荷により、継手部近傍の歪計測を行った。

(2) 計測項目

歪分布(静的載荷)、サドル部の溶接止端部近傍での歪変化(疲労試験)、亀裂発生寿命(目視(N2)および5%歪低下計測による(N1))、板厚貫通寿命(内封空気圧低下計測による(N3))、破断寿命および亀裂発生点近傍でのシリコンゴム型による溶接部形状(フランク角、止端半径、アンダーカット、溶接脚長)の測定、定量化を行った。

なお、亀裂発生寿命(N1)を求めるために、PXシリーズでは各サドル部近傍の溶接止端部から3mmの位置に10度間隔でそれぞれ3点、PTシリーズ5mmの位置に5度間隔でそれぞれ6点づつ一軸歪ゲージを貼付し疲労試験中に歪変化を計測した。

7.3 鋼管継手部近傍の応力集中

7.3.1 応力計測、解析結果

実験に供した鋼管継手の応力・歪分布を評価するために静的載荷による歪計測および有限要素解析(薄肉シェル要素モデルおよび板厚、溶接部形状を考慮したサドル部近傍の立体要素によるズーミングモデル)を行った。

図7.3.1、図7.3.2にPXシリーズ、PTシリーズの模型についての薄肉シェルモデル解析による主管サドル部の応力分布を示す。原点は支管と主管の板厚中心の交点である。いずれの場合も交点に近づくにつれ応力増加の割合が大きくなるのが示されている。

PXシリーズのサドル部近傍の立体要素による解析モデルを図7.3.3に示す。サドル部の要素分割図および板表面での歪分布を止端半径、 $\rho = 1\text{ mm}$ および $\rho = 6\text{ mm}$ モデルについてそれぞれ図7.3.4、図7.3.5に示す。

図7.3.6には、サドルライン上での歪分布の詳細をそれぞれのモデルについて境界条件として変位を与えた場合、および内力を荷重として与えた場合について示す。境界条件を同種とした場合、止端から約2mm以上離れた位置での歪分布はほぼ一致している。一方、止端から2mm内および溶接ビードにかけては明らかに止端半径、削り込み深さの影響が大きく出ている。止端半径 $\rho = 1\text{ mm}$ の場合、削り込み深さ0.3mmにより、表面歪が一部分低下するのが示されている。荷重伝達の機構から当然といえる。

ピーク値を比較すると、 $\rho = 6\text{ mm}$ で 68.8μ 、 $\rho = 1\text{ mm}$ で 111.9μ と1.62倍となっている。それぞれのホットスポット歪(DEn定義)との比では、1.96、3.24で1.65倍である。ここで、曲げを受けるT型平板継手に対する応力集中係数の辻の式⁹⁾を準用し、その比を求めると1.49倍となり、比較的合っているといえる。さらに、辻の式で $\rho = 3\text{ mm}$ とすると、 $\rho = 1\text{ mm}$ の1.15倍となる。

以上のことから、ピーク応力等を立体要素により求めるには実際の溶接部形状を厳密にモデル化することが必要となる。しかしながら、実際の溶接部形状はランダムであり、この方法によるピーク応力の評価及びこれに続く疲労設計は実際的とはいえない。

図7.3.7には、表面で応力がピークとなる要素を含む板厚方向の歪分布を示す。明らかに曲げ応力状態であり、しかも溶接側表面近傍では、応力勾配が大きく変化し、平板継手の曲げ応力状態の解析結果と同様の傾向を示している。

FEM解析結果と実験計測値との比較をPXシリーズについては図7.3.8～10に、PTシリーズについては図7.3.

11～13にそれぞれ単位荷重（1 ton）当りの歪量として示す。

図7.3.8～10にはPXシリーズの、立体要素モデルでの解析結果（内力境界条件）と、シェル要素による解析結果を実際のモデルの溶接脚長を考えた仮想溶接止端部に読みかえた結果および実測値の比較を示す。溶接止端部から4～5mm以上の部分では、良く合っていることが示されている。しかしながら、ビード上の歪分布は解析値と実測値は合わない。

図7.3.11～13に示すPTシリーズでは、シェル要素による解析結果と実測値を比較すると、分布傾向は合っているが絶対値は計測値でやや大きくなっている。

7.3.2 ホットスポット応力

鋼管継手の相貫部では前述のように応力集中が生じ、またこの応力集中率は溶接部の形状等により大きく異なり特定出来ず、海洋構造物の疲労設計ではこの影響を除したホットスポット応力が用いられることが多い。しかしながら、このホットスポット応力の評価は種々提案されており統一されていない。

相貫部の応力分布は主に次の3つの成因により生じると考えられる⁴⁾。

1. 梁、柱として挙動することによる応力（nominal stress）
2. 相貫部の変形の適合条件を満足する変形による応力（geometric stress）
3. 相貫部の钢管表面に生じる局部変形による応力（notch stress）

UK DEN⁴⁾ではホットスポット応力として上述の notch stress を除外した応力を基準とし、評価点近傍の2点の線形外挿によって求まる応力としている。この応力の定義を図7.3.14(a), (b)に示す。

DnVのガイダンスノート⁵⁾では溶接によるノッチ効果を除いた溶接止端部における溶接線に直角な方向に生じる応力とし、単純継手に対しては応力集中係数算定の推奨式を示している。

NKの検査要領の参考資料⁶⁾では上述の1., 2を考えた巨視的な幾何形状による弾性応力集中係数と、3.に相当する溶接止端部の形状等による微視的な弾性応力集中係数（溶接ままの場合2.6、適当な溶接後処理の場合1.8）を用い、塑性域では局部塑性歪まで評価するホットスポット歪による方法を示している。

API PR 2A⁷⁾では、パイプ相貫部隅肉溶接継手の止端から6mmないし $0.1\sqrt{TT}$ の範囲に溶接線に直角に貼付したゲージの値あるいは、それに相当した計算値と定義している。この方法も上述の3.の効果を除外したものといえる。ほかにBV, AWS⁸⁾, ASMEによるものもある。

単純な補強なし钢管継手（T, Y, K, X 継手）については、応力集中率を算出する経験式が種々提案されており、DnVではこれらの提案式に基づき推奨式⁵⁾を提示している。

本研究の実験模型に相当するX継手（PXシリーズ）、T継手（PTシリーズ）についてのサドル部主管側の応力集中係数算定式を以下に示す。

X継手（軸荷重モード）に対して

• Wordsworth/Smedley の式

$$KS = 1.7 \cdot r \cdot \tau \cdot \beta \cdot (2.42 - 2.28 \cdot \beta^{2.2}) \cdot \sin^{\beta^2} (15 - 14.4 \cdot \beta) \theta$$

- diameter ratio $\beta = d / D$

- chord stiffness $r = R / T$

- wall thickness ratio $\tau = t / T$

- gap parameter $p = g / D$

- chord outside diameter D

- brace outside diameter d

- chord wall thickness T

- brace wall thickness t

- brace inclination angle θ

- gap between braces g

ただし、上式は各パラメータが下記の範囲内にある場合に有効である。

$$12 \leq r \leq 32$$

$$0.13 \leq \beta \leq 1.0$$

$$0.25 \leq \tau \leq 1.0$$

$$30^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$$

• DnV の式

上述の式に対し、 $1.35 / 1.7$ 倍したものを応力集中率とする。

T 継手（軸荷重モード）に対して

• Kuang の式 (DnV 式も同じ)

$$SCF = 2.060 \cdot r^{0.808} \cdot e^{-1.2\beta^3} \cdot \tau^{1.333} \cdot \alpha^{0.057} \cdot \sin^{1.694} \theta$$

$$8.3 \leq r \leq 33.3$$

$$0.3 \leq \beta \leq 0.88$$

$$0.2 \leq \tau \leq 0.8$$

$$3.3 \leq \alpha \leq 20$$

$$0^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$$

• Wordsworth/Smedley の式

$$KS = r \cdot \tau \cdot \beta \cdot (6.78 - 6.42 \cdot \beta^{1/2}) \cdot \sin^{(1.7 + 0.7 \cdot \beta^3)} \theta$$

$$12 \leq r \leq 32$$

$$0.13 \leq \beta \leq 1.0$$

$$0.25 \leq \tau \leq 1.0$$

$$8 \leq \alpha \leq 40$$

$$30^\circ \leq \theta \leq 90^\circ$$

ここでKuangの式は板厚、溶接部を考慮しない有限要素法解析に基づいて求めたものであり、応力評価位置は主管、支管の板厚中心の相貫部である。またWordsworth/Smedley の式はアクリル製模型（溶接部は考慮せず）による2ヶ所のゲージ計測結果の止端部への外挿に基づいて求められたものである。DnV のX 継手に対する修正式は溶接部の脚長を考慮して提示されたもので約21%減じている。

以上で示した応力集中係数式で算出した値を表 7.3.1 に示す。応力集中係数は（ホットスポット応力 / 支管の公称応力）を示す。ここでUK DEN は実測値に基づいて算出された値である。X 継手についてはUK DEN と DnV 式がほぼ一致し、T 継手ではUKDEN と Kuang (DnV も同じ) が良く合っている。表中 FEM 値は薄肉 シェル要素モデルの解析値を相貫部まで外挿したものである。

2 点の実測値の外挿で得られたUK DEN 定義のホットスポット応力集中係数は溶接まま継手 (**W-*) , コインチェック継手 (**F-*) およびトウグラウンド継手 (**G-*) 間ではほぼ一様であり、溶接止端部の形状の違いによる効果はほとんど見られず、外挿のための 2 点の位置の妥当性が確認出来る。

7.4 鋼管継手の疲労試験結果と考察

7.4.1 疲労試験結果

疲労試験条件および結果をPXシリーズについて表7.4.1に、PTシリーズについて表7.4.2に示す。表中PXW-*、PTW-*は溶接まま継手、PXF-*、PTF-*はコインチェック継手およびPXG-*、PTG-*はトウグラウンド継手である。また、ホットスポット応力範囲はUK DENの定義により求めたものであり、N1は溶接止端部近傍の5%歪低下時の繰り返し数、N3は封入空気圧(1kgf/cm²)が低下しはじめる時の繰り返し数、N4は変移振巾が30%増加した時の繰り返し数とした。なお、PTG-3'はPTG-3の再負荷試験の結果である。

N1計測の1例としてPXG-4について図7.4.1(a), (b)に示す。図中には亀裂長さについても示してある。

図7.4.2～7.4.3には主管側サドル部近傍の溶接止端部形状について、フランク角と止端半径の関係について、PXシリーズ、PTシリーズそれぞれの実測値を示す。また、アンダーカットを無視した場合のコインチェックでの合否の境界線を示している。疲労強度との相関については後述する。

7.4.2 亀裂発生寿命

図7.4.4にUK DEN定義に基づくホットスポット応力を用いた△σh-N1線図を示す。PXシリーズ(板厚22mm)ではコインチェック、トウグラウンドの止端処理効果が見られるのに対し、PTシリーズ(板厚31.8mm)では溶接ままとコインチェックに差がないが、トウグラウンドの止端処理では効果が大きくPXシリーズよりも高寿命となっており、板厚効果が全く見られないのが特徴である。長寿命側でより顕著にこの傾向が出ているが、これは平均応力の影響のためと考えられる。溶接ままとコインチェックに差がないのは図7.4.5に示すUK DENデータ(板厚32mm)でも見られる。

図7.4.6(a)～7.4.6(b)にPXシリーズについての初期の亀裂発生位置でのフランク角と止端半径との相関、およびアンダーカットとフランク角との相関を示す。なお、トウグラウンド処理での削り込みについてはアンダーカットがないものとした。図中には平板継手の曲げ荷重に対する応力集中係数算定式⁹⁾により傾向線を示してある。模型のフランク角範囲では応力集中係数の変化は非常に小さいといえる。

図7.4.7(a)～7.4.7(b)にPTシリーズについて示す。

以上の図から総合的に判断すると、止端半径が大きくかつアンダーカットが小さくなることにより、亀裂発生寿命が長くなることがいえる。フランク角の影響は見られない。

トウグラウンド継手の場合、削り込み深さの実測値の最大値は約0.4mm程度である。PXF-4はアンダーカットが0でρ=3mmであるが、PXG(トウグラウンド)とはほぼ同じ寿命であり、また前述の式による応力集中係数の比(15%増)を考えれば、止端半径3mm以上、削り込み深さ0.4mm以下をトウグラウンドの処理条件とするのが妥当と考えられる。

歪ゲージ出力低下による亀裂発生寿命(N1)と目視亀裂発生寿命(N2)の比較を図7.4.8に示す。大小関係は一定していない。亀裂発生の予想位置(ゲージ貼付位置)と実際の発生位置とが異なること等により差が生じるためと考えられる。

板厚貫通時の亀裂長さは、サドル部から発生してほぼクラウン部までに達している。

図7.4.9～7.4.10にT字型平板継手(曲げ試験)と钢管継手についてのS-N線図を示す。縦軸の応力範囲は平板継手の場合公称応力を用い、钢管継手ではDENのホットスポット応力を用いている。図7.4.9の平板継手は溶接ままのもので、同じ板厚のPXシリーズの溶接ままおよびコインチェック継手とアンダーカットを考慮して比較すれば良く合っているといえる。

図7.4.10の平板継手は、Pは溶接ままの状態でJOQSのビード形状、アンダーカット深さを満足する継手であり、Fは溶接ままの状態でコインチェックの基準もアンダーカット深さ(d<0.25mm)も満足しない継手を手直しコインチェックを満足させたものである。PXシリーズでは、アンダーカットを満足する継手と満足しない継手

の差が顕著であり、平板継手をほぼ平均値としている。

7.4.3 板厚貫通寿命

DEn定義のホットスポット応力と板厚貫通寿命(N3)との相関を $\Delta\sigma_h - N3$ 線図として図7.4.11に示す。亀裂発生寿命(N1)と同様にPXシリーズ(板厚22mm)ではコインチェック、トウグラウンドの止端処理効果が見られるのに対し、PTシリーズ(板厚31.8mm)では溶接ままとコインチェックでは差がなく、トウグラウンドの場合処理効果が大きくなっている。しかも長寿命側では板厚の小さいPXシリーズよりも高強度となっている。溶接ままとコインチェックの結果からは、PXシリーズとPTシリーズでは板厚効果があり、トウグラウンドの結果からは板厚効果が無いことおよび平均応力の効果があることがいえる。図中には、UK DEnの試験データ回帰式および設計線図も示しているが、PXシリーズの溶接ままおよびPTシリーズの溶接まま、コインチェック結果はほぼ平均値上にある。PTシリーズのトウグラウンド改善効果は、UK DEnで考えている2.2倍の寿命線図よりもかなり大きく、約5倍となることが示されている。一方、PXシリーズでは溶接ままとトウグラウンド継手の寿命比は約2倍とUK DEn推奨値程度である。

ここでトウグラウンド継手の場合板厚効果が無いものとすれば、22mmのトウグラウンド継手の平均値と止端処理なしの31.8mm継手の平均値との比は約3.3倍となる。

図7.4.12には、UK DEnデータ(板厚32mm)のコインチェックの合格、不合格についての試験結果を示す。PTシリーズと同じく、コインチェックの効果が無いことを示している。

溶接止端部の形状と疲労強度の相関をみると、明らかに止端半径が大きくアンダーカットが無いトウグラウンド継手の強度が大きくなっている。しかしながら、PXシリーズのコインチェック継手はトウグラウンドと同程度の効果を示しており、この関係がはっきりしない。設計上の線図としては、このPXシリーズのコインチェック効果を無視し、溶接ままとトウグラウンド処理の効果を考えるのが妥当であり、前述のように止端半径3mm以上、削り込み深さ0.4mm以下をトウグラウンドの処理条件とすることが適当といえる。

図7.4.13にNKの設計線図と試験結果との比較をしめす。NKの線図は充分に安全側にある。

亀裂発生寿命(N3-N1)とホットスポット応力との線図を図7.4.14に示す。PXシリーズではいずれの場合も差は小さい傾向にあり、亀裂発生寿命程の効果が出ていない。PTシリーズではトウグラウンド効果が見られる。

亀裂発生寿命と板厚貫通寿命の比を図7.4.15に示す。データは、0.04~0.5の間に大きく散らばっているが傾向として溶接まま、コインチェック、トウグラウンドの順に大きくなっている。

図7.4.16~7.4.17にT型平板継手(曲げ試験)と鋼管継手についての板厚貫通寿命の比較を示す。平板継手は公称応力、钢管はUK DEnのホットスポット応力を用いている。図7.4.16で溶接ままをアンダーカットを考慮して比較すると、钢管継手がわずかながら高強度となっているが、比較的合っているといえる。

図7.4.17の平板継手はPはJOQSのビード形状、アンダーカット深さを満足する継手であり、Fはコインチェックもアンダーカット深さ($d < 0.25\text{mm}$)も満足しない継手であるが、前図と同じように钢管継手が高強度となっている。

7.5 結論

本研究では、海洋構造物で多く用いられる钢管継手構造の代表的な型式であるX継手、T継手について疲労強度試験を行うとともに、継手相貫部の溶接形状の定量化をも試み、その相関についても検討、調査を行った。

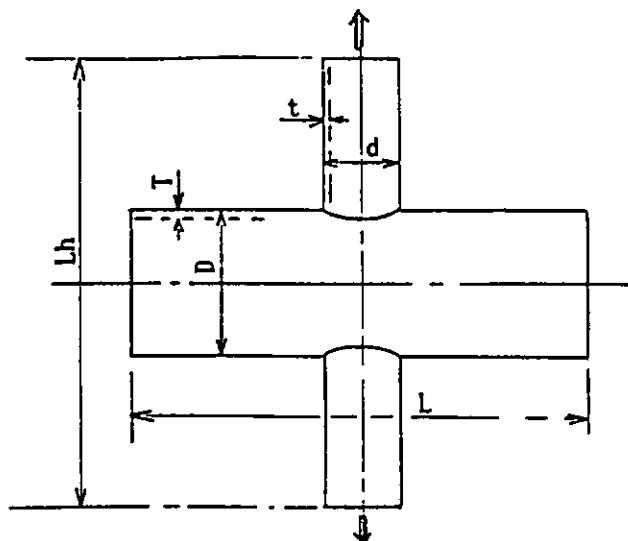
さらに薄肉シェル要素および、溶接部形状を考えた立体要素を用いた有限要素法解析も実施し、試験結果との比較検討を行った。その結果、以下の結論を得た。

- (1) X継手の実測歪と有限要素法解析値(シェル要素モデル、立体要素モデル)とは止端から約4~5mm以上離れば良く合い、また止端部の溶接形状の影響が除かれることを確認した。

- (2) X 継手において、溶接止端部から溶接ビード上の実測値と解析値のくい違いは大きく、溶接形状を考えてピーク歪（応力）を解析的に求めるのは実際的でない。
- (3) X 継手のサドル部における板厚方向の応力分布は曲げ応力状態であり、しかも溶接側表面では応力勾配が急激に大きくなり、平板継手の曲げ応力状態と同様の傾向を示す。
- (4) UK DEN 定義から得られる主管サドル部のホットスポット応力は、溶接部の形状と関係なくほぼ一定となり妥当な方法と考えられる。また、X 継手、T 継手についての DnV の推奨公式は、UK DEN のホットスポット応力とほぼ同じ結果を与えることが判明した。
- (5) 5 % 歪低下に基づく亀裂発生寿命と目視亀裂発生寿命の関係は一定していない。これは歪ゲージ貼付位置と亀裂発生位置とのずれ等が原因と考えられる。
- (6) 亀裂発生寿命 (N1) は、溶接止端半径およびアンダーカットとの相関が大であり、止端半径が大きく、アンダーカットが小さくなるにつれ高寿命となる。また、トウグラウンド継手の条件としては、止端半径 3 mm 以上、削り込み深さ 0.4 mm 以下が適当である。
- (7) 鋼管継手（ホットスポット応力）と平板継手（公称応力）の亀裂発生寿命は、ほぼ同一線図となる。
- (8) 板厚貫通寿命は UK DEN のデータと良く一致し、UK DEN の設計線図も妥当であると考えられる。また、PT シリーズ（板厚 31.8 mm）では溶接ままとコインチェック継手の強度差は見られないことが確認された。溶接ままとトウグラウンド継手の強度差は、DEN の推奨値より大きい傾向にある。トウグラウンド継手では、X 継手（板厚 22 mm）と T 継手（板厚 31.8 mm）の疲労強度は厚板で高強度となっており、通常の板厚効果はほとんどない。
- (9) 鋼管継手と平板継手の板厚貫通寿命は、鋼管継手で若干長寿命となっている。

参考文献

- 1) 日本溶接協会塑性設計研究委員会パイプ構造小委員会編，“海洋パイプ構造物の構造強度研究における最近の進歩” JWES-PD- 8501, 1985.
- 2) Almar-Naess, A., "Fatigue Handbook", Tapir, Norway, 1985.
- 3) Department of Energy, UK, "Background to New Fatigue Design Guidance for Steel Welded Joints in Offshore Structures", 1984.
- 4) Department of Energy, UK, "Offshore Installations : Guidance on Design and Construction" April 1984.
- 5) Det Norske Veritas, Norway, "Fatigue Strength Analysis for Mobile Offshore Units" Classification Notes, No 30. 2, August 1984.
- 6) 日本海事協会“鋼鉄規則等の検査要領集 一付録 P1 「強度計算に関する参考資料」” 1991.
- 7) API, USA, "API Recommended Practice for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms" API RP 2A, 17th edition, 1987.
- 8) AWS, USA, "Structural Welding Code", D1.1 - 88, 1988.
- 9) 辻 勇 “非荷重伝達型すみ肉溶接継手の止端部の応力集中係数の推定式” 西部造船会会報, Vol. 80, 1990.



X型 (PXシリーズ)

$$D = 500.0 \text{ mm}, \quad T = 22.0 \text{ mm}.$$

$$d = 250.0, \quad t = 16.0,$$

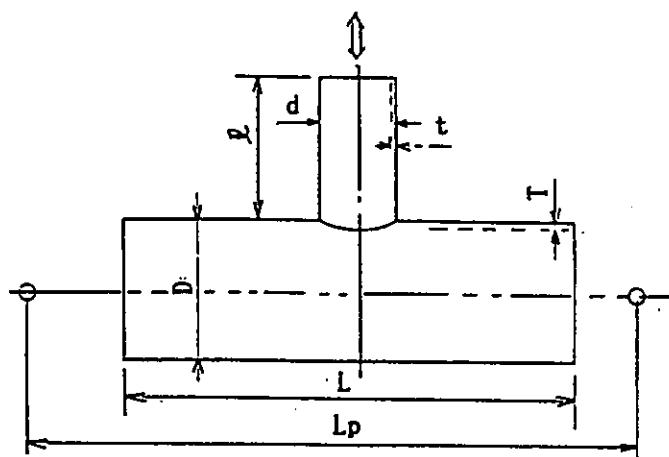
$$L = 1500.0, \quad L_h = 1700.0$$

応力集中率

$$K_t = 13.6 \text{ (after Wordsworth)}$$

$$= 10.8 \text{ (after DnV)}$$

溶接止端処理	<table border="0"> <tr> <td>As-welded</td><td>(PXW)</td></tr> <tr> <td>Coin-checked weld</td><td>(PXF)</td></tr> <tr> <td>Toe-ground weld</td><td>(PXG)</td></tr> </table>	As-welded	(PXW)	Coin-checked weld	(PXF)	Toe-ground weld	(PXG)
As-welded	(PXW)						
Coin-checked weld	(PXF)						
Toe-ground weld	(PXG)						



T型 (PTシリーズ)

$$D = 914.4 \text{ mm}, \quad T = 31.8 \text{ mm}.$$

$$d = 457.2, \quad t = 15.9,$$

$$L = 2650.0, \quad L_p = 3710.0, \quad \ell = 1300.0$$

応力集中率

$$K_t = 6.45 \text{ (after Kuang)}$$

$$= 8.05 \text{ (after Wordsworth)}$$

溶接止端処理	<table border="0"> <tr> <td>As-welded</td><td>(PTW)</td></tr> <tr> <td>Coin-checked weld</td><td>(PTF)</td></tr> <tr> <td>Toe-ground weld</td><td>(PTG)</td></tr> </table>	As-welded	(PTW)	Coin-checked weld	(PTF)	Toe-ground weld	(PTG)
As-welded	(PTW)						
Coin-checked weld	(PTF)						
Toe-ground weld	(PTG)						

図 7.2.1 鋼管継手模型形状、寸法

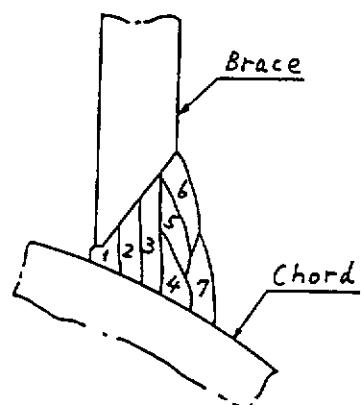
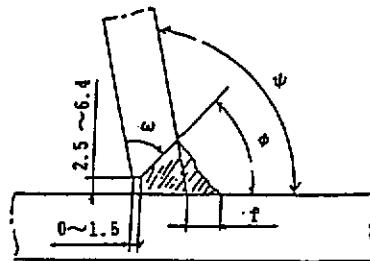
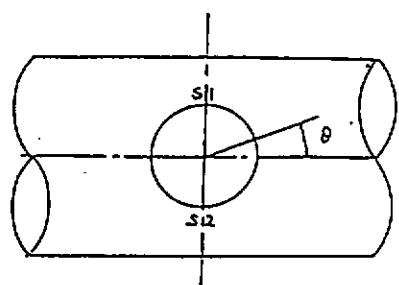
表 7.2.1 供試鋼板の化学成分、機械的性質 (PX シリーズ)

試験体	材料	化学成分 (%)					耐力 (MPa)	引張強さ (MPa)	伸び (%)
		C	Si	Mn	P	S			
十字型 (PX)	主管材 ($t=22.0$)	0.10	0.35	1.45	0.021	0.004	398.9	514.5	25.0
	支管材 ($t=16.0$)	0.10	0.35	1.45	0.021	0.004	400.8	497.8	28.0

表 7.2.2 供試鋼板の化学成分、機械的性質 (PT シリーズ)

試験体	材料	化成分 (%)					耐力 (MPa)	引張強さ (MPa)	伸び (%)
		C	Si	Mn	P	S			
T字型 (PT)	主管材 ($t=31.8$)	0.06	0.28	1.51	0.009	0.002	410.6	529.2	25.0
	支管材 ($t=15.9$)	0.06	0.27	1.51	0.008	0.002	424.3	525.3	28.0

表 7.2.3 開先加工形状および溶接部形状



θ (度)	0	46	60	90
ψ (度)	90	105	112	120
ϕ (度)	50	60	60	60
ω (度)	40	45	52	60
f (mm)	10	7.5	6.7	5.5

表 7.2.4 溶接棒の化学成分 (%)

溶接棒	成分	C	Si	Mn	P	S	Ni	Ti	B
LB52U		0.08	0.64	0.86	0.012	0.010	-	-	-
LB52NS		0.08	0.40	1.38	0.012	0.007	0.48	0.023	0.0021

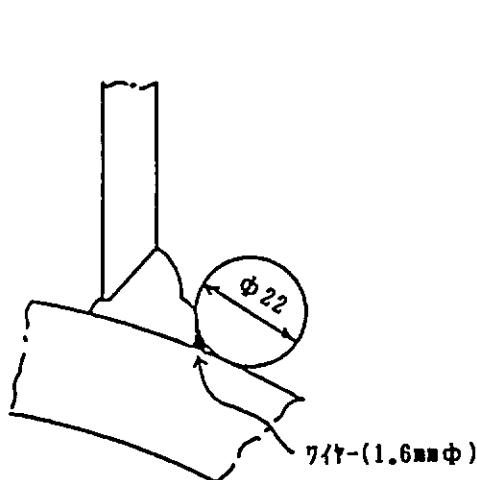


図 7.2.2 コインチェック方法

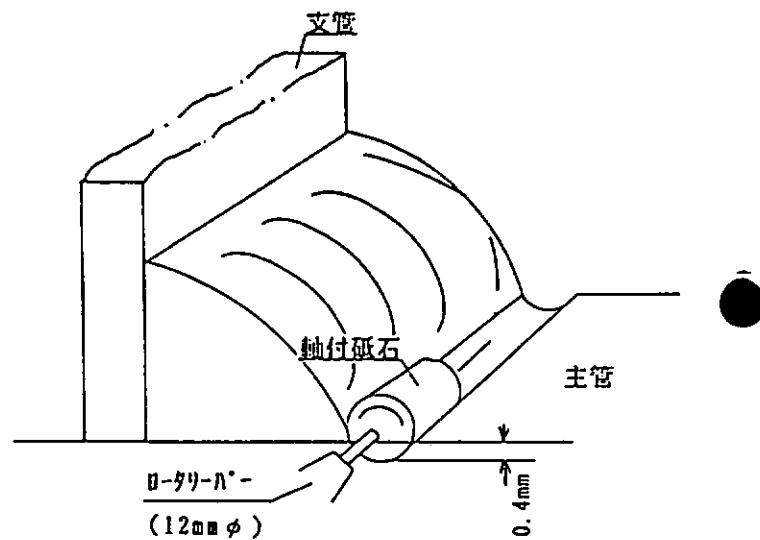


図 7.2.3 止端グラインダー研削仕上げ方法

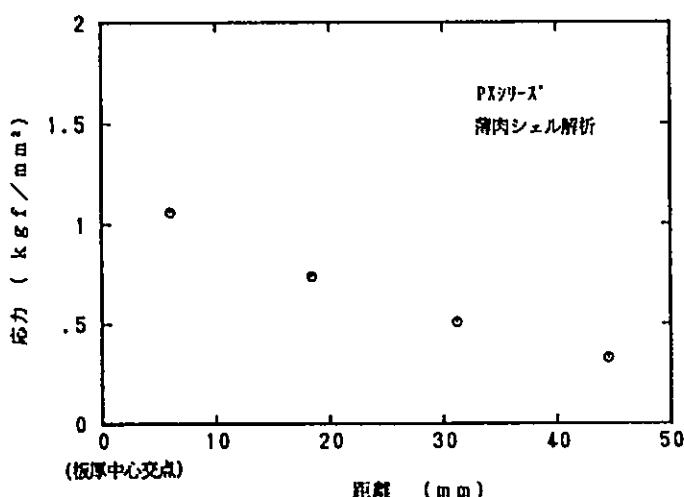


図 7.3.1 サドルライン上止端部近傍の応力分布

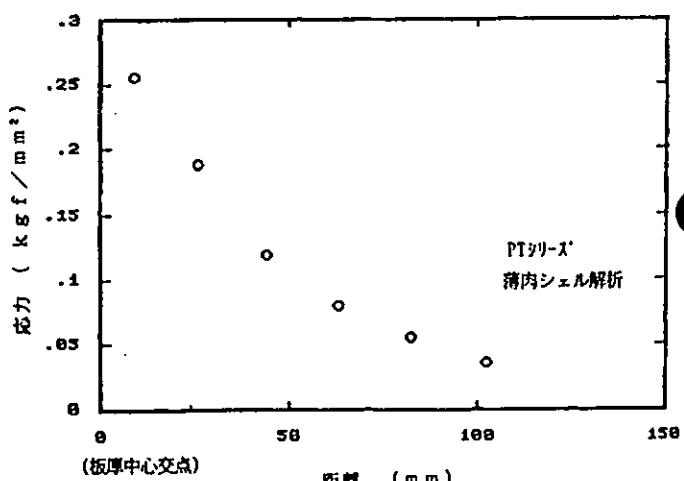


図 7.3.2 サドルライン上止端部近傍の応力分布

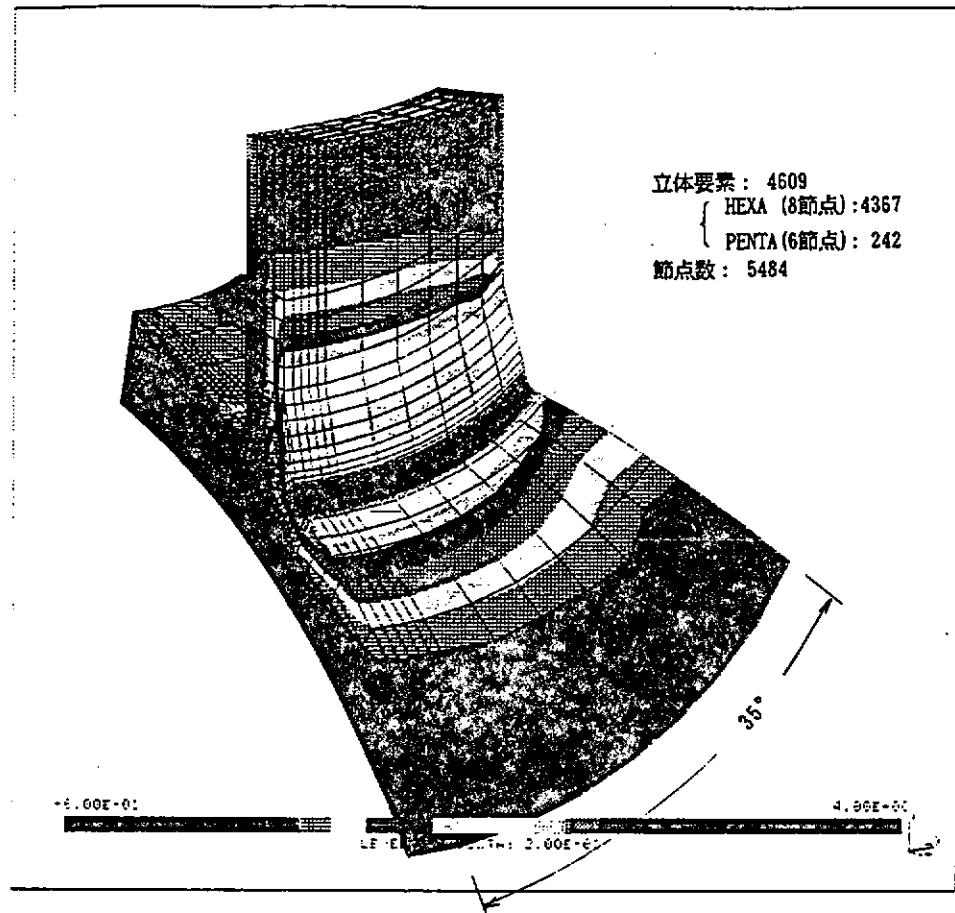


図 7.3.3 ズーミング立体要素モデル

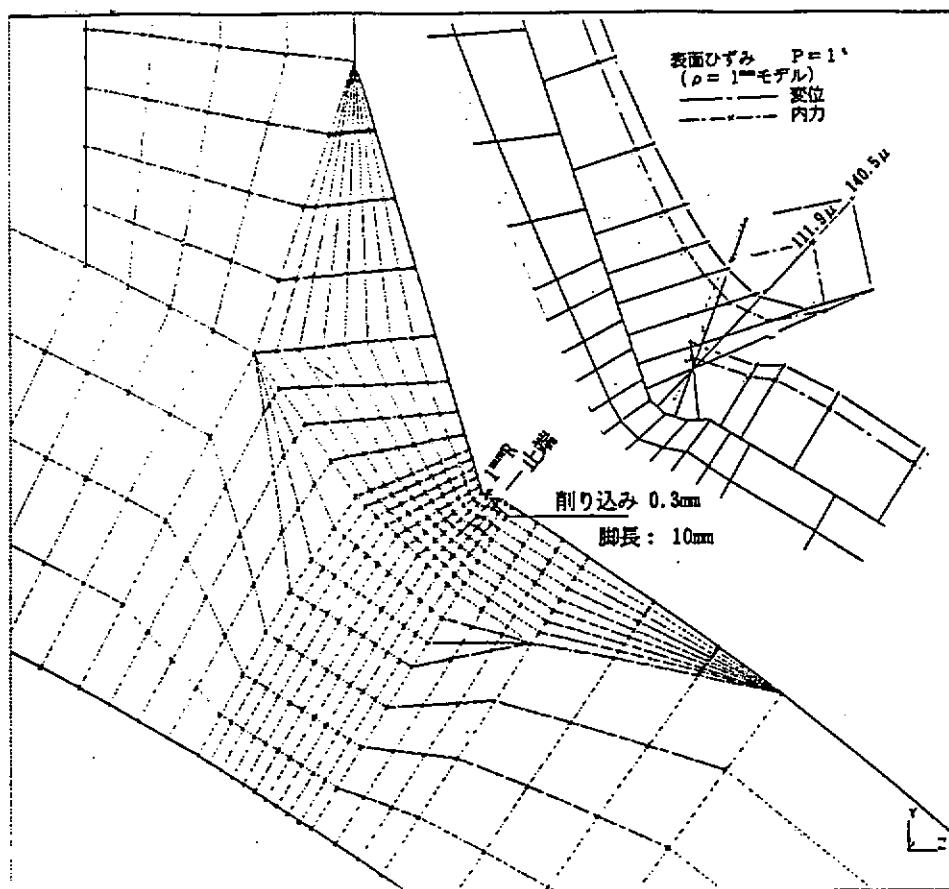


図 7.3.4 サドルライン上止端部近傍要素分割図 ($\rho = 1 \text{ mmR}$)

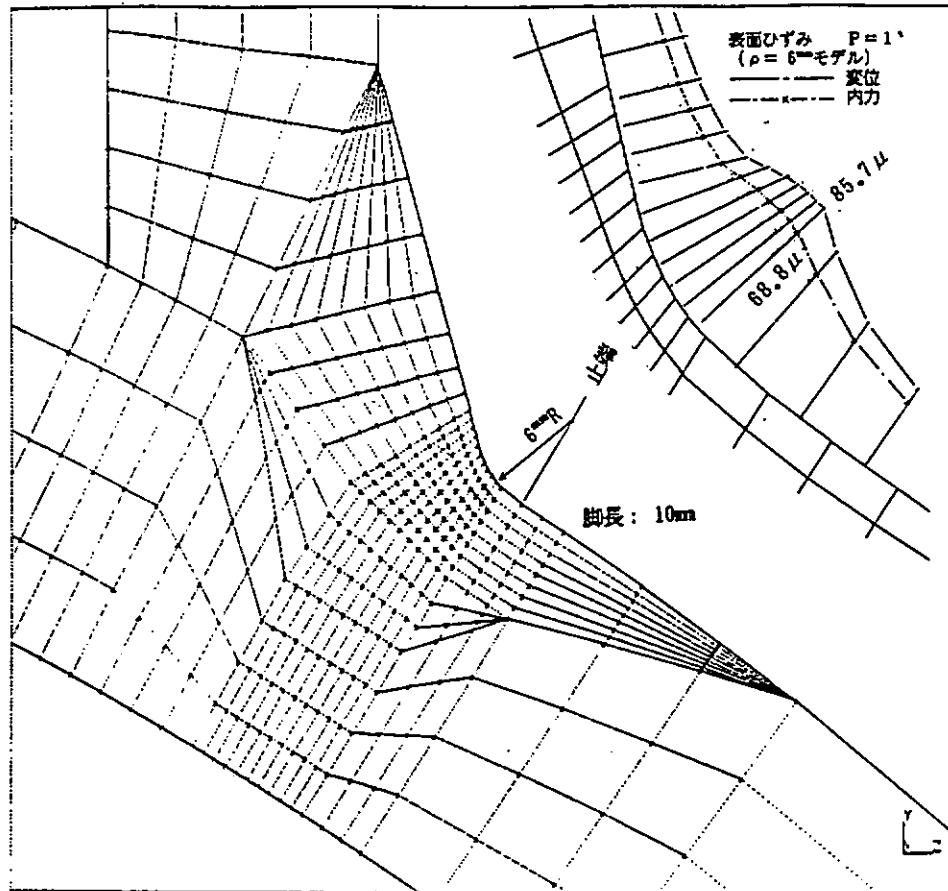


図 7.3.5 サドルライン上止端部近傍要素分割図 ($\rho = 6 \text{ mmR}$)

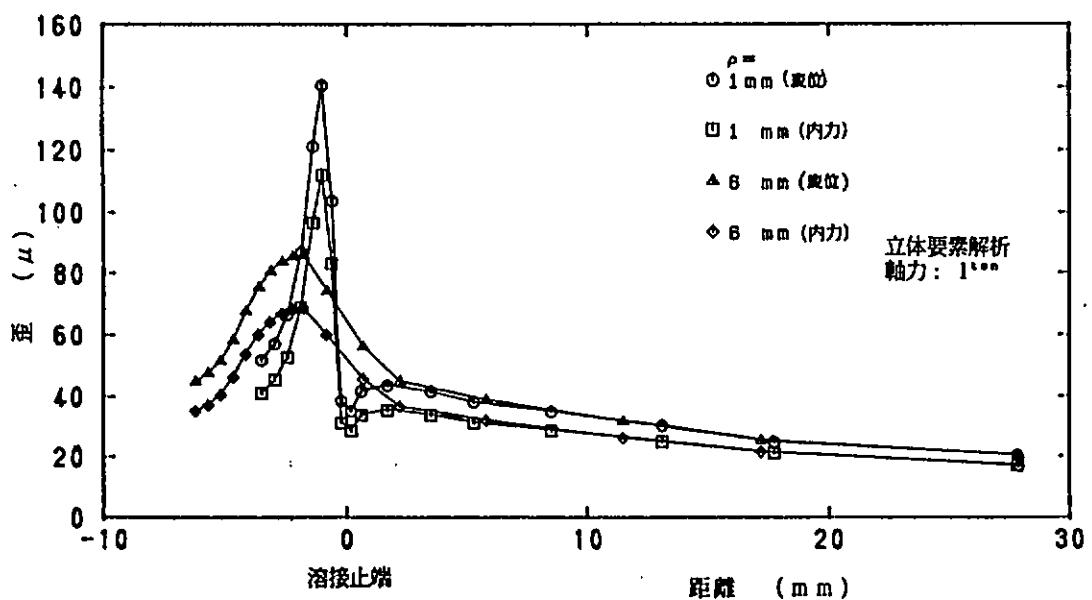


図 7.3.6 表面ひずみ分布

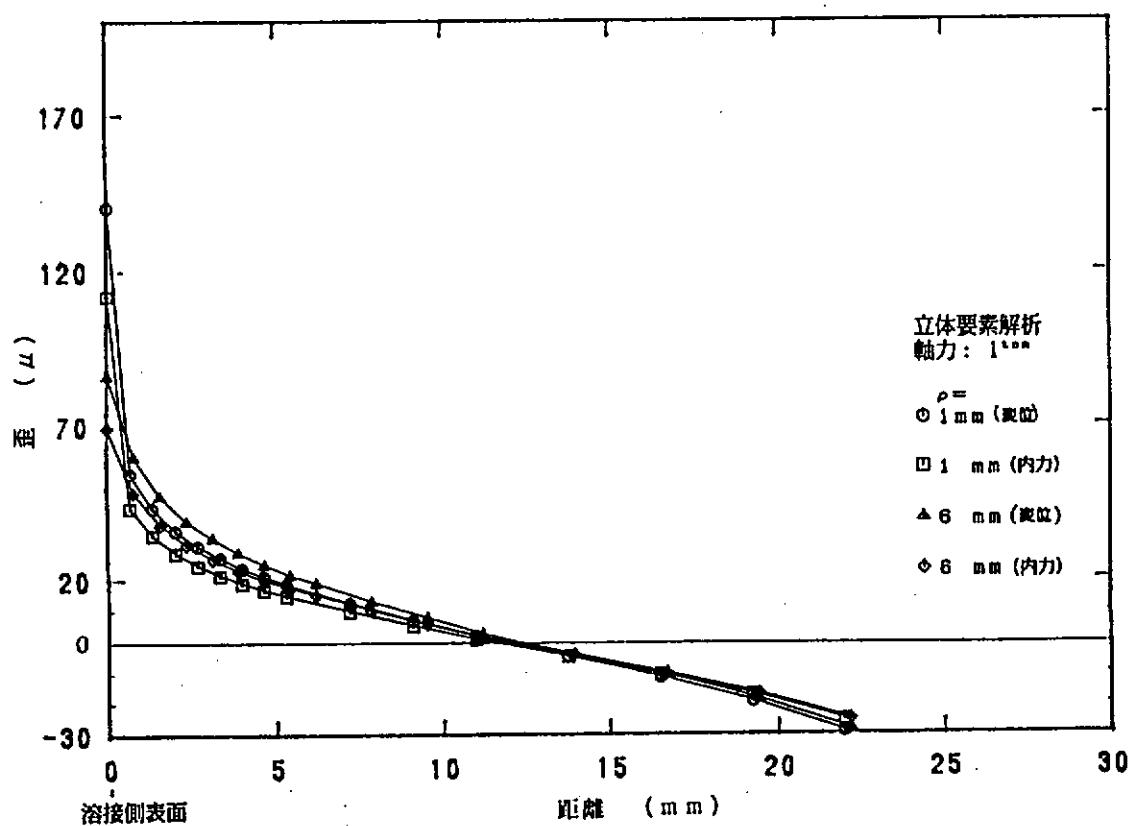


図 7.3.7 板厚方向ひずみ分布 (FEM)

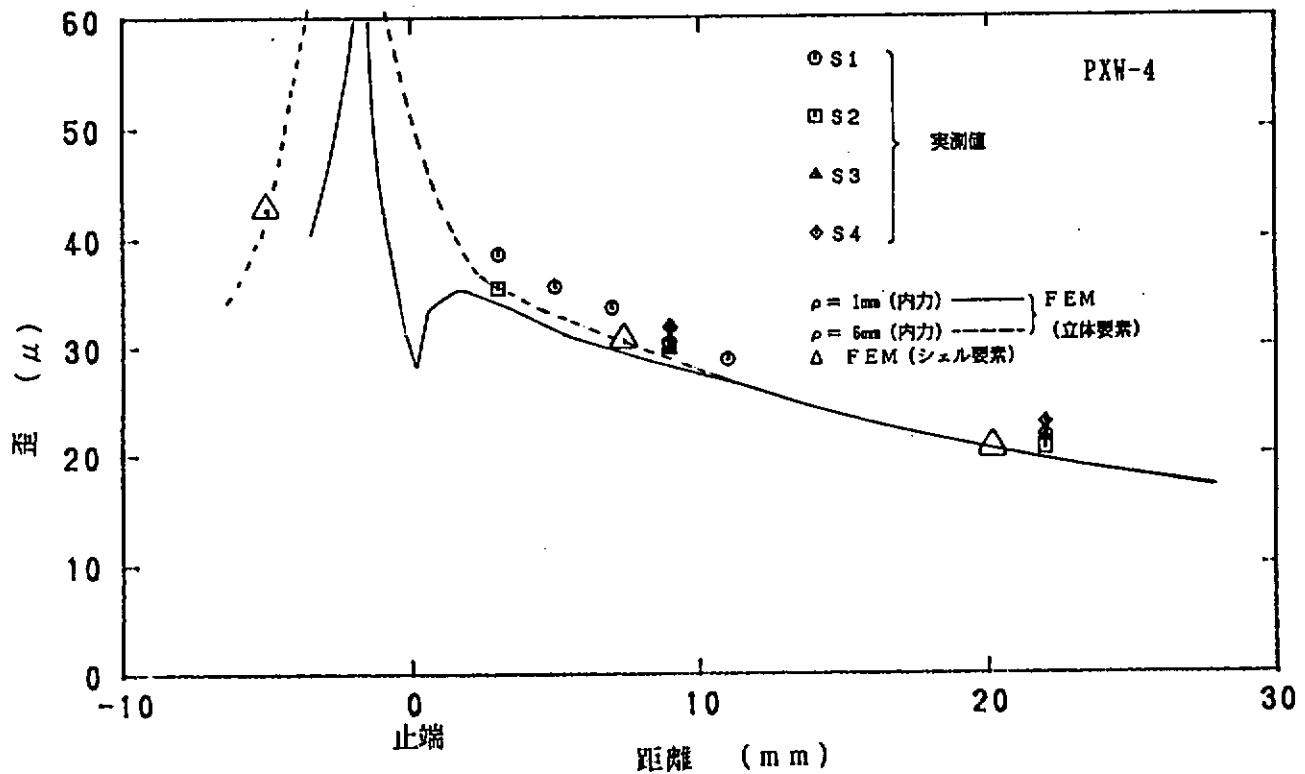


図 7.3.8 表面ひずみ分布比較

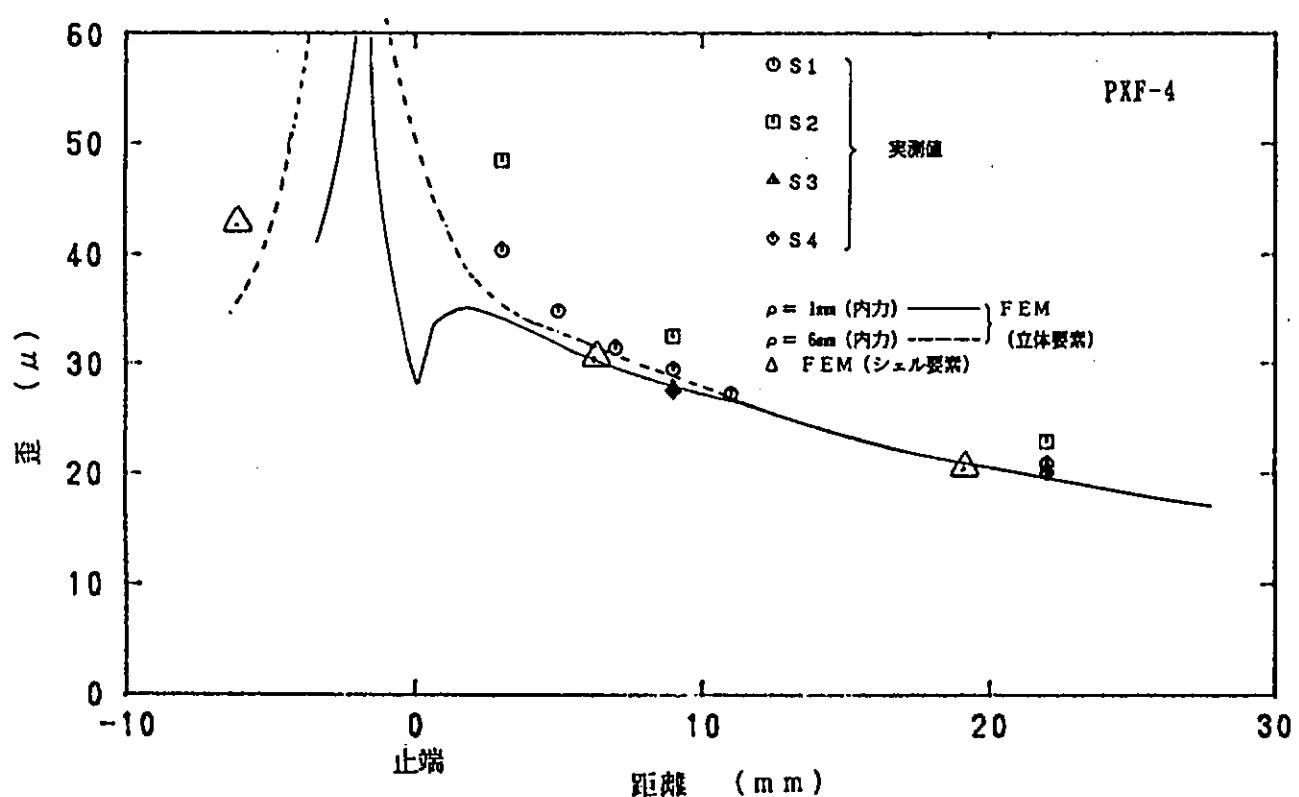


図 7.3.9 表面ひずみ分布比較

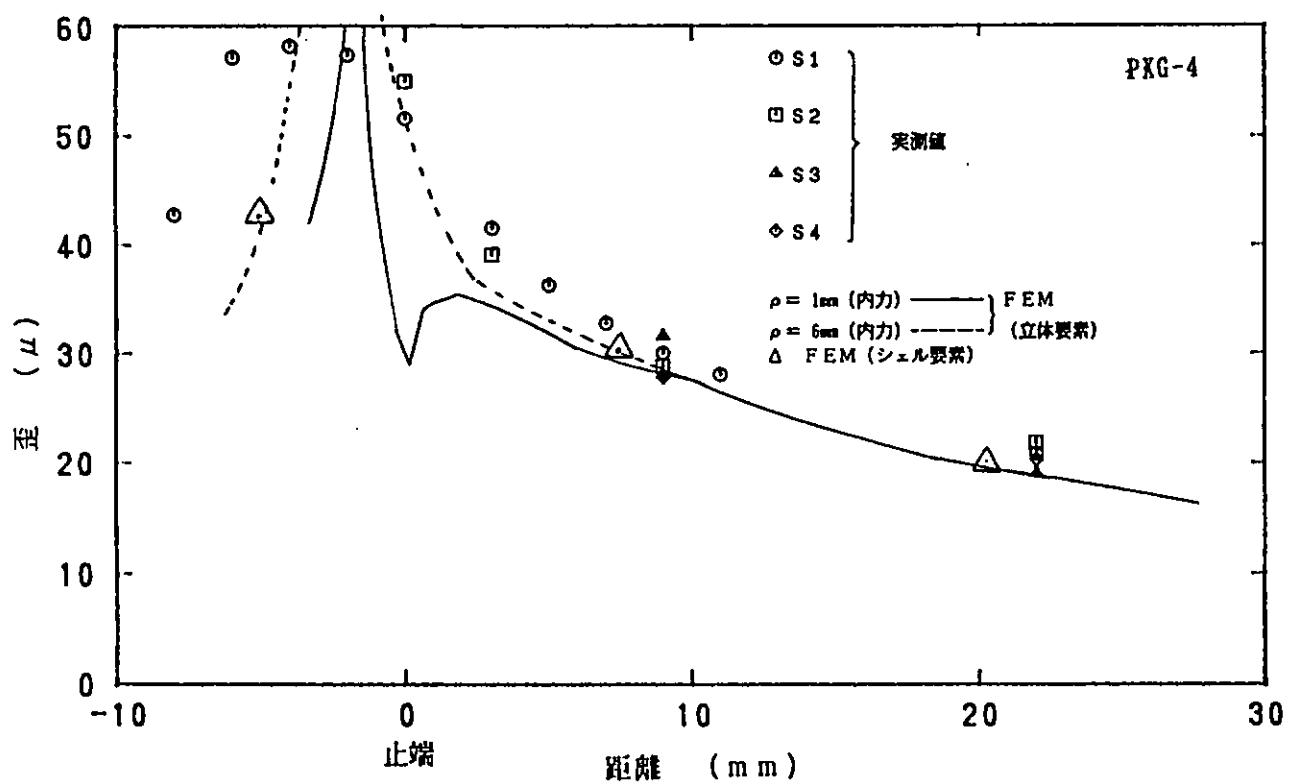


図 7.3.10 表面ひずみ分布比較

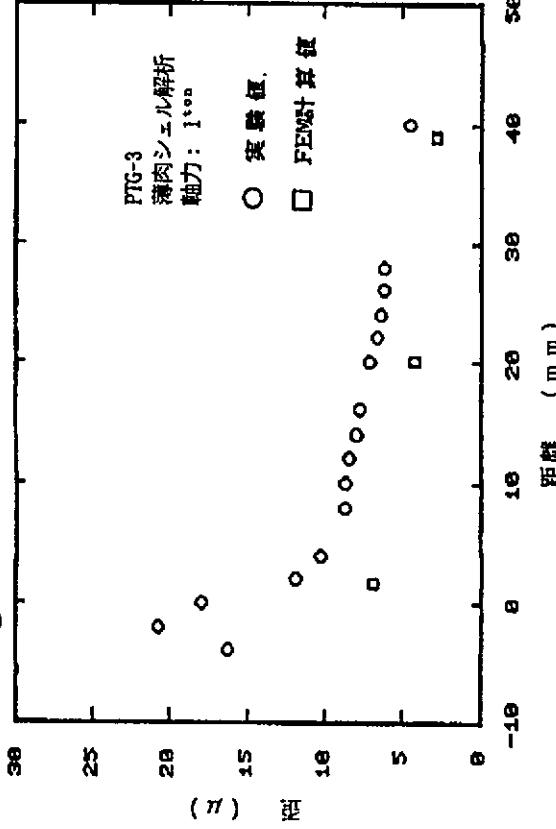


図 7.3.13 表面ひずみ分布

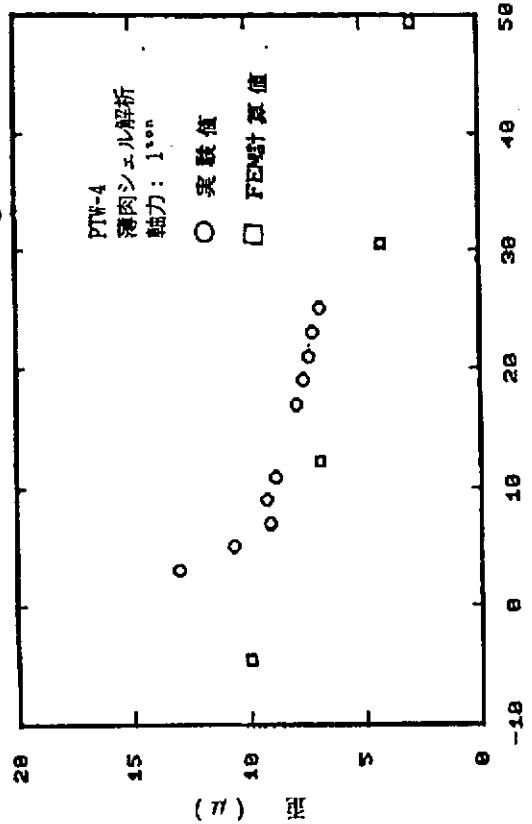


図 7.3.11 表面ひずみ分布

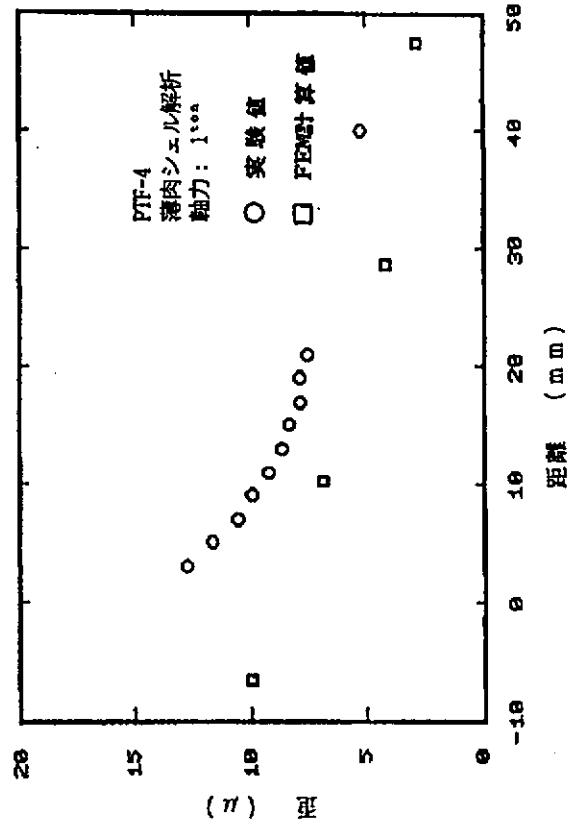


図 7.3.12 表面ひずみ分布

表 7.3.1 応力集中率 (主管サドル部)

	U K D E N (ホットスポット)	公式	F E M	N K
P X W - 1 - 4	11.0 10.5	13.6 (Wordsworth and Smedley)	14.1 (薄肉シェル、 相貫部)	巨視的応力集中率 (仮想溶接止端部) 10.35
P X F - 1 - 2 - 4	10.7 10.8 11.1			
P X G - 1 - 2 - 4	9.9 10.1 10.4	10.8 (DnV recommended formula)		
P T W - 1 - 4	6.7 7.2			
P T F - 1 - 4	6.3 6.2	(Kuang, DnV recommended formula)	6.67 (薄肉シェル、 相貫部)	4.52
P T G - 0 - 1 - 2 - 3 - 3 - 4	6.7 6.6 6.8 6.8 6.4 6.3			

$a = 0.2 \sqrt{rt}$, but not smaller than 4 mm.

	B ₄	A ₄
PXシリーズ	9 mm	22 mm
PTシリーズ	12.1	39.9

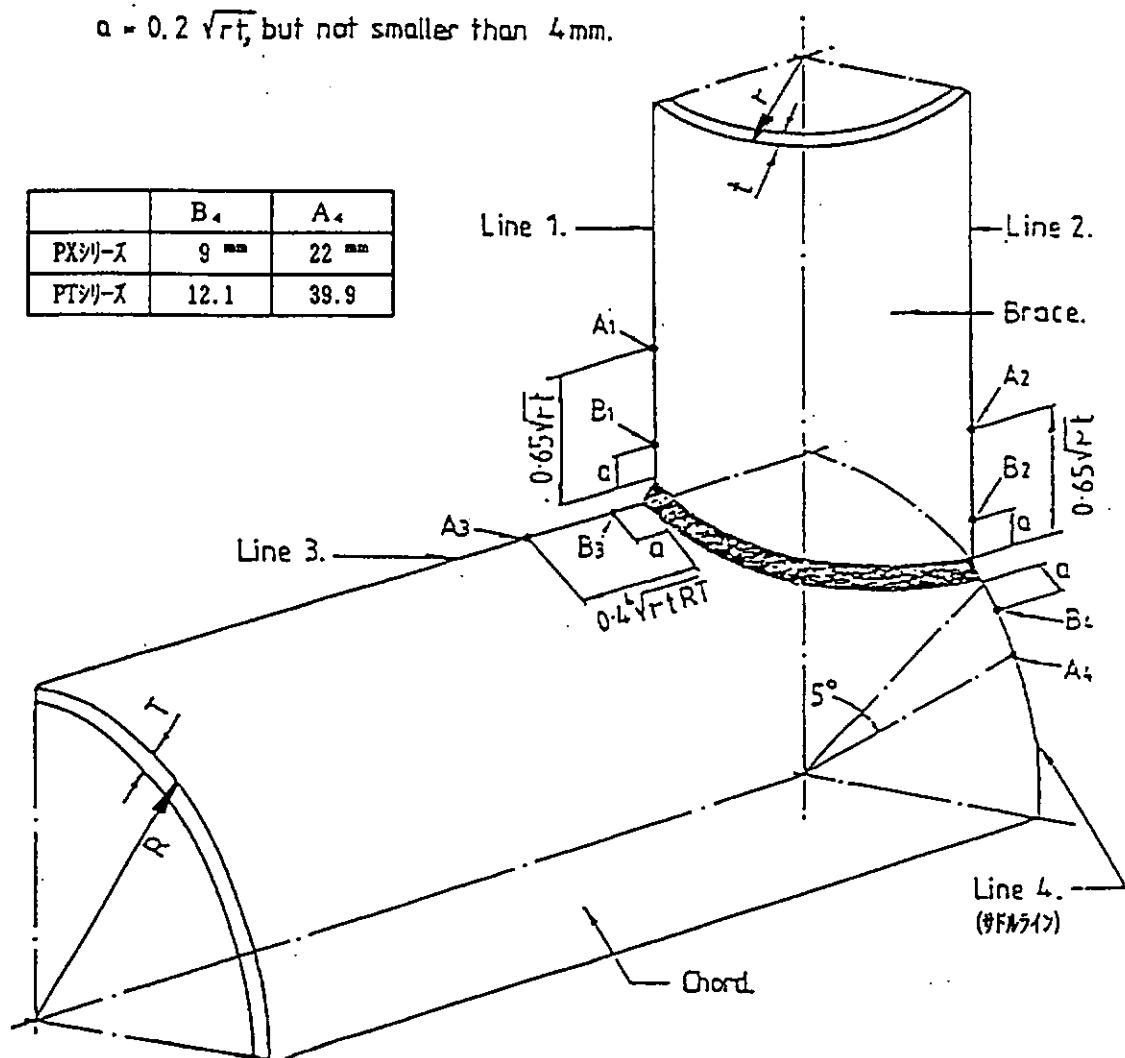


図 7.3.14(a) ホットスポット歪算出基準点

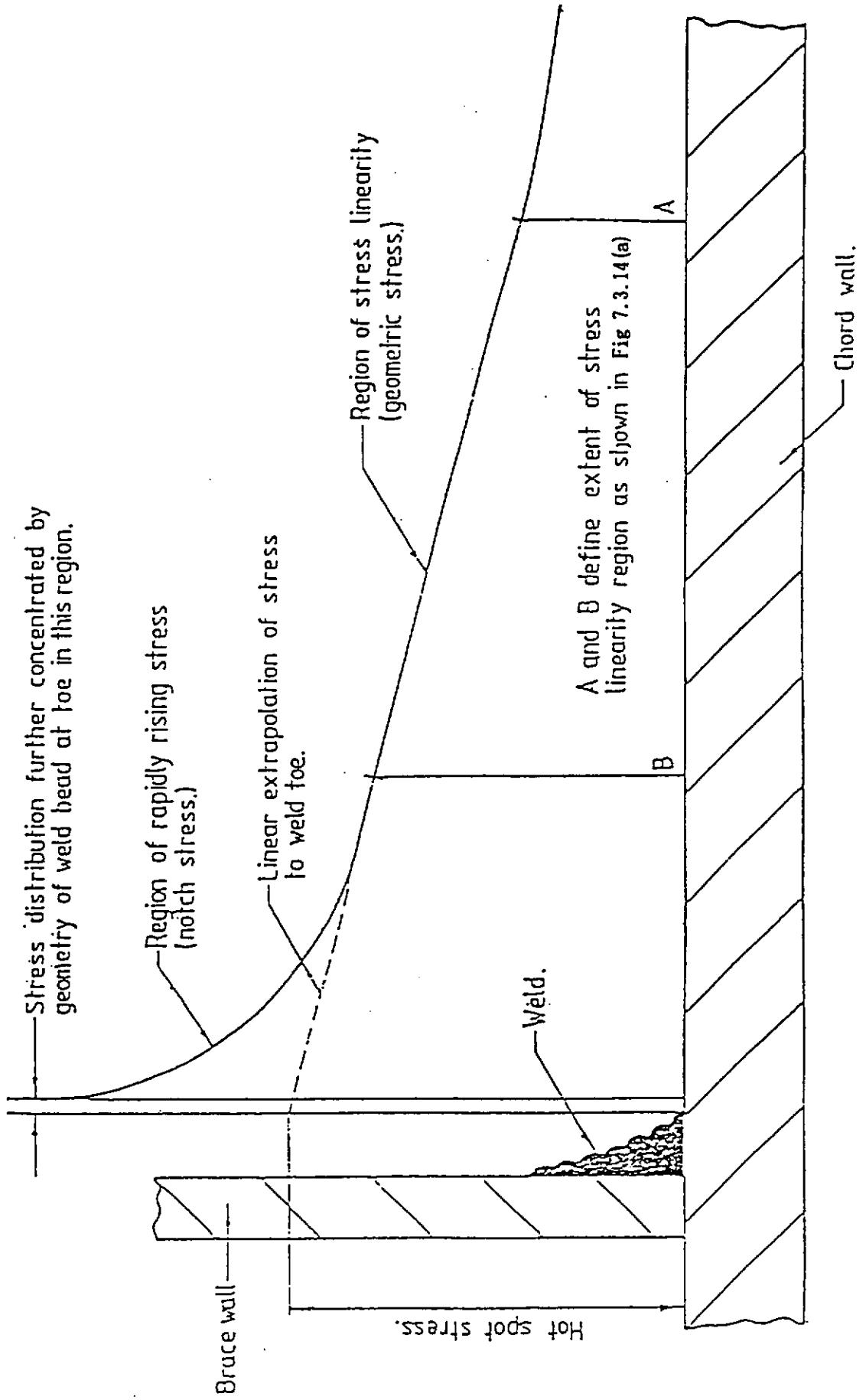


図 7.3.14 (b) ホットスポット応力

表 7.4.1 PXW, PXF, PXG シリーズの疲労試験結果

試験体記号	荷重範囲 (kN)	荷重波形	応力比 R	試験 速度 (Hz)	公称応力 範囲 $\Delta\sigma_n$ (MPa)	ホットスポット 応力範囲 $\Delta\sigma_s$ (MPa)	自規則化生存寿命 N _s (cycles)	板厚真寿命 N _t (cycles)	疲労生存位置	備考
PXW-1 343.0	正弦波	0	2	29.2	320.5	2.0×10 ⁴	1.1×10 ⁴	2.68×10 ⁴	2.85×10 ⁴	S62実施分 As-welded joint
PXF-1 343.0	"	"	2	29.2	312.6	8.65×10 ⁴	2.8×10 ⁴	2.04×10 ⁴	2.23×10 ⁴	" S63実施分 Coin-checked weld
PXG-1 343.0	"	"	2	29.2	289.1	2.38×10 ⁴	2.23×10 ⁴	7.09×10 ⁴	7.68×10 ⁴	" H1実施分 Toe-ground weld
PXW-4 176.4	"	4	15.0	156.8	7.57×10 ⁴	2.37×10 ⁴	1.85×10 ⁴	2.20×10 ⁴	"	S62実施分 As-welded joint
PXF-4 176.4	"	4	15.0	166.6	9.71×10 ⁴	4.77×10 ⁴	3.44×10 ⁴	4.33×10 ⁴	"	S63実施分 Coin-checked weld
PXG-4 215.6	"	4	18.3	191.1	6.03×10 ⁴	9.71×10 ⁴	2.02×10 ⁴	2.18×10 ⁴	"	H1実施分 Toe-ground weld
PXF-2 137.2	"	"	5	11.7	126.4	6.43×10 ⁴	4.08×10 ⁴	7.79×10 ⁴	7.90×10 ⁴	" H2実施分 Coin-checked weld
PXG-2 176.4	"	"	5	15.0	152.2	>1×10 ⁴	>1×10 ⁴	—	—	H2実施分 Toe-ground weld

表 7.4.2 PTW, PTF, PTG シリーズの疲労試験結果

試験体記号	荷重範囲 ΔP (kN)	荷重波形 R	応力比 R	試験 速度 (Hz)	公称応力 範囲 $\Delta \sigma_n$ (MPa)	ホットスポット 応力範囲 $\Delta \sigma_h$ (MPa)	亀裂発生寿命 N _s (cycles)	目標亀裂発生寿命 N _d (cycles)	板厚貫通寿命 N _t (cycles)	破断寿命 N _f (cycles)	亀裂発生位置	備考
PTW-1 1038. 8	"	-1	1. 0	47. 1	313. 6	2. 00×10 ⁴	—	1. 54×10 ⁴	2. 29×10 ⁴	サドル部	S62実施分 As-welded joint	
PTF-1 1038. 8	"	1. 0	47. 1	295. 0	1. 78×10 ⁴	1. 54×10 ⁴	1. 44×10 ⁴	1. 67×10 ⁴	"	"	Coin-checked weld	
PTG-0 2077. 6	"	1. 0	94. 2	633. 5	6. 50×10 ⁴	1. 00×10 ⁴	—	—	—	"	H1実施分 Toe-ground weld 2倍の荷重で試験	
PTG-1 1038. 8	"	1. 0	47. 1	310. 4	2. 85×10 ⁴	2. 94×10 ⁴	6. 94×10 ⁴	9. 75×10 ⁴	"	"	H1実施分 Toe-ground weld	
PTW-4 392. 0	"	2. 0	17. 8	127. 4	2. 25×10 ⁴	3. 12×10 ⁴	2. 76×10 ⁴	3. 80×10 ⁴	"	"	S62実施分 As-welded joint	
PTF-4 392. 0	"	2. 0	17. 8	110. 0	9. 00×10 ⁴	2. 11×10 ⁴	2. 80×10 ⁴	5. 06×10 ⁴	"	"	Coin-checked weld	
PTG-4 588. 0	"	2. 5	26. 7	168. 9	>1×10 ⁴	>1×10 ⁴	—	—	—	—	H1実施分 Toe-ground weld	
PTG-2 1470. 0	"	1. 0	66. 7	451. 0	6. 81×10 ⁴	6. 28×10 ⁴	2. 04×10 ⁴	2. 61×10 ⁴	サドル部	S62実施分 Toe-ground weld		
PTG-3 744. 8	"	2. 5	33. 8	228. 2	>1×10 ⁴	>1×10 ⁴	—	—	—	—	H12実施分 Toe-ground weld	
PTG-3' 882. 0	"	1. 5	40. 0	254. 9	7. 68×10 ⁴	7. 7×10 ⁴	1. 52×10 ⁴	1. 94×10 ⁴	サドル部	H12実施分 Toe-ground weld		

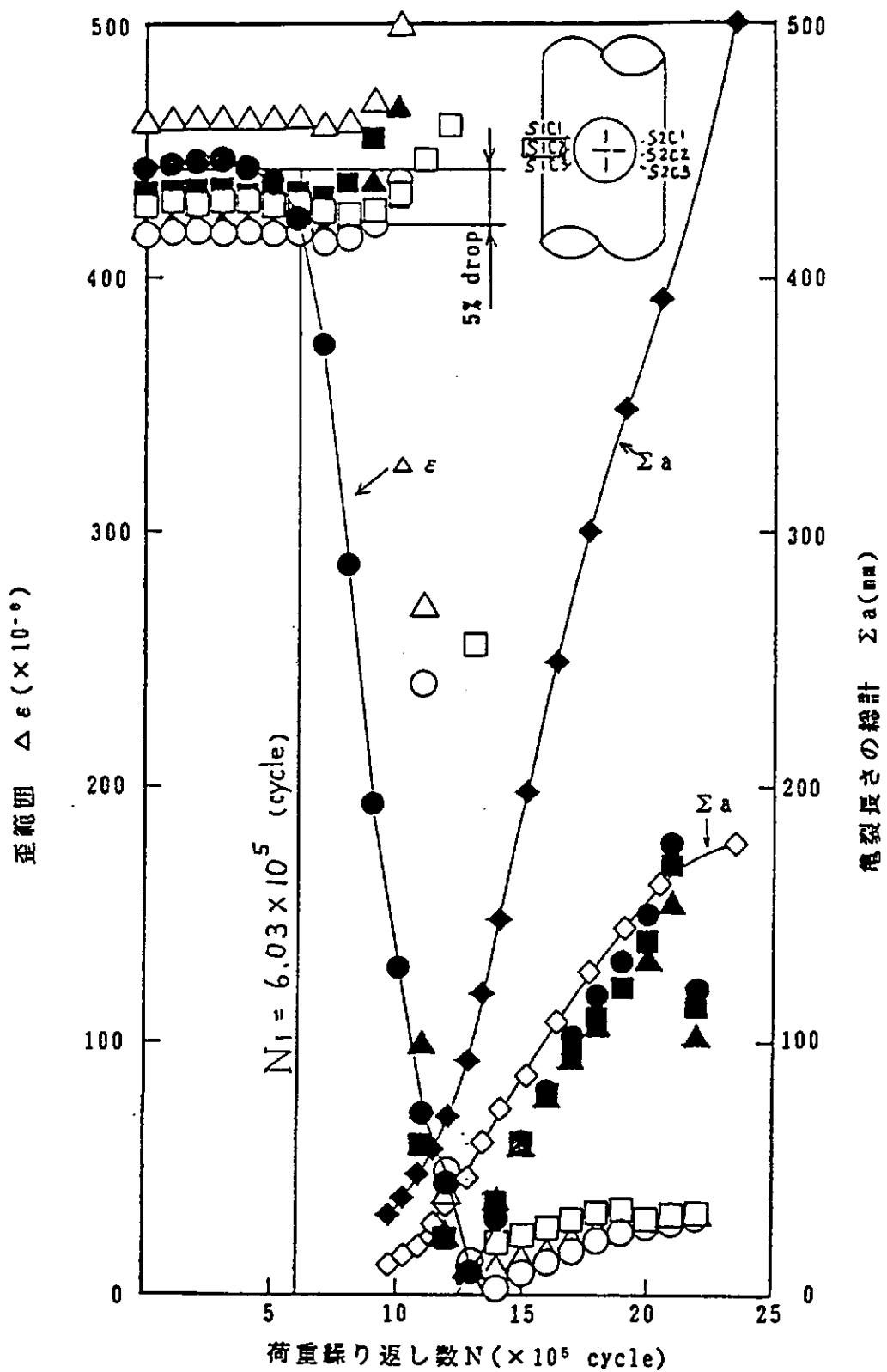


図 7.4.1(a) 歪、亀裂長さ計測結果 (PXG-4)

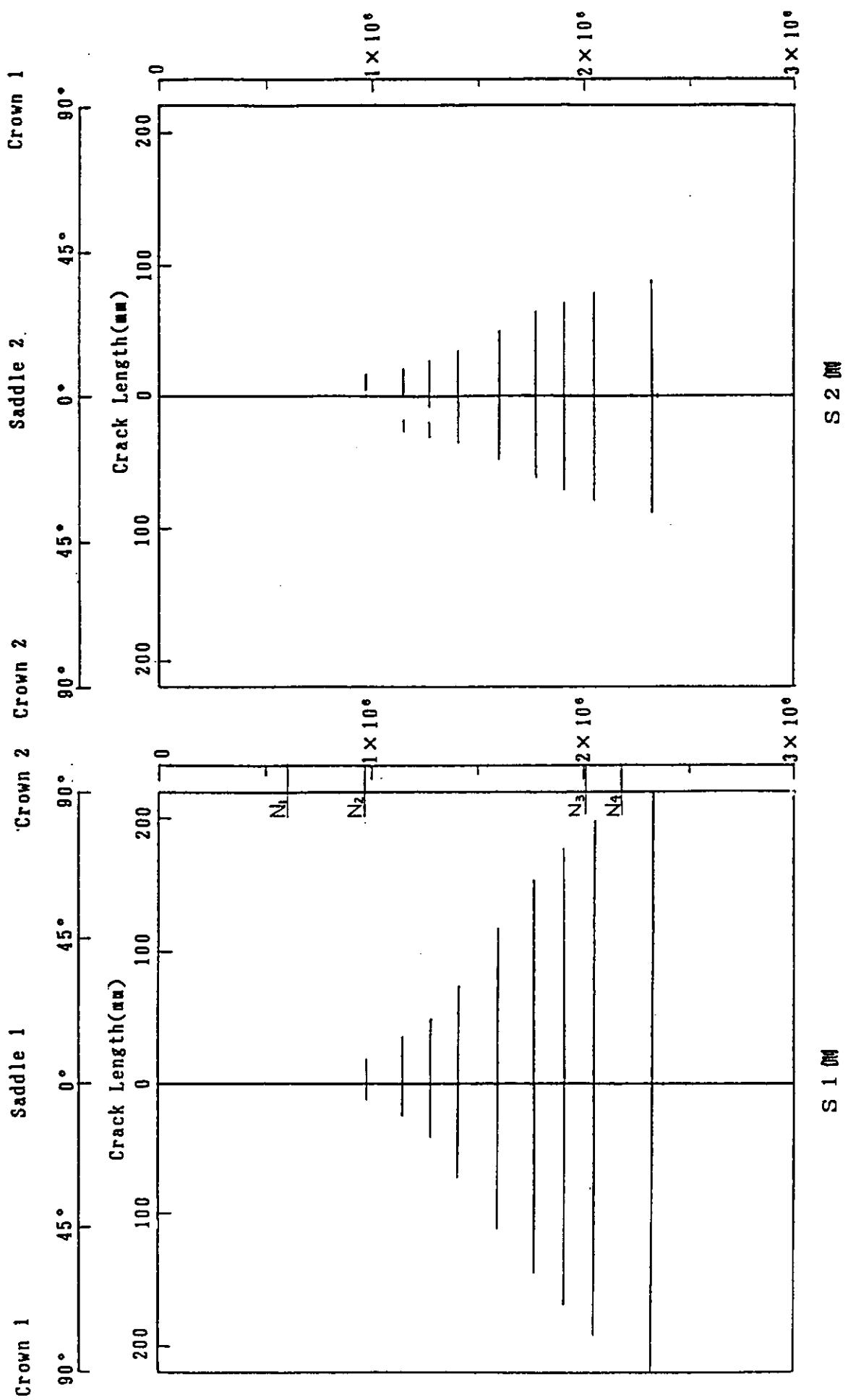


図 7.4.1(b) 龟裂進展状況 (PXG-4)

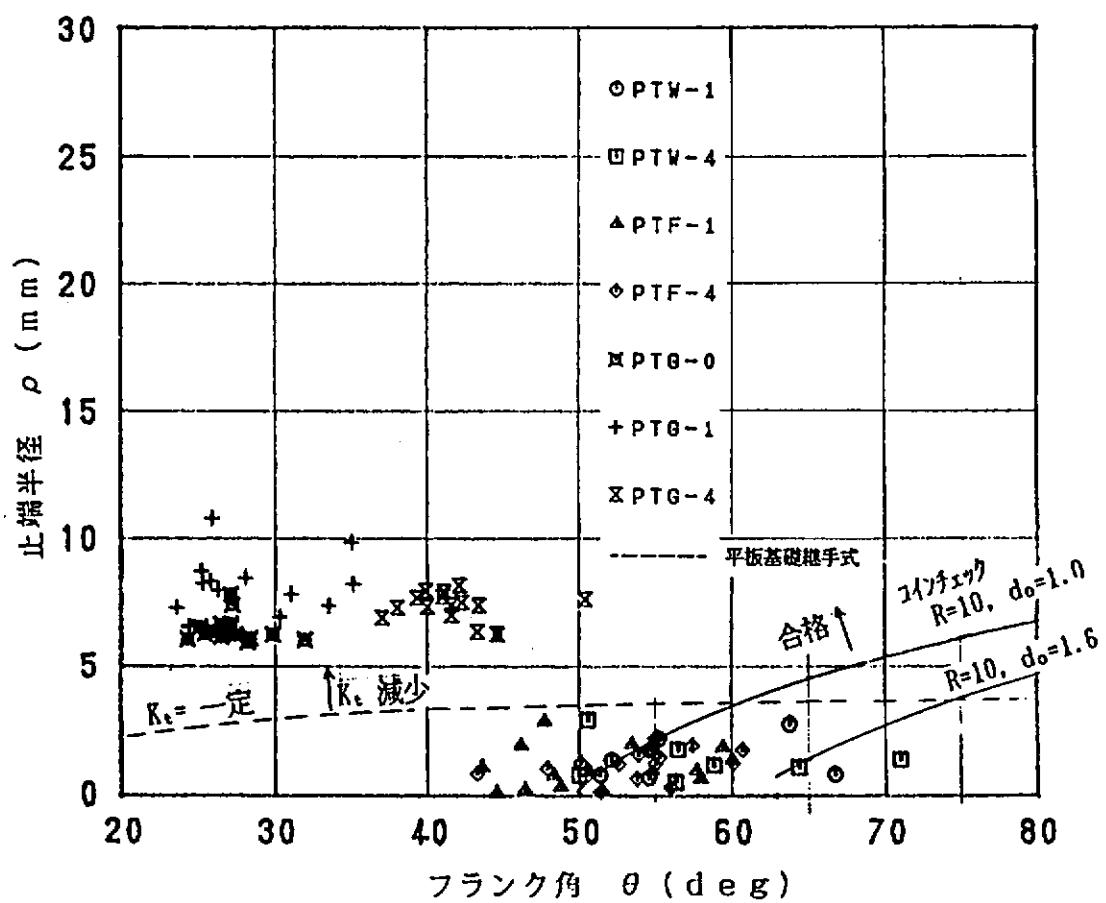


図 7.4.2 溶接止端部形状 (PT シリーズ)

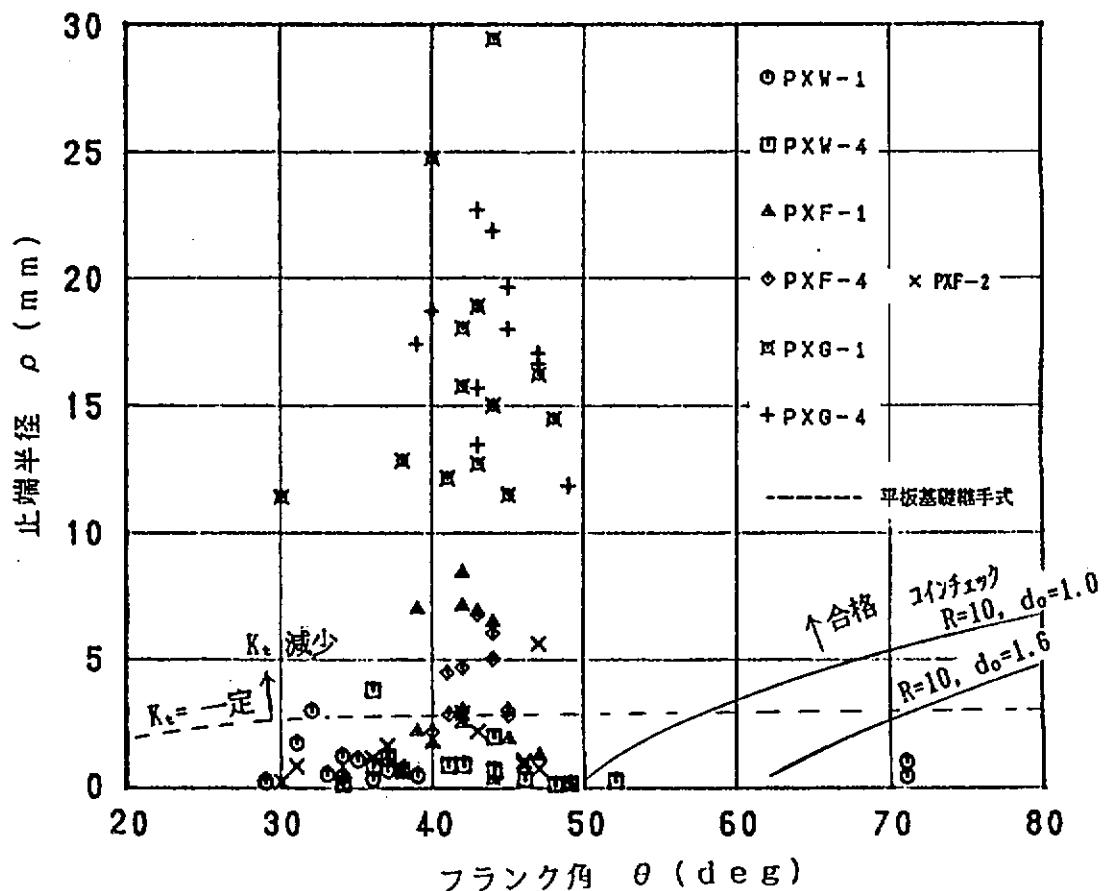


図 7.4.3 溶接止端部形状 (PX シリーズ)

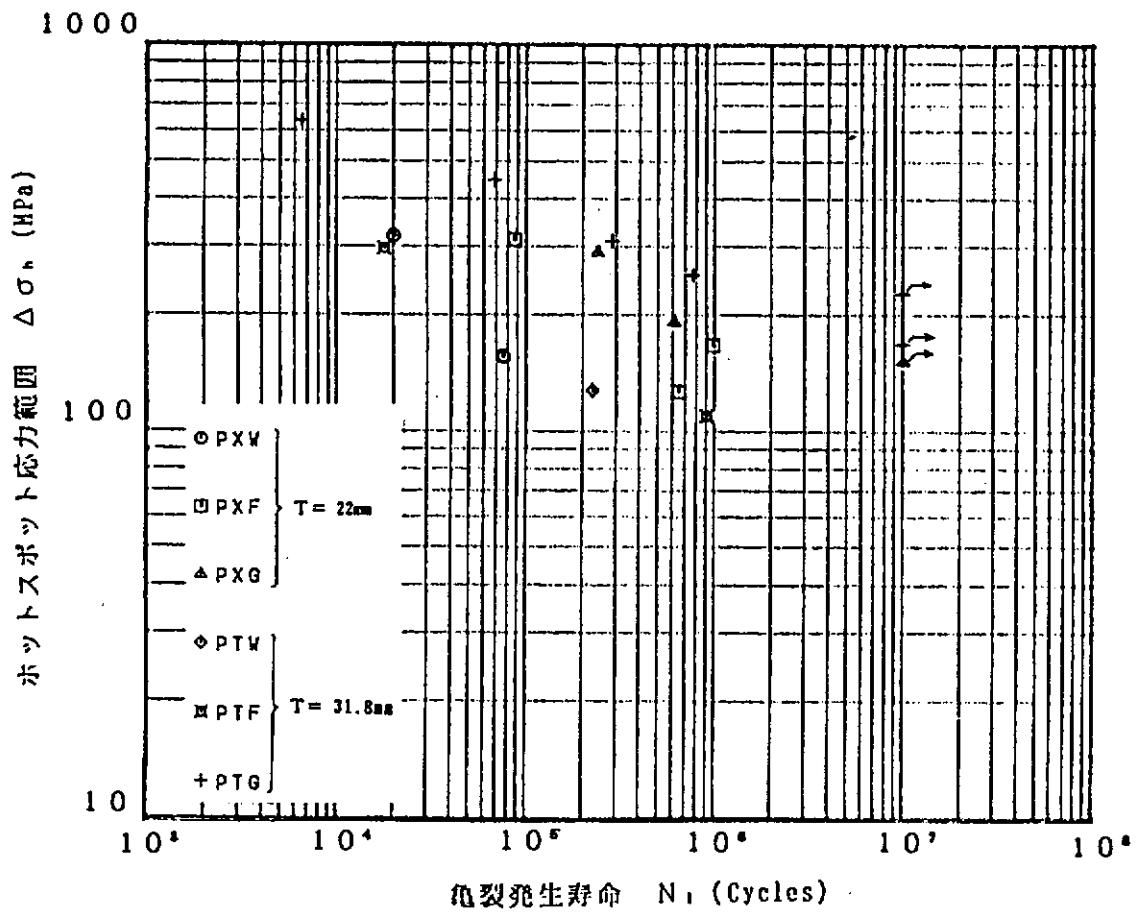


図 7.4.4 $\Delta\sigma_h - N_1$ 線図

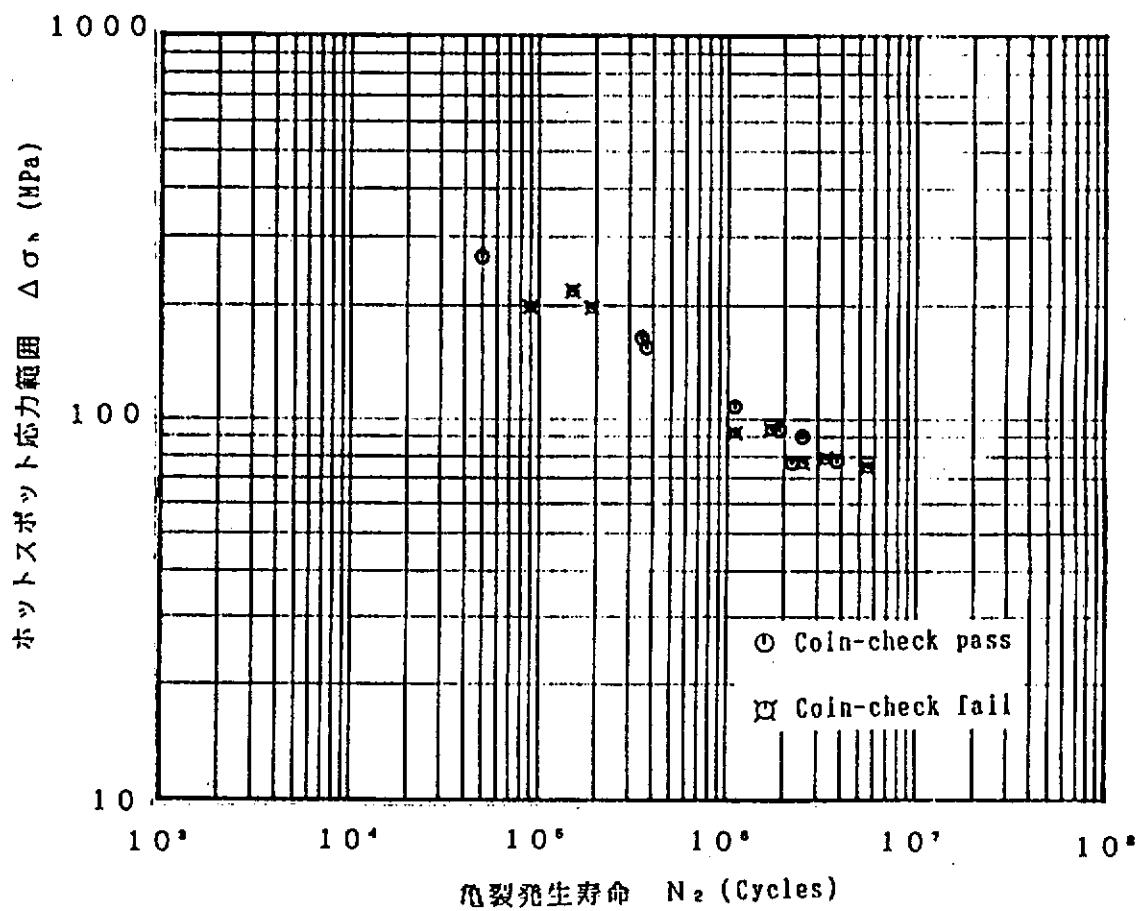
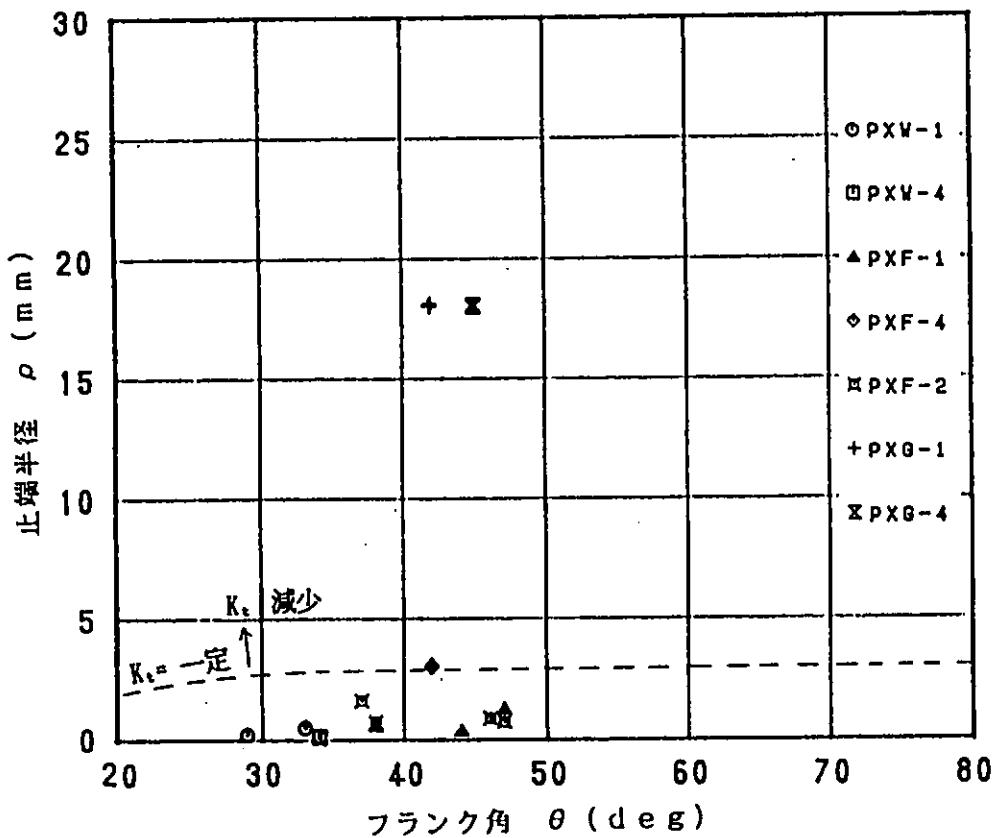


図 7.4.5 $\Delta\sigma_h - N_2$ 線図 (UK DEN)



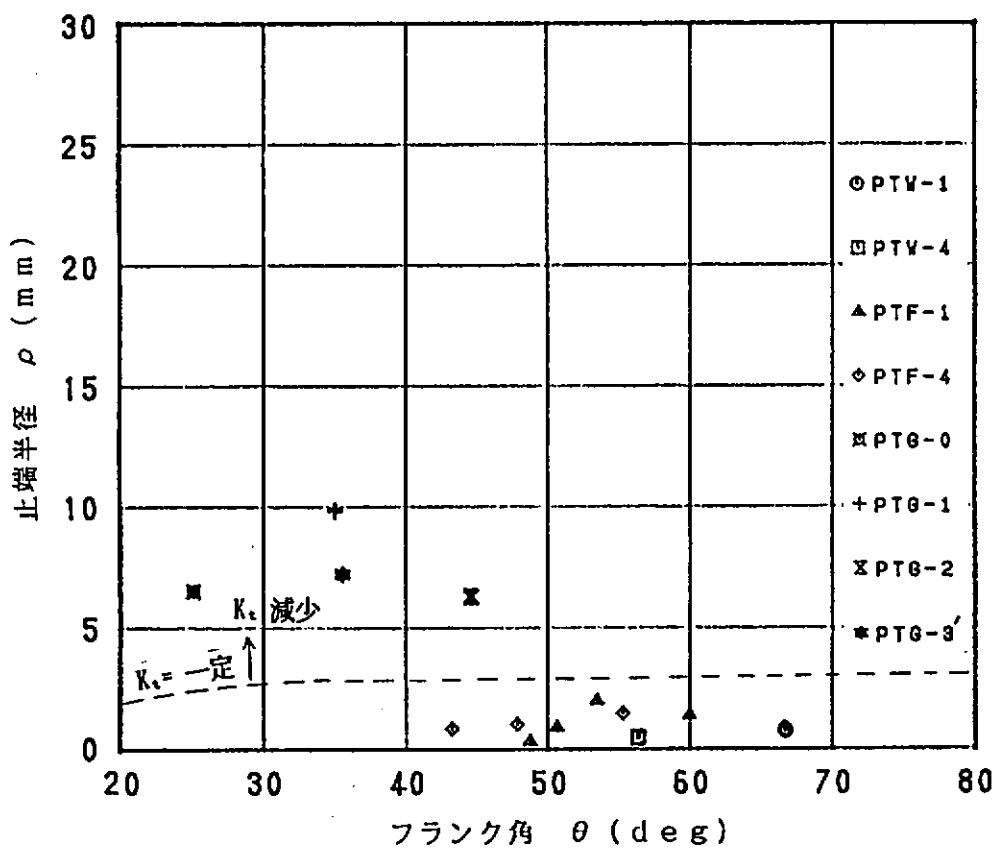


図 7.4.7(a) 初期亀裂発生位置での止端半径とフランク角度の関係

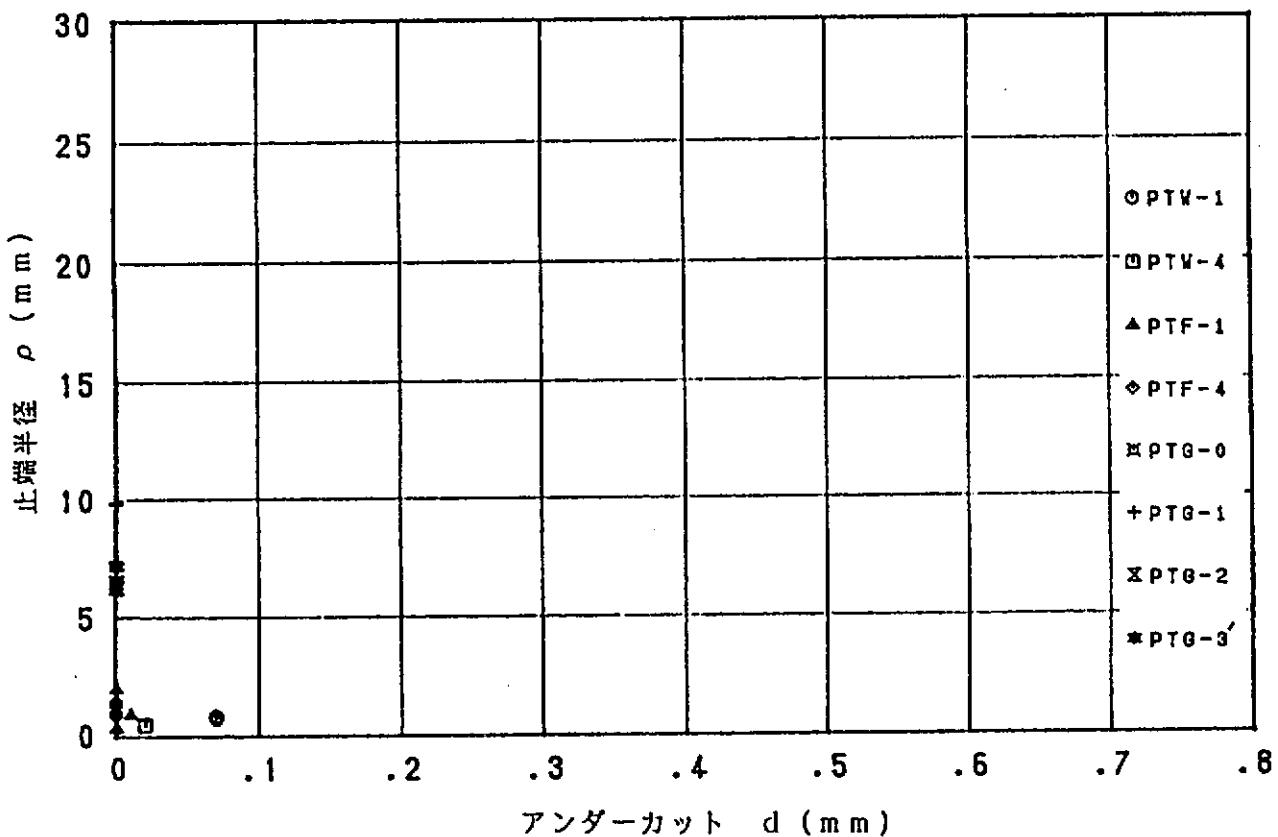


図 7.4.7(b) 初期亀裂発生位置での止端半径とアンダーカットの関係

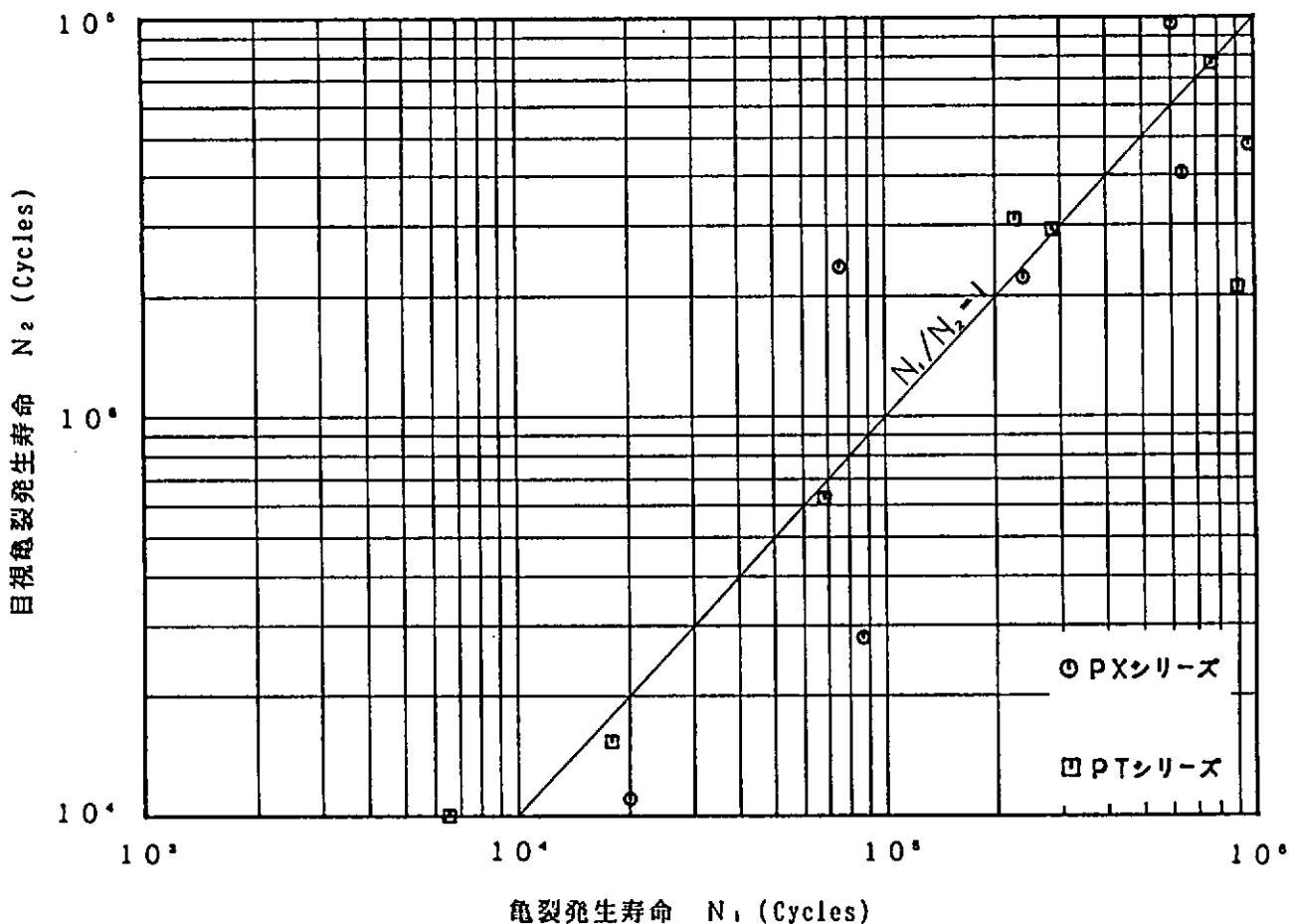


図 7.4.8 N_1 と N_2 の関係

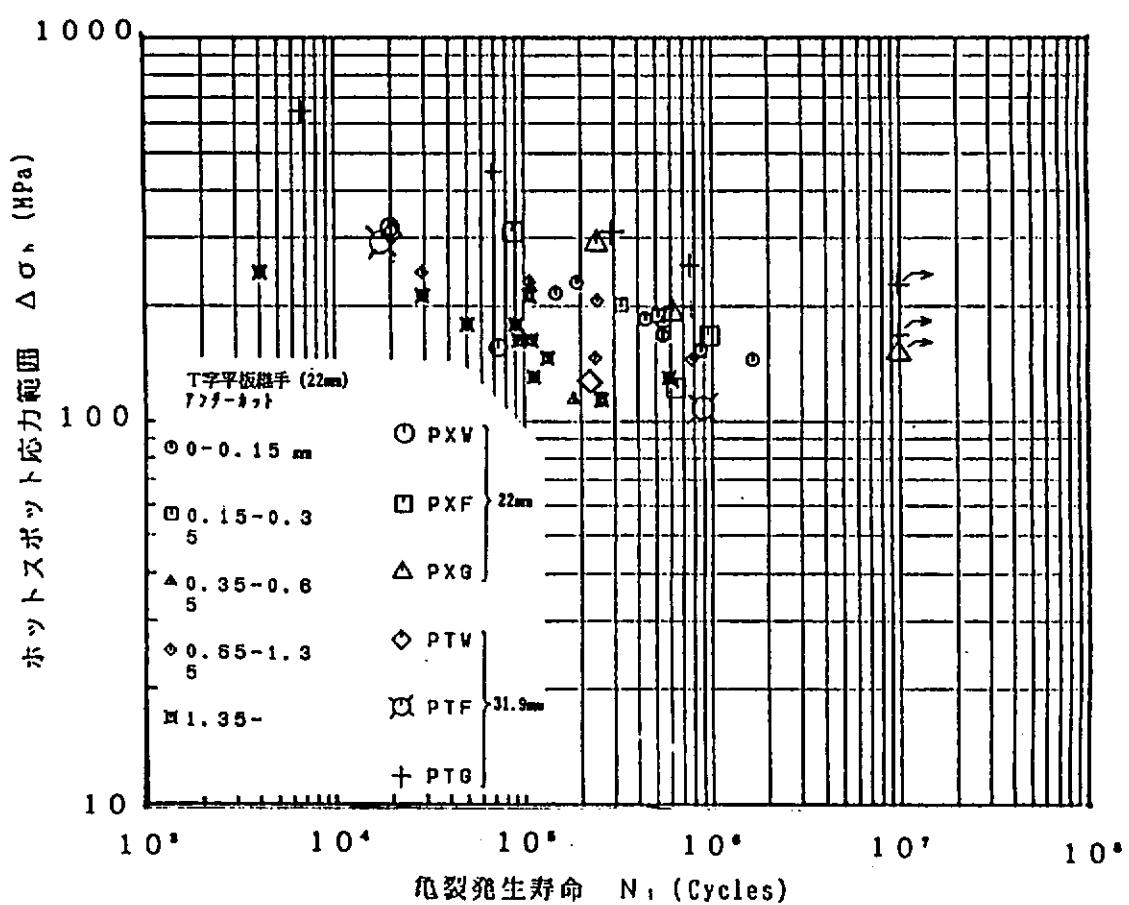


図 7.4.9 $\Delta \sigma_n$ or $\Delta \sigma_b$ - N_1 線図

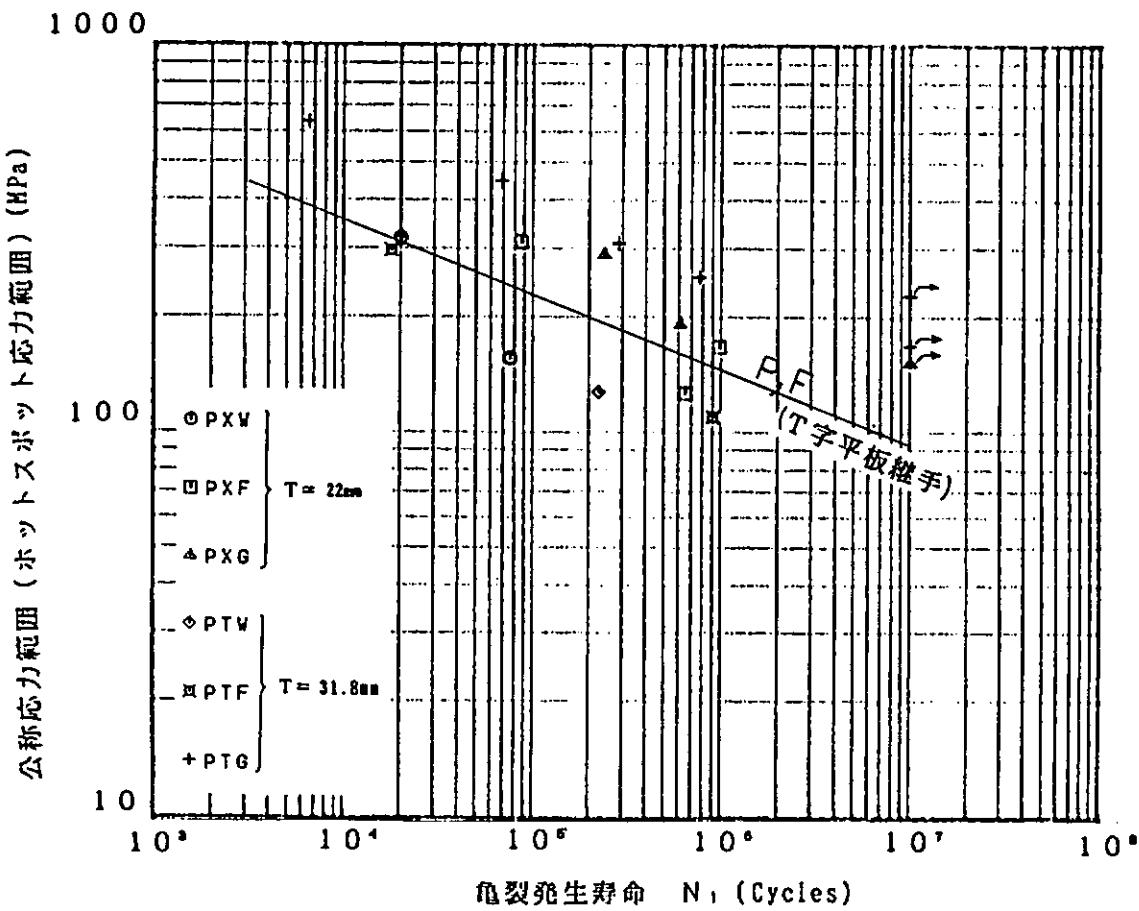


図 7.4.10 $\Delta\sigma_a$ or $\Delta\sigma_b - N_1$ 線図

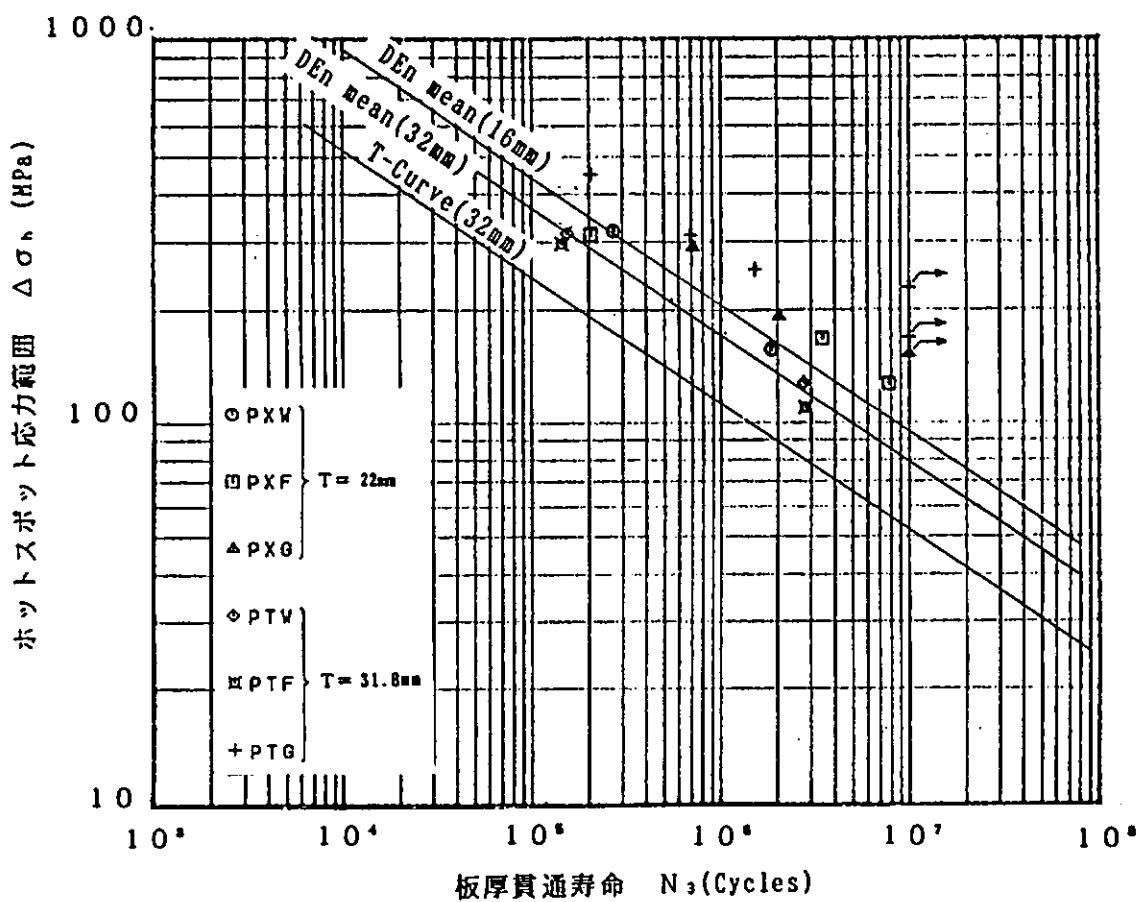


図 7.4.11 $\Delta\sigma_b - N_3$ 線図

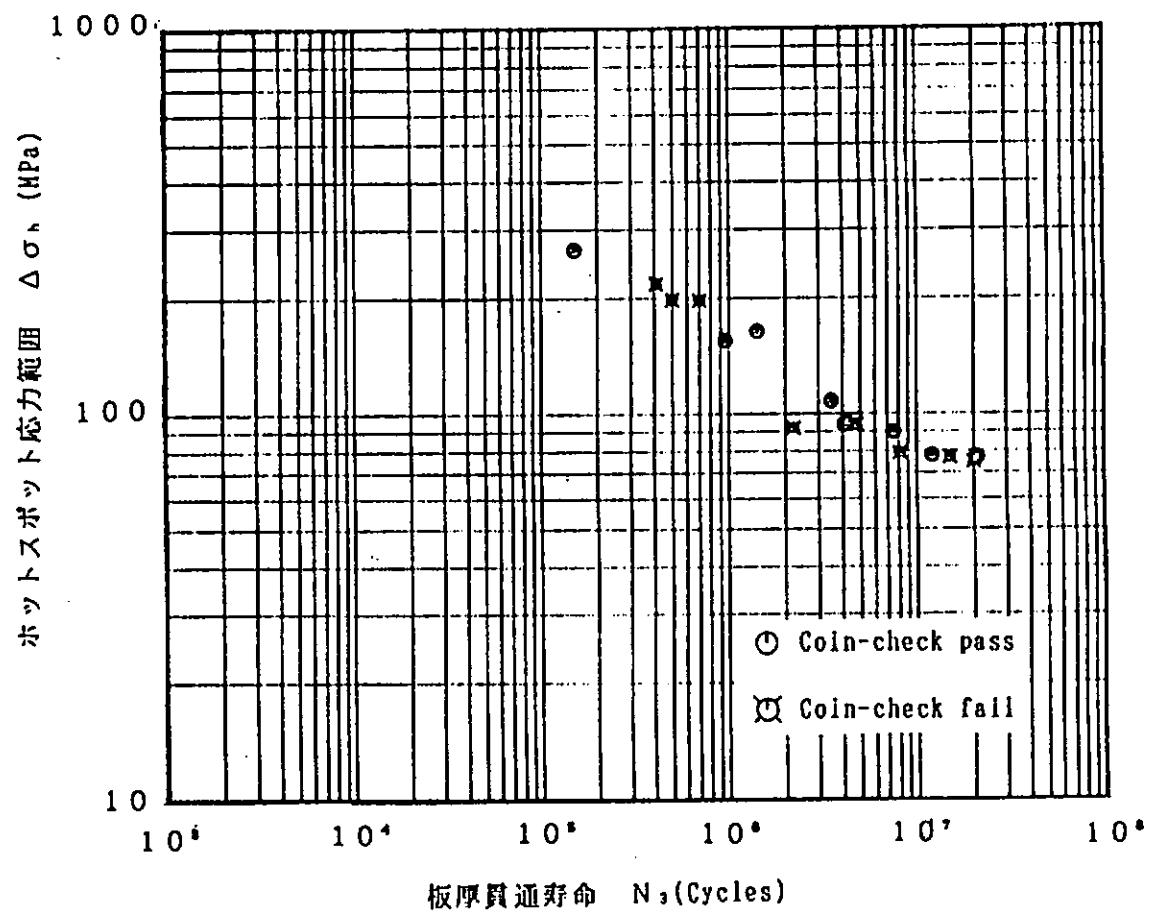


図 7.4.12 $\Delta\sigma_h - N_3$ 線図 (UK DEn データ)

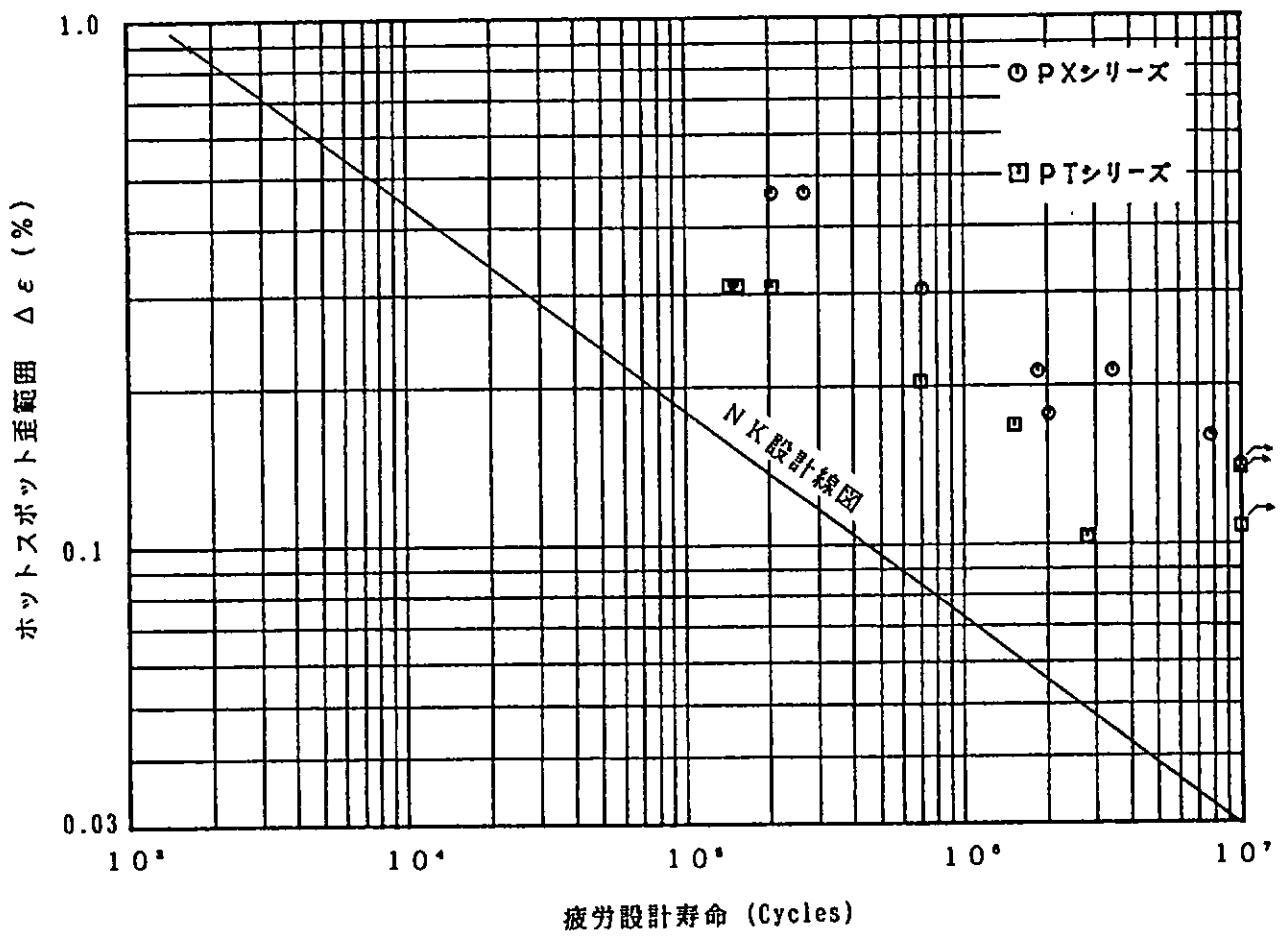


図 7.4.13 NK設計線図との比較

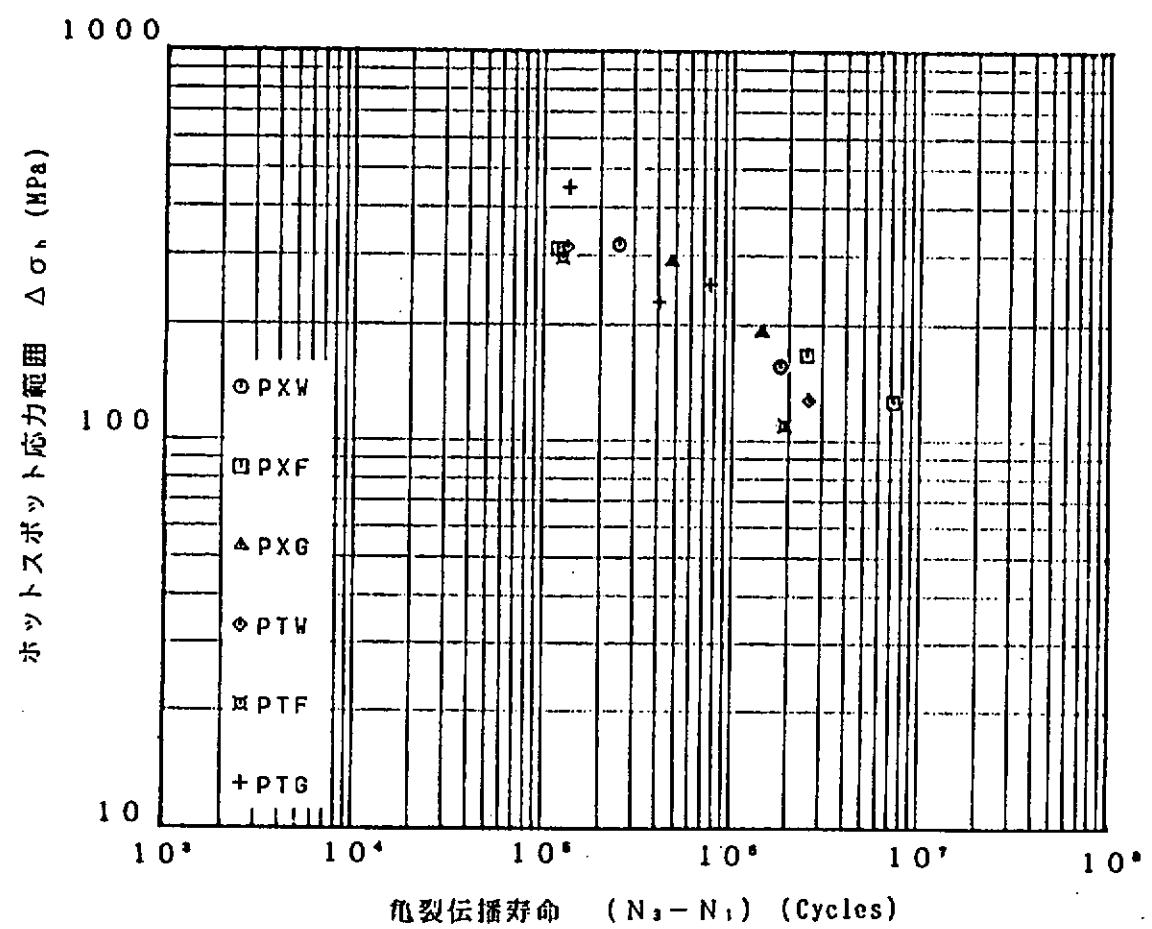


図 7.4.14 $\Delta \sigma_h - (N_3 - N_1)$ 線図

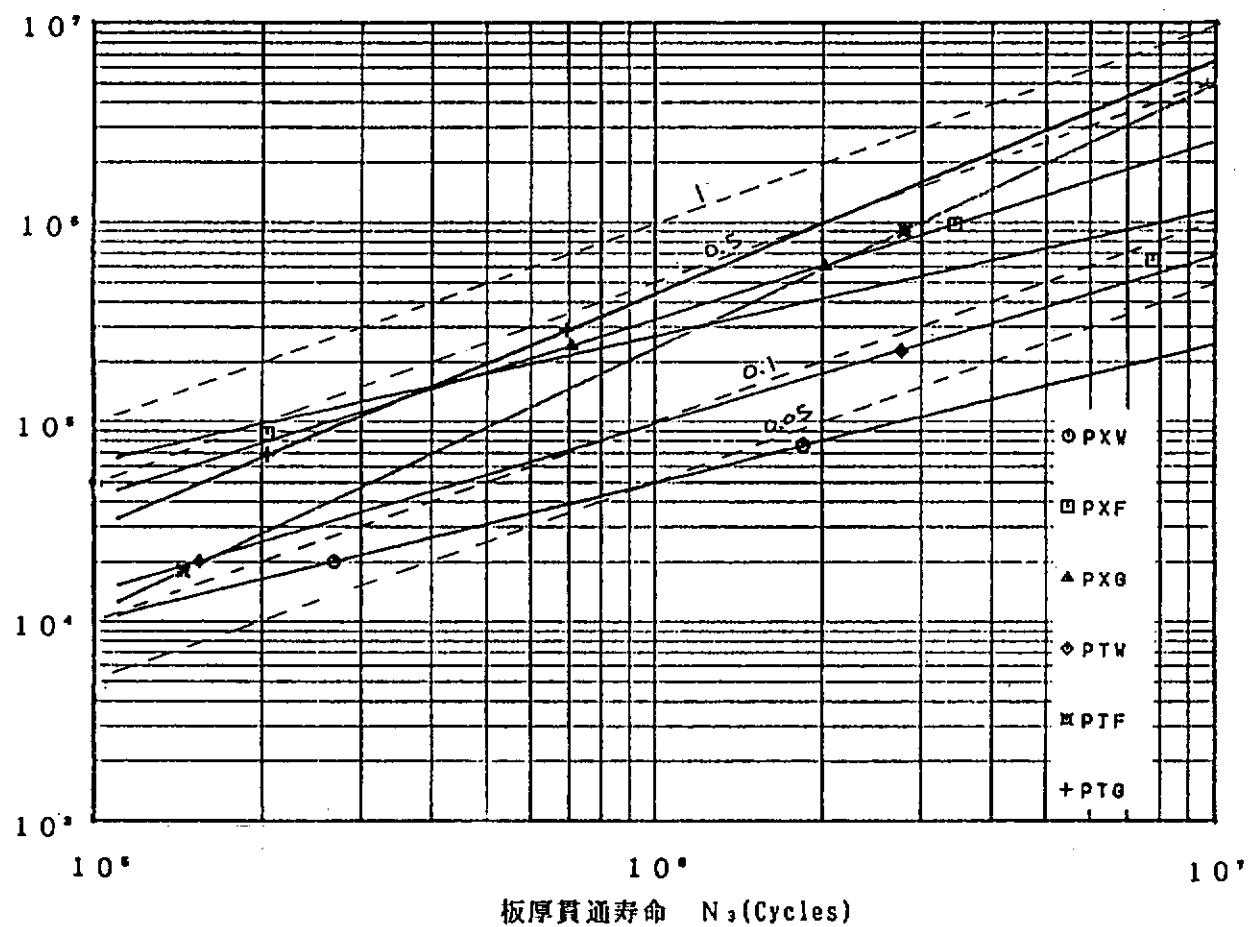


図 7.4.15 寿命比

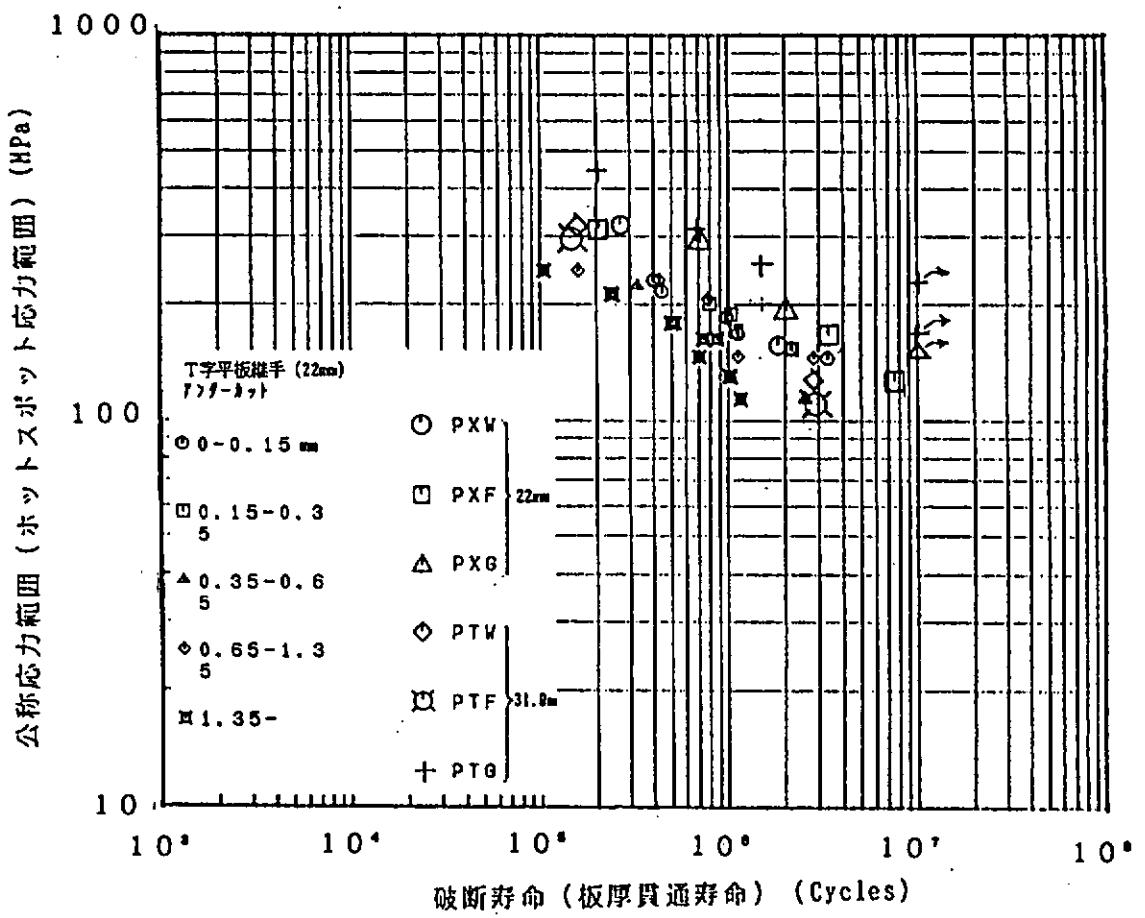


図 7.4.16 $\Delta \sigma_n$ or $\Delta \sigma_h$ - N_2 線図

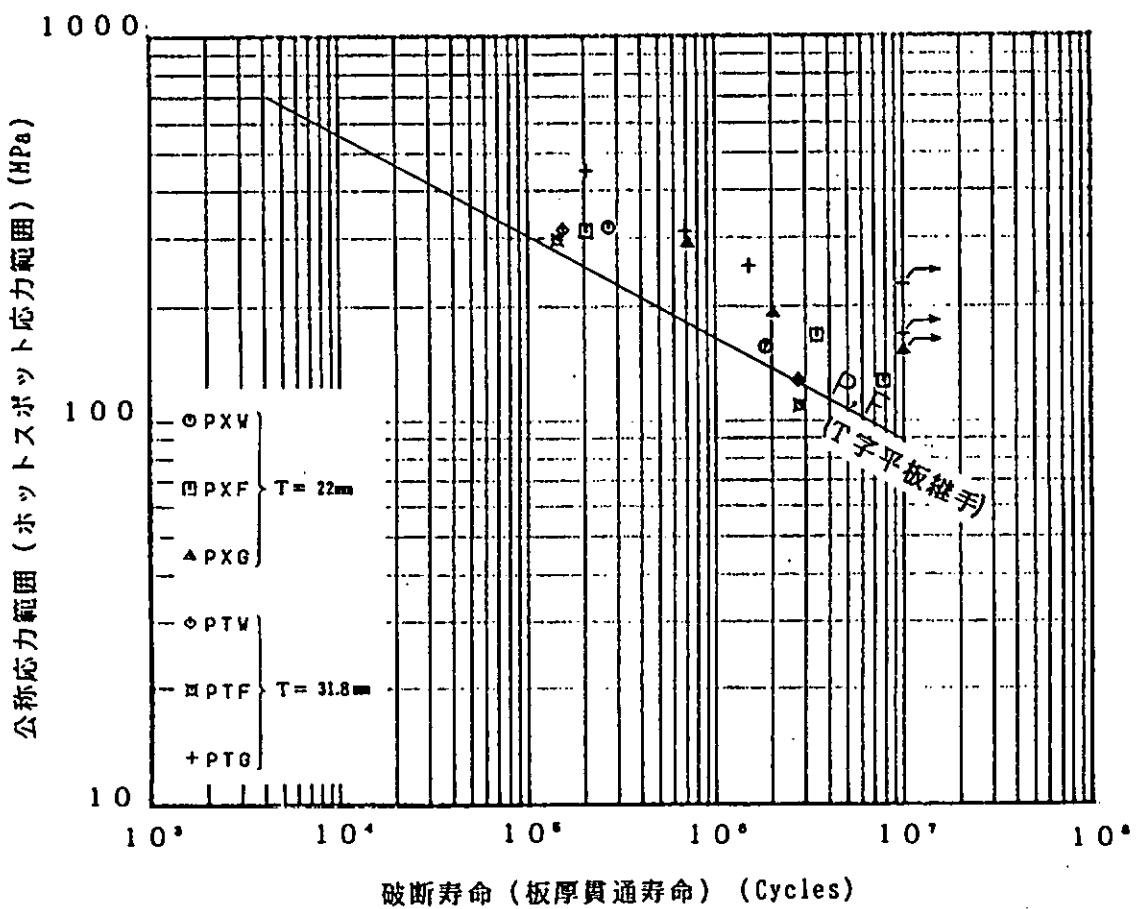


図 7.4.17 $\Delta \sigma_n$ or $\Delta \sigma_h$ - N_3 線図

8. 溶接部の応力評価法及び疲労亀裂進展解析

8.1 緒論

溶接構造物においては大抵の場合その溶接部、とくに止端部から疲労亀裂が発生し破壊に到る。1984年にDEn¹⁾およびDnV²⁾でルール化された疲労における板厚効果についても、結局のところ、その溶接部の疲労強度をいかに評価するかが問題となっている。この板厚効果則を実際の設計に適用すると非常に厳しいものになるため、ルール化された後も各国で研究が続けられている。^{3)~14)}

本SR 202委員会では、板厚10mm~80mmまでの軸力を受ける十字継手及び曲げを受けるT字継手について系統的な疲労試験を実施し、板厚効果についての新たな提案を行なった。板厚効果の原因の一つは溶接部の残留応力によるものであるという報告¹⁵⁾もあるが、ここでは、板厚効果を溶接止端部の応力集中係数または応力勾配と関連付けて検討することとした。応力集中係数に関しては後川らによる計算式¹⁶⁾があるが、この計算式は板厚20mmの溶接継手についての系統的有限要素法(FEM)計算から導き出されたものであるため、ここで扱っている40mm, 80mmといった厚板溶接継手には適用できない。そこで、ここでは二次元境界要素法(BEM)により、溶接止端部形状パラメータを系統的に変化させて解析を行い、溶接継手部の板厚が80mm程度まで適用できる応力集中係数の推定式を求ることにした。さらに二次元有限要素法でも同じような解析を行い、境界要素法により得られた推定式の妥当性を検証した。

得られた応力集中係数の推定式もしくは応力分布を使用して、

- 1) 応力集中係数と疲労における板厚効果の関係
- 2) 基礎継手におけるホットスポット応力の検討
- 3) 疲労亀裂発生寿命の推定
- 4) 疲労亀裂の進展解析

等を行ない、厚板溶接継手部の疲労強度評価の検討を行なった。

海洋構造物の溶接部の設計応力としてはDEnやDnVではホットスポット応力が取られている。第6章の鋼管継手模型による確認試験結果はこのホットスポット応力で整理されている。X型及びT字型鋼管継手疲労試験体について三次元シェル要素によるFEM解析及び三次元固体要素によるFEM解析を行い、ホットスポット応力の検討を行なった。三次元固体要素では溶接ビード及び止端部の小さな曲率半径もモデル化した。従ってこの解析においては鋼管継手溶接止端部でのピーク応力も得られており、応力集中という観点からの検討も行なった。

8.2 基礎継手溶接止端部の応力集中係数

8.2.1 解析対象と解析方法

解析は3研究機関で実施した。それぞれの研究機関をA(九大), B(東大), C(NKK)で表わすこととする。

A, B, Cそれぞれで扱った解析対象モデルの形状・寸法パラメータを図8.2.1~図8.2.3に示す。

研究機関Aでは線形要素を用いた境界要素法による二次元弾性解析プログラム¹⁷⁾を使用した。溶接止端部は、与えられた曲率半径を有する1/8円弧で近似し、この円弧の12等分点を境界節点とし、止端から離れるに従って適当に要素分割を粗くした。要素分割の一例を図8.2.4に示す。

研究機関Bでは三好による二次元要素を用いた平面歪二次元弾性解析プログラム¹⁷⁾を使用した。溶接止端部は角度90°を16ないし18等分する点に要素の節点を設けた。応力集中部以外の領域は5~10mm程度の間隔に節点をとった。

研究機関Cでは汎用構造解析プログラムNASTRANを使用し、CQUAD4(アイソパラメトリック四辺形要素)を用い、平面歪状態で解析した。溶接止端部は全ての解析モデルのアール部を10分割するようにした。

8.2.2 応力集中係数の推定式

応力集中係数 K_t は次式により定義する。

$$K_t = \frac{\sigma_{\max}}{\sigma_n} \quad \dots \quad (8.2.1)$$

ここで、

σ_{\max} : 溶接止端部での最大主応力

σ_n : 公称応力

軸力………溶接部遠方での一様軸応力

曲げ………溶接止端部での梁計算による曲げ応力

(1) 軸力を受ける十字継手の応力集中係数

研究機関 A による応力集中係数 K_t の推定式は次式のようになる。

(各形状パラメータの定義は図 8.2.1 による)

$$K_t = 1 + \{ 1.348 + 0.397 \cdot \ln \left(\frac{S}{t} \right) \} \cdot Q^{0.467} \cdot f_\theta \quad \dots \quad (8.2.2)$$

ここで、

$$f_\theta = \frac{1 - \exp \left\{ -0.90 \sqrt{\frac{W}{2n}} \cdot \theta \right\}}{1 - \exp \left\{ -0.90 \sqrt{\frac{W}{2n}} \cdot \frac{\pi}{2} \right\}} \quad \dots \quad (8.2.3)$$

$$W = \begin{cases} t + 2h & : \text{十字継手} \\ t + h & : \text{T継手} \end{cases} \quad \dots \quad (8.2.4)$$

$$Q = \frac{1}{2.8 \left(\frac{W}{t} \right) - 2} \left(\frac{h}{\rho} \right) \quad \dots \quad (8.2.5)$$

$$S = t_p + 2h_p \quad \dots \quad (8.2.6)$$

研究機関 B による応力集中係数 K_t の推定式は次のようになる。

(各形状パラメータの定義は図 8.2.2 による)

$$K_t = 1 + f(\theta) \{ \exp [0.17 - 0.14 / (L/T) \times (\rho/T)^{-0.309} - 1] \} \quad \dots \quad (8.2.7)$$

ここで、

$$f(\theta) = \frac{0.97 + \{ 0.00052 + 0.0005 \cdot \ln(L) \} / \rho}{1 + (10.1 + 0.019/\rho) \exp [- \{ \rho^{0.5} (12.2 + 9/L) + 5.3 - 0.6 \cdot \ln(L) \} \theta]} \quad \dots \quad (8.2.8)$$

$$\rho = \rho/T, \quad L = L/T, \quad \theta : \text{rad}$$

(8.2.6) 式の適用範囲: $0.0025 \leq \rho/T \leq 0.2, 0.26 \leq \rho/T \leq 5.2$

(2) 軸力を受ける T字継手の応力集中係数

研究機関 A による応力集中係数 K_t の推定式は次のようになる。

(各形状パラメータの定義は図 8.2.1 による)

$$K_t = 1 + 1.015 Q^{0.446} \cdot f_\theta \quad \dots \quad (8.2.9)$$

ここで、Q は (8.2.4) 式、 f_θ は (8.2.2) 式による。

(3) 曲げ（純曲げ）を受ける T字継手の応力集中係数

研究機関 A による応力集中係数 K_t の推定式は次のようになる。

(各形状パラメータの定義は図 8.2.1 による)

$$K_t = 1 + \left\{ 0.629 + 0.058 \cdot \ln \left(\frac{S}{t} \right) \right\} \cdot \left(\frac{\rho}{t} \right)^{-0.431} \cdot \tanh \left(\frac{6h}{t} \right) \cdot f_\theta \quad \dots \quad (8.2.10)$$

ここで、 f_θ は (8.2.2) 式、S は (8.2.5) 式による。

研究機関 B による応力集中係数 K_t の推定式は次のようなになる。

(各形状パラメータの定義は図 8.2.2 による)

$$K_t = 1 + f(\theta) \{ \exp (0.16 - 0.14 / (L/T)) \times (\rho/T)^{-0.309} - 1 \} \quad \dots \dots \dots \quad (8.2.11)$$

ここで、

$$f(\theta) = \frac{1.02 - \{ 0.00076 - 0.00068 \cdot l_n(L) \} / \phi}{1 + (9.8 + 0.027 / \phi) \exp [-\{ \phi^{0.5} (12.6 + 8.6 / L) + 4.8 - 0.76 \cdot l_n(L) \} \theta]} \quad \dots \dots \dots \quad (8.2.12)$$

$$\phi = \rho / T, \quad L = L / T, \quad \theta : \text{rad}$$

(8.2.10) 式の適用範囲: $0.0025 \leq \rho / T \leq 0.2, 0.26 \leq L / T \leq 5.2$

8.2.3 応力集中係数の推定式の精度

8.2.2 で示した各応力集中係数の推定式の妥当性を研究機関 C で実施した有限要素法 (FEM) による解析結果と比較して検討した。

(1) 軸力を受ける十字継手

図 8.2.5(a) に研究機関 A による推定式の値と研究機関 C による FEM 解析結果の比較を示す。 $K_t = 4 \sim 6$ の範囲で A による結果がやや高目の推定値を与えるが両者は良く一致している。

図 8.2.5(b) に研究機関 B による推定式の値と研究機関 C による FEM 解析結果の比較を示す。全体的に B による推定値はやや低目の値を示しているが、両者は良く一致している。

図 8.2.5(c) に従来使われていた後川らの式による推定値を示す。この式による推定値は K_t が高くなると非常に高目の値を示す。

(2) 曲げ (純曲げ) を受ける T 字継手

図 8.2.6(a) に研究機関 A による推定値と研究機関 C による FEM 解析結果の比較を示す。 K_t が高い範囲で A による推定値がやや低目となっているが全体的に両者は良く一致している。

図 8.2.6(b) に研究機関 B による推定値と研究機関 C による FEM 解析結果の比較を示す。全体的に B による推定値がやや高目となっているが、両者は良く一致している。

図 8.2.6(c) に従来使われていた後川らの式による推定値を示す。この式による推定値は K_t が高い領域で低目の推定値を示している。

8.2.4 応力集中係数 K_t に影響を及ぼす諸因子

溶接止端部近傍では、応力は急激に立ち上がり、図 8.2.7 に示すように止端アール部内に少し入った箇所でピークを示す。この表面での応力の急激な立ち上がりは、どの解析モデルにおいても、止端部から 1 mm 以内の位置で起きている。従って歪ゲージの貼付によりこのピーク応力を計測することは不可能である。また板厚方向には図 8.2.8 に表わすような応力分布をしており、やはり応力の急激な立ち上がりが見られる。図中の実線及び一点鎖線は Glinka の式¹⁷⁾による計算値である。応力集中係数が分かれれば表面から 0.5ρ (ρ は止端半径) の範囲では Glinka の式で板厚方向の応力分布を表わせることが分かる。各形状パラメータがどのように K_t に関与しているかを以下に簡単に説明する。

(1) 非溶接部寸法の影響

隅肉溶接の非溶接部寸法と応力集中係数 K_t の関係を図 8.2.9 に示す。非溶接部の有無は K_t に殆ど影響せず、完全溶け込み継手と同様に扱えることがわかる。

(2) 脚長の影響

リブ板厚と脚長の 2 倍の和を L とし、 L と応力集中係数 K_t の関係を図 8.2.10 に示す。 K_t は L が増すにつれて増大するが、次第に頭打ちになる傾向が見られる。軸力を受ける十字継手及び曲げを受ける T 字継手とも、

$L/T = 2$ 付近で頭打ちになる。

(3) 止端半径の影響

止端半径と主板厚の比 ρ / T と応力集中係数 K_t の関係を、リブ板厚 t をパラメータとして、図 8.2.11 に示す。十字継手、T字継手とも、全ての場合において、両対数グラフ上ではほぼ -0.3 程度の同じ傾きとなっている。

(4) フランク角 θ と応力集中係数 K_t の関係

フランク角 θ と応力集中係数 K_t の関係を図 8.2.12 に示す。

フランク角 θ がある値以上になると応力集中係数 K_t は頭打ちとなる。 K_t が頭打ちになる角度は、リブ板厚 t には関係なく、 $\rho = 0.2 \text{ mm}$ で $\theta = \text{約} 60^\circ$ 、 $\rho = 1.0 \text{ mm}$ で $\theta = \text{約} 45^\circ$ 、 $\rho = 4.0 \text{ mm}$ で $\theta = \text{約} 30^\circ$ と ρ が大きくなるに従って小さくなっている。すなわち、 ρ が小さい As-Weld の溶接止端部の方が ρ を大きくした Improved-Weld の場合よりもフランク角 θ の影響を受けやすいといえる。

(5) 種々のフランク角 θ における ρ / T と応力集中係数 K_t の関係

種々のフランク角 θ における ρ / T と応力集中係数 K_t の関係は図 8.2.13 のように示される。

フランク角 θ が大きいほど応力集中係数 K_t は大きくなるが、 ρ が小さい場合には θ が 60° をこえると頭打ちになり、 ρ が大きいところでは $\theta = 20 \sim 30^\circ$ でも頭打ちになることが分かる。

8.2.5 まとめ

- 1) 主板厚が $10 \text{ mm} \sim 80 \text{ mm}$ の広範囲に変化する場合の、軸力を受ける十字継手及び曲げを受ける T 字継手に対して、境界要素法 (BEM) 解析による応力集中係数 K_t の推定式を提案した。
- 2) 上記提案式は 2 通り提案されているが、いずれの式を使用しても応力集中係数 K_t を精度良く計算出来ることが、別途実施した有限要素法 (FEM) 解析により証明された。
- 3) 軸力を受ける十字継手及び曲げを受ける T 字継手の応力集中係数 K_t に影響を及ぼす形状パラメータとして、主板厚 T 、リブ板厚 t 、脚長、フランク角 θ 、止端半径 ρ 及び不溶着寸法の影響が調べられた。

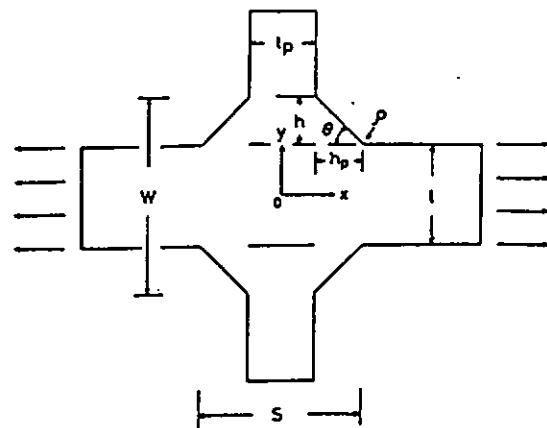
参考文献

- 1) Department of Energy, UK, "Offshore Installments : Guidance on Design Construction", 1984
- 2) Det Norske Veritas, Norway, "Classification Notes, Note № 30.2, Fatigue Strength Analysis for Mobile Offshore Units", 1984
- 3) S. Berge and S.E. Webster, Proceedings of International Offshore Conference on Steel in Marine Structures, Delft, The Netherlands, June 1987, pp. 179 - 203 (PS 8).
- 4) C. Noordhoek, D.R.V. Van Delft and A. Verheul, ibid., pp. 281 - 301 (TS 4)
- 5) O.I. Eide and S. Berge, ibid., pp. 337 - 347 (TS 7)
- 6) G.S. Booth, ibid., pp. 259 - 268 (TS 2)
- 7) A. Bignonnet, ibid., pp. 99 - 118 (PS 4)
- 8) O. Orjasaeter, A. Dragen, P.J. Haagensen, B. Lian and A. Gunleiksrud, ibid., pp. 315 - 335 (TS 6)
- 9) J. Gerald and D. Radenkovic, ibid., pp. 829 - 844 (TS 48)
- 10) S. Berge, O.I. Eide, O.C. Astrup, et al. ibid., pp. 799 - 810 (TS 45)
- 11) O. Vosikovsky, R. Bell, D.J. Burns and U.H. Mohaupt, ibid., pp. 787 - 798 (TS 44)
- 12) J.L. Overbeeke and H. Wildschut, ibid., pp. 247 - 257 (TS 1)
- 13) E. Schmale and H. Kreiskorte, ibid., pp. 537 - 550 (TS 22)
- 14) U.H. Mohaupt, D.J. Burns, J.G. Kalbfleisch, O. Vosikovsky and R. Bell, ibid., pp. 269 - 280 (TS 3)
- 15) 松岡、高橋、吉井、飯高、藤井「荷重非伝達すみ肉溶接の疲労強度に及ぼす板厚と入熱量の影響」、日本造船学会

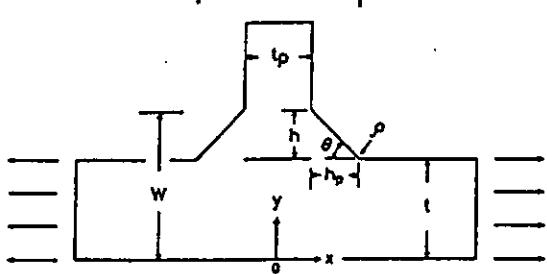
論文集, 第 168 号, 1990

16) 後川, 中山「溶接継手部の応力集中係数」, 石川島播磨技報, 第23巻, 第 4 号, 昭和58年 7 月, pp. 351 - 355

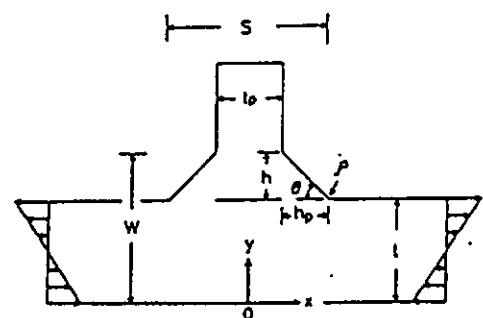
17) 三好俊郎: MS-FORTRAN による有限 / 境界要素法プログラミング, サイエンス社, 1985



(a) cross joint under tension

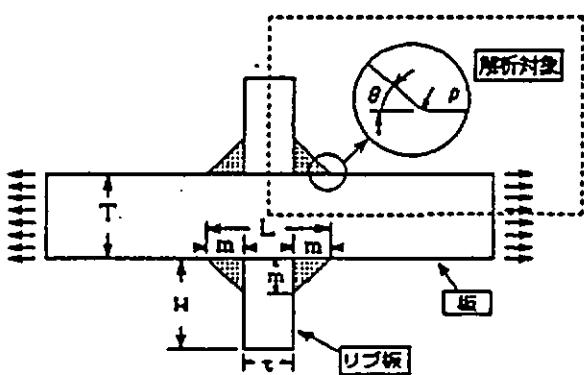


(b) tee joint under tension

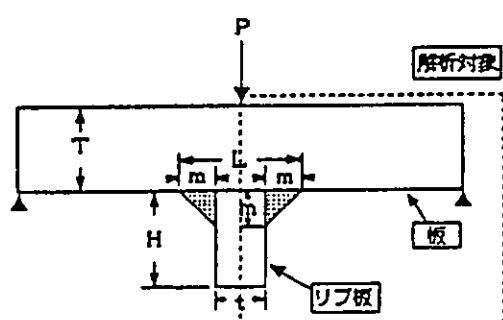


(c) tee joint under bending

図 8.2.1 境界要素法解析モデル（研究機関：A）

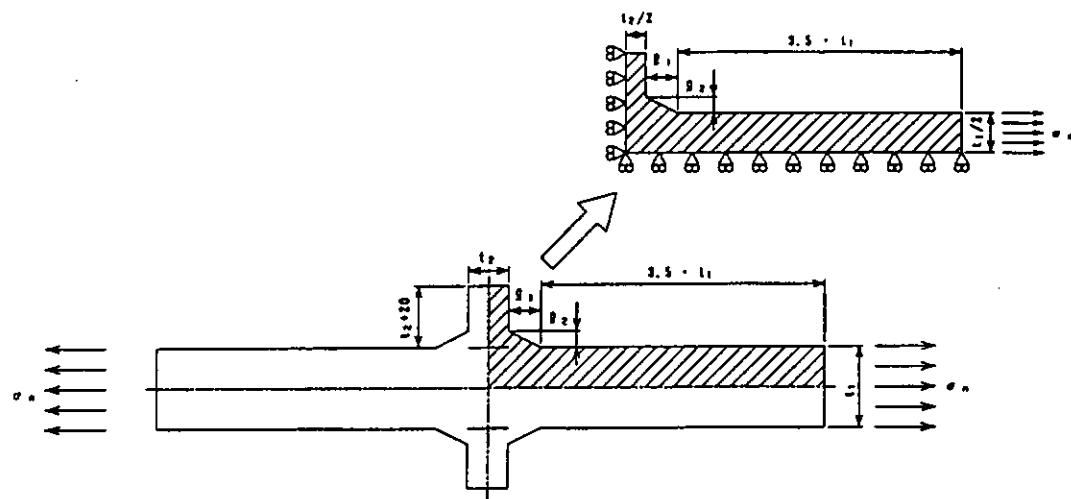


(a) リブ十字

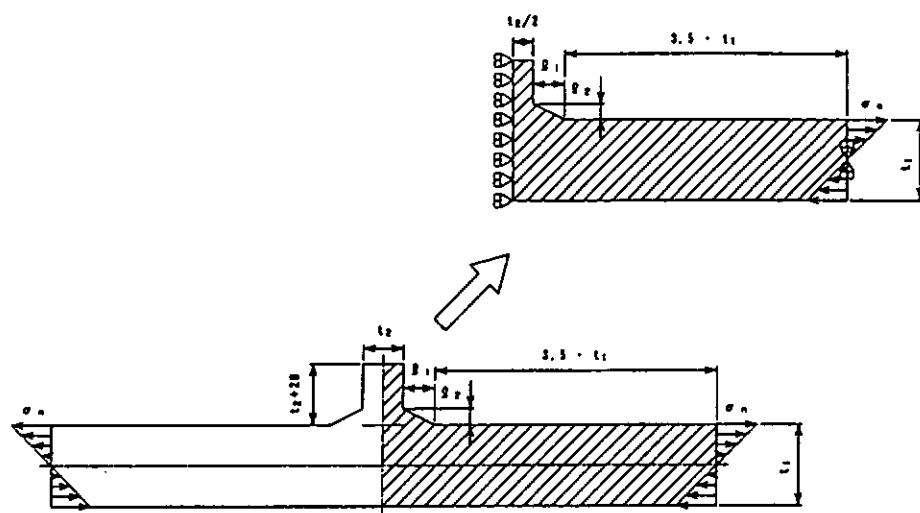


(b) T字曲げ

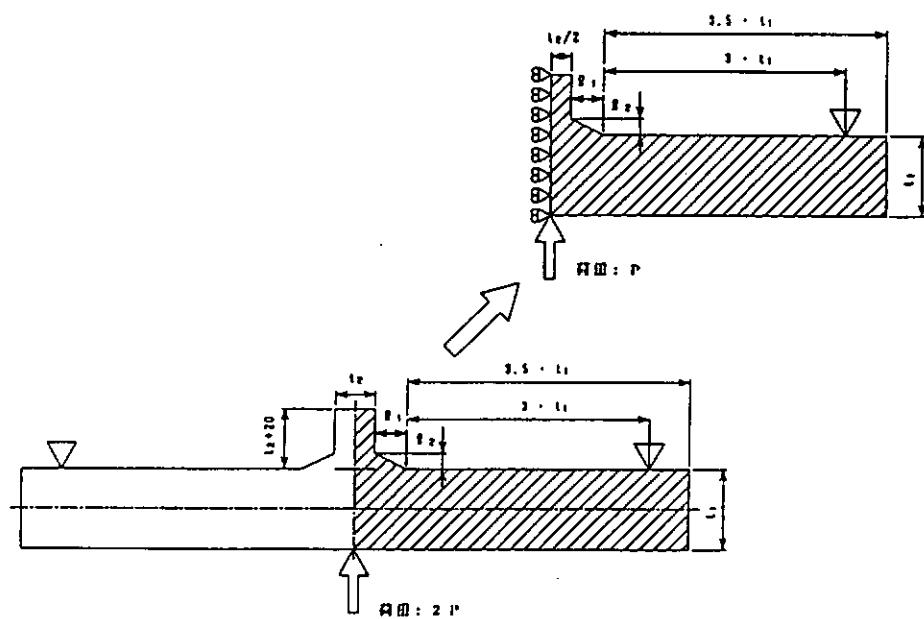
図 8.2.2 境界要素法解析モデル（研究機関：B）



(a) リブ十字継手・軸力負荷



(b) T字継手・純曲げ荷重負荷



(c) T字継手・3点曲げ荷重負荷

図 8.2.3 FEM解析モデル（研究機関：C）

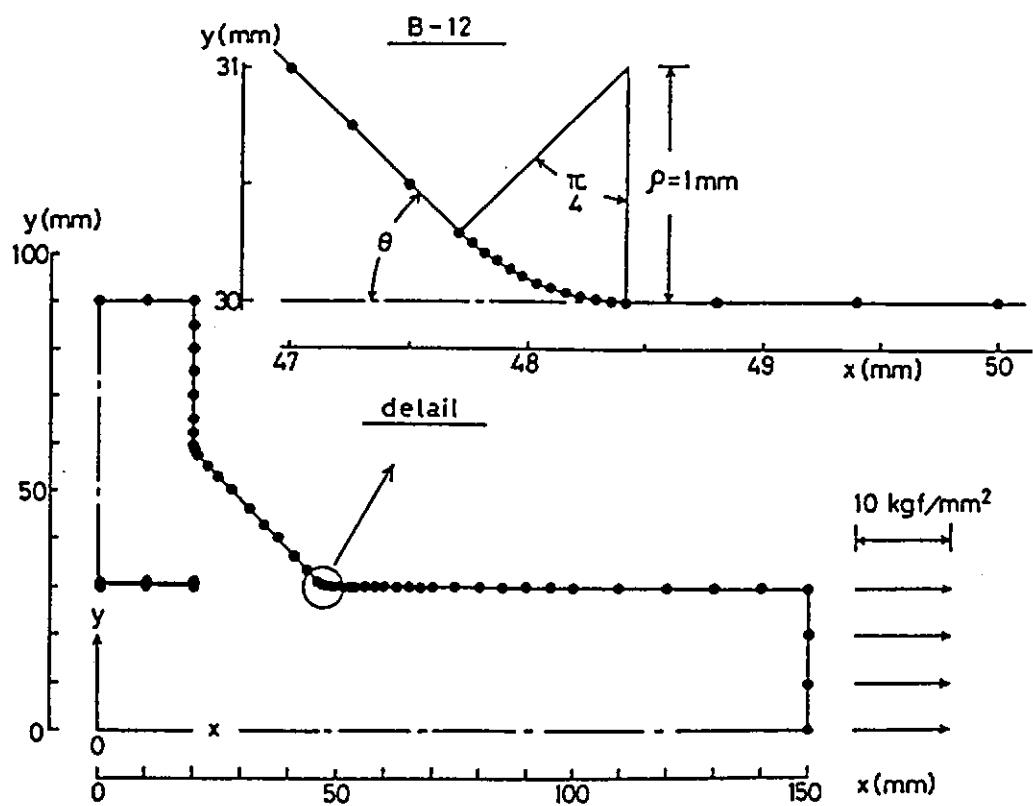


図 8.2.4 要素分割の一例（研究機関：Aによる境界要素法）

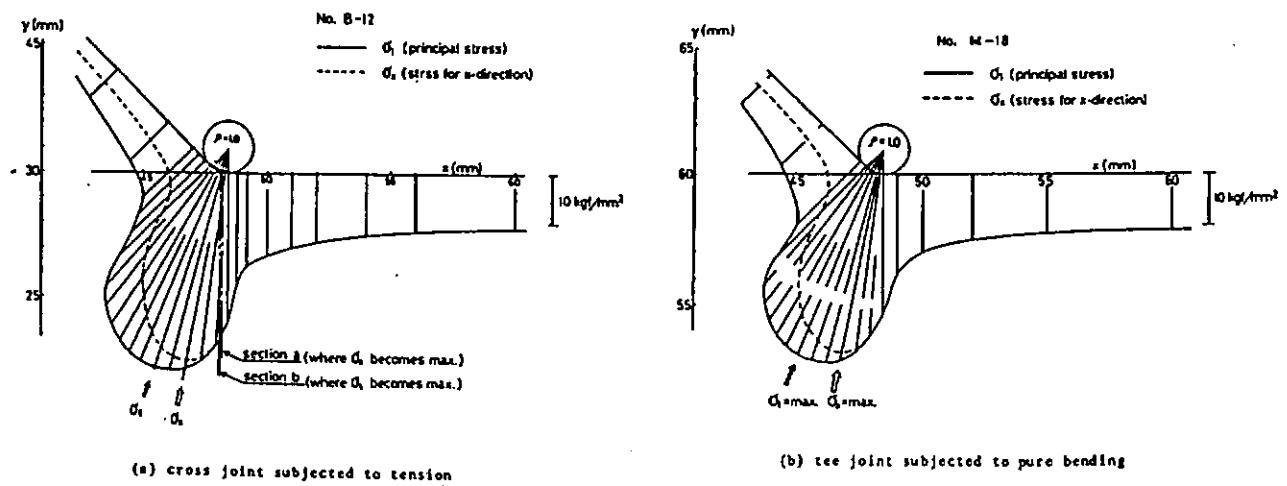


図 8.2.7 溶接止端部での応力分布

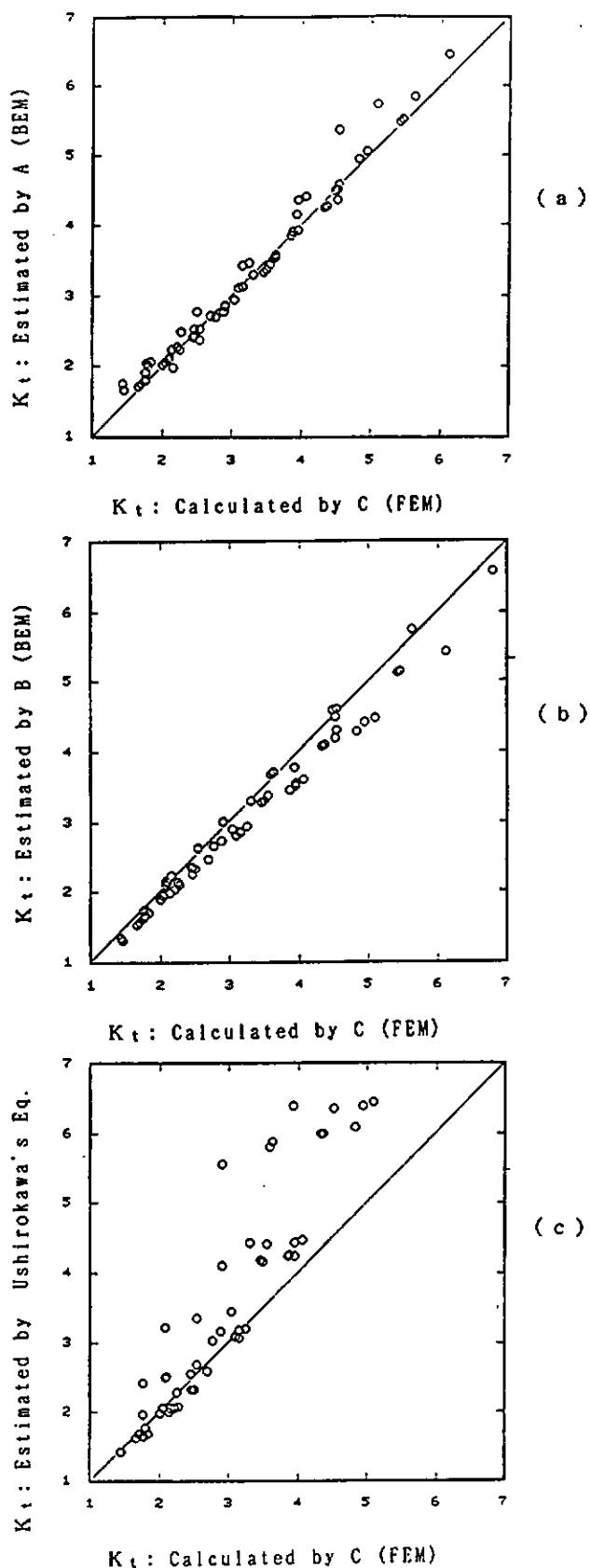


図 8.2.5 軸力を受ける十字継手の応力集中係数

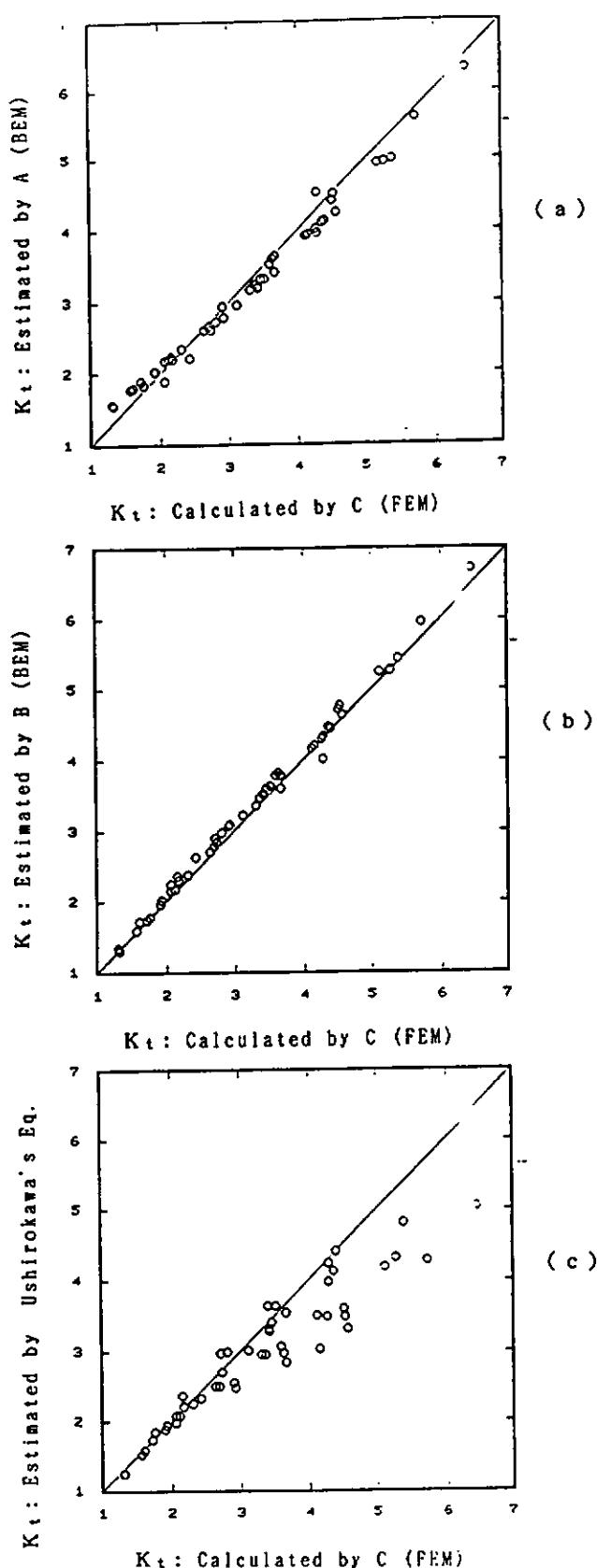


図 8.2.6 純曲げを受ける T字継手の応力集中係数

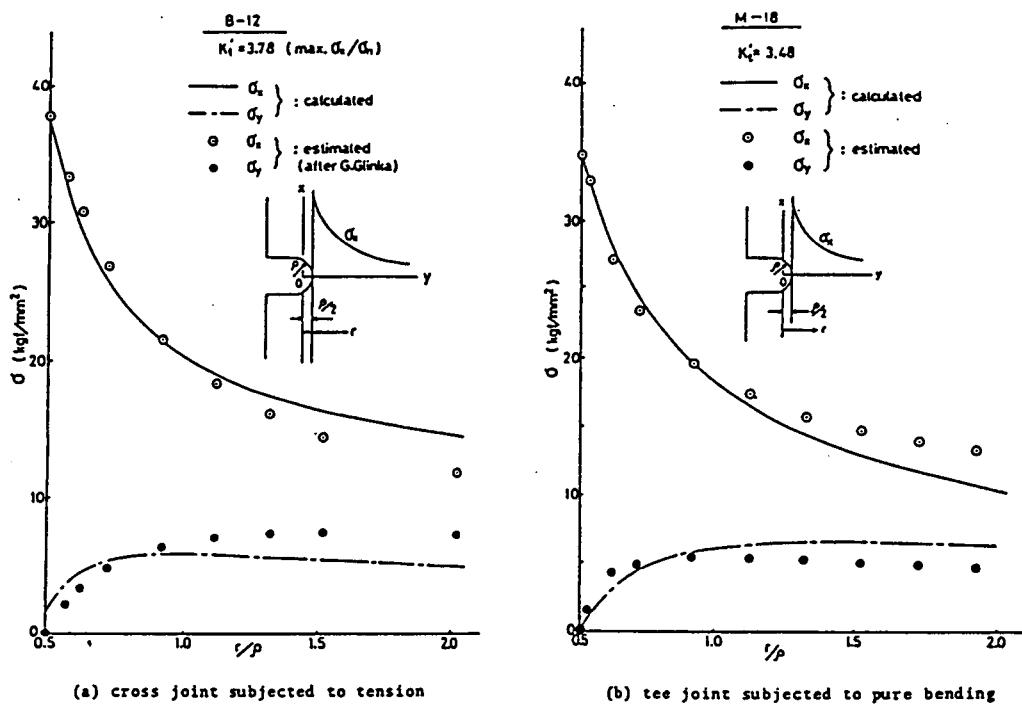


図 8.2.8 ピーク応力発生点での板厚方向の応力分布

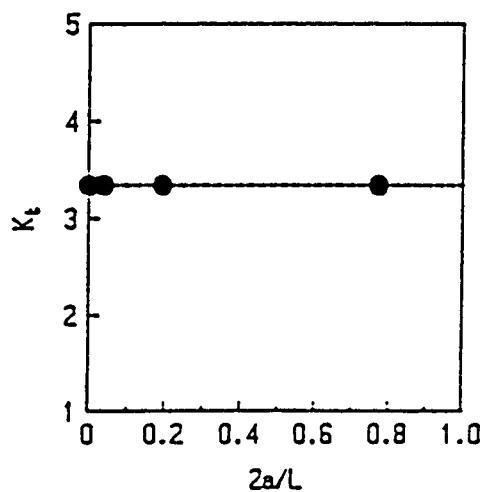
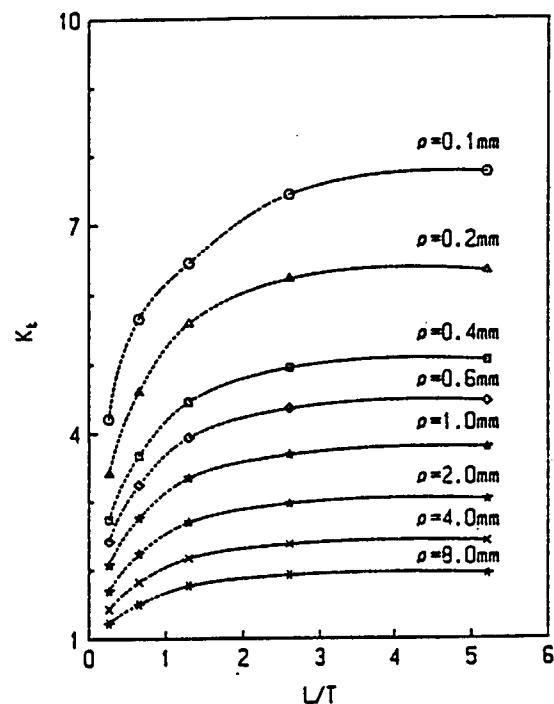
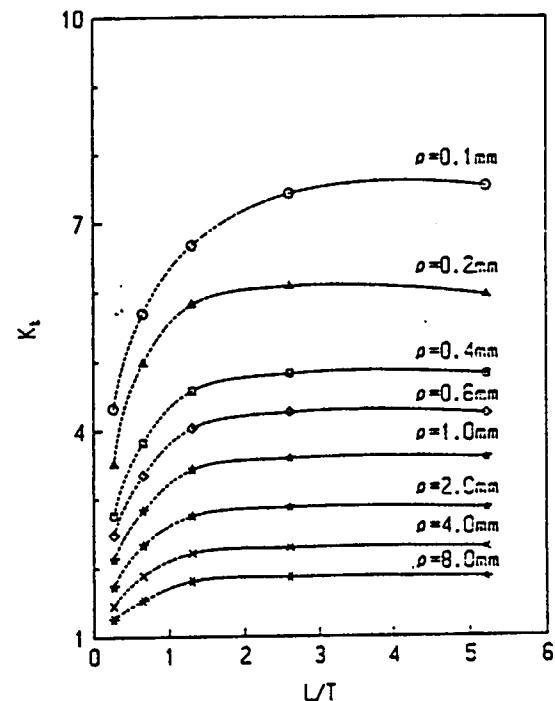


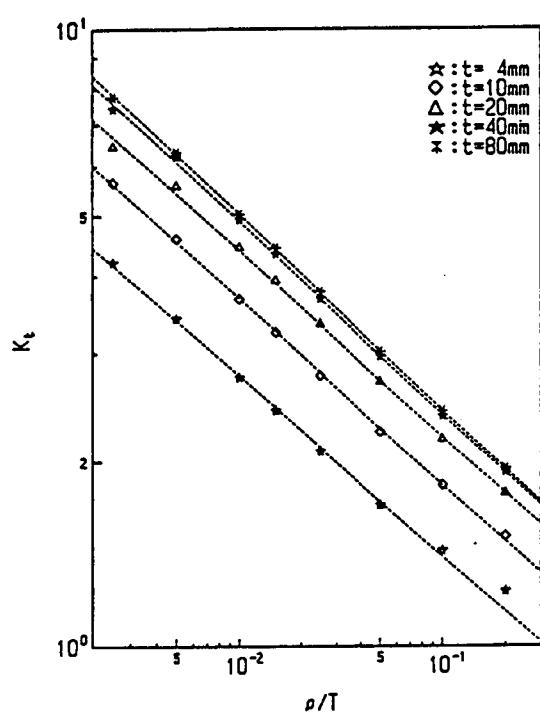
図 8.2.9 非溶着寸法と K_t の関係



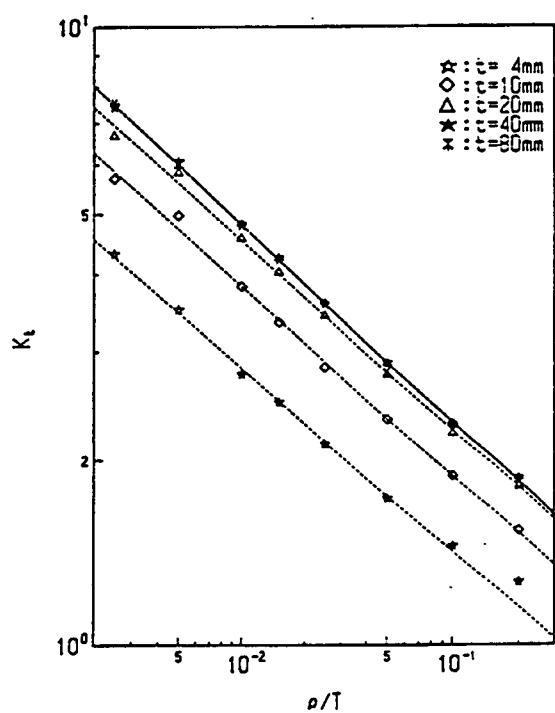
(a) リブ十字



(b) T字曲げ

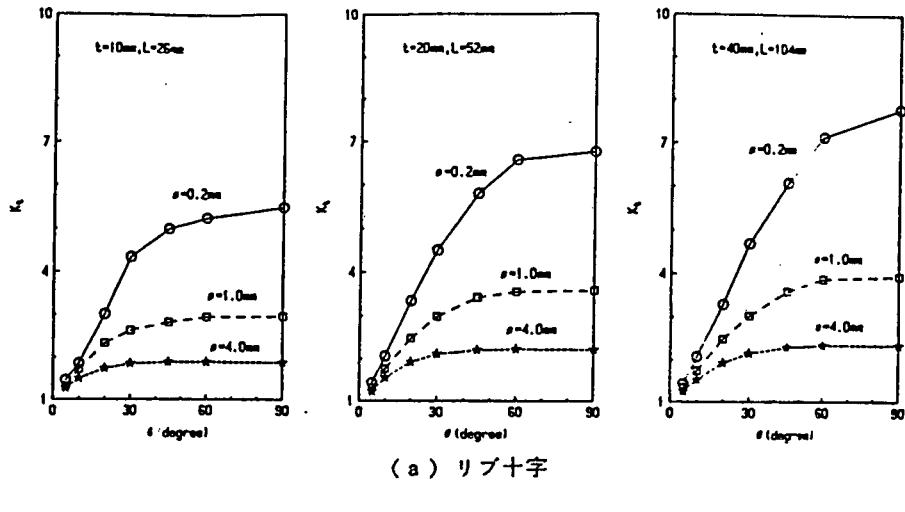
図 8.2.10 脚長と K_t の関係

(a) リブ十字

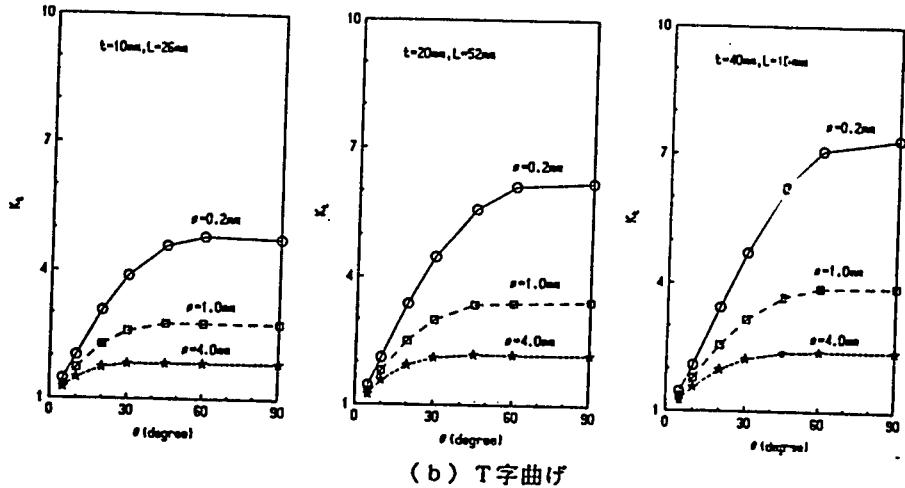


(b) T字曲げ

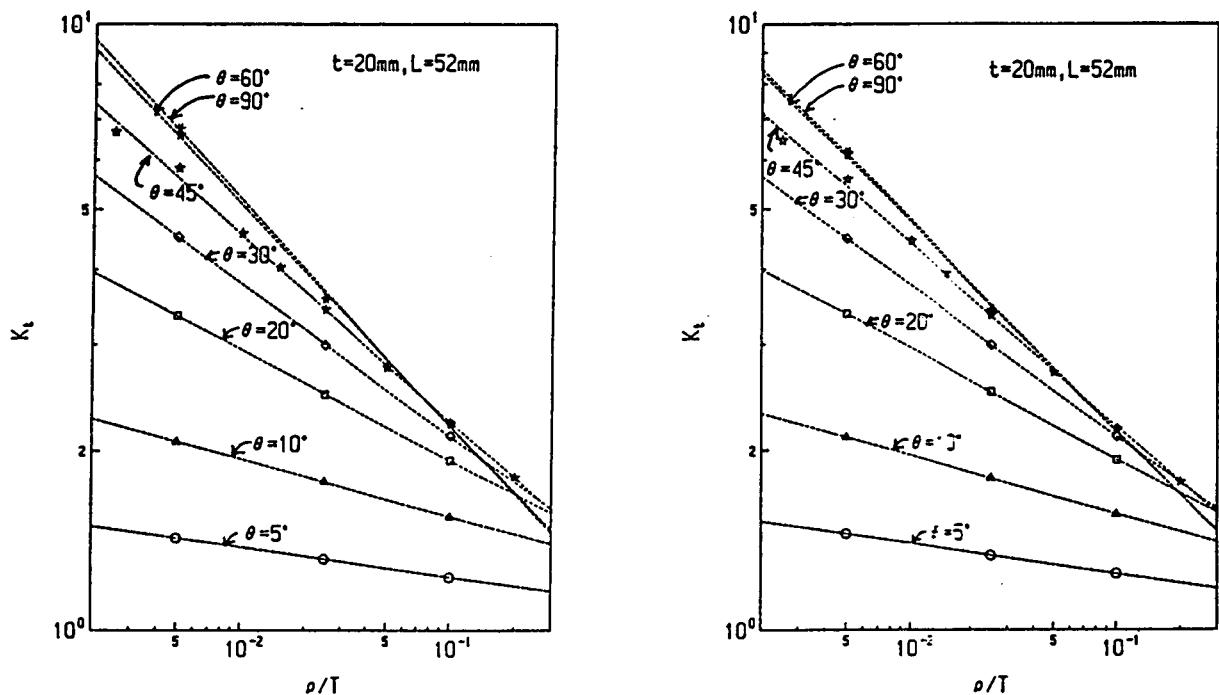
図 8.2.11 ρ/T と K_t の関係 (45°)



(a) リブ十字



(b) T字曲げ

図 8.2.12 θ と K_t の関係

(a) リブ十字

(b) T字曲げ

図 8.2.13 種々の θ における ρ / T と K_t の関係

8.3 応力集中係数と疲労強度に関する板厚効果

8.3.1 板厚効果係数

軸力を受ける十字継手及び曲げを受けるT字継手の応力集中係数 K_t と主板厚 t_1 との関係を

$$K_t = k \cdot t_1^n \quad \dots \dots \dots \quad (8.3.1)$$

ここで、 k は比例定数

で回帰したときの指数 n を K_t に関する板厚効果係数と呼ぶことにする。

軸力を受ける十字継手及び曲げを受けるT字継手の各疲労試験片に対応する K_t を (8.2.2) 式及び (8.2.10) 式により計算し主板厚 t_1 との関係でプロットすると図 8.3.1 ~ 図 8.3.3 に示すように、各試験シリーズ毎に両対数グラフ上で直線回帰できる。図中の直線の傾きが (8.3.1) 式の指数 n に相当し、これが板厚効果係数になる。これらの図から求めた K_t に関する板厚効果係数 n の値を表 8.3.1 に示す。溶接まま継手 (AC シリーズ及び AT シリーズ) では止端半径 $\rho = 0.25\text{mm}$ と $\rho = 1.0\text{mm}$ として応力集中係数 K_t を算出した。プロファイル継手 (PC シリーズ及び PT シリーズ) 及び止端研削継手 (GC シリーズ及び GT シリーズ) では $\rho = 6\text{mm}$ として応力集中係数 K_t を算出した。一方、疲労試験における板厚効果係数 m は時間強度 (破断寿命: N_f) と主板厚 t_1 の関係を $\Delta \sigma = \beta \cdot t^m$ (3.3.2) で回帰した時の指数 m として、 $N_f = 10^5$ レベルおよび $N_f = 10^6$ レベルに対して、表 8.3.2 のように得られている。

8.3.2 応力集中係数 K_t に関する板厚効果係数 ' n ' と疲労における板厚効果係数 ' $-m$ ' の比較

溶接まま継手の止端半径として $\rho = 0.25\text{mm}$ と $\rho = 1.0\text{mm}$ の場合の K_t を示したが、全てのシリーズに於て n の値は $\rho = 1.0\text{mm}$ の場合の方が $\rho = 0.25\text{mm}$ の場合より 10~20% 程度高い値となっている。ここでは、疲労強度に関する板厚効果係数 m との比較には、 $\rho = 1.0\text{mm}$ の場合の n を用いることとする。 m の値としては $N_f = 10^5$ と $N_f = 2 \cdot 10^6$ に対するものの平均値を用いることとする。 n と $-m$ の比較を図 8.3.4 に示す。

(1) 軸力を受ける十字継手の場合

全てのシリーズにおいて ' n ' > ' $-m$ ' となっている。その大きさは、 ' n ', ' $-m$ ' の両者とも、大きい方から、

			$-m$	n
As-welded	比例継手	(AC 1)	0.18	0.31
Improved weld	比例継手	(PC 1, GC 1 の平均)	0.12	0.24
As-welded	一定継手	(AC 2, AC 3, AC 4 の平均)	0.06	0.12
Improved weld	一定継手	(PC 2)	0.01	0.04

の順となっている。

すなわち、比例継手の方が一定継手より板厚効果が大きく、また As-welded の方が Improved weld より大きい。実験結果 ' $-m$ ' と解析結果 ' n ' とは絶対値で比較すると異なっているが、シリーズ間の変化の様子は非常に似かよっている。

(2) 曲げを受けるT字継手の場合

AT 1 シリーズ (As-welded 比例継手) を除いて ' n ' > ' $-m$ ' となっている。その大きさは、 ' n ' に関しては軸力を受ける十字継手の場合と同じような傾向 T となっている。シリーズ間の変化の様子は ' $-m$ ', ' n ' とともにそれぞれ同じような傾向を示している。

			$-m$	n
As-welded	比例継手	(AT 1)	0.37	0.28
Improved weld	比例継手	(PT 1, GT 1 の平均)	0.11	0.21
As-welded	一定継手	(AT 2)	0.08	0.19
Improved weld	一定継手	(PT 2)	0.09	0.14

しかし、一定継手において As-welded の場合の方が Improved weld の場合より板厚効果が大きいという性質は ' m ' については成立せず、両者同等となっている。

As-welded の一定継手(AT 2)においては、 $N_f = 10^5$ と $N_f = 2 \cdot 10^6$ での'-m'の値の差が非常に大きくなっている。

(3) 軸力を受ける十字継手と曲げを受けるT字継手の比較

As-welded 比例継手では、疲労強度に関する板厚効果係数 ' $-m$ ' は曲げ（T字継手）の方が軸力（十字継手）の場合より 2 倍ぐらい大きい値となっているが、 K_t に関する板厚効果係数では曲げ（T字継手）および軸力（十字継手）とも殆ど同じ値となっている。

Improved 比例継手では ' n ' > ' $-m$ ' であるが、曲げ（T字継手）と軸力（十字継手）のそれぞれの試験シリーズ間で比較すると、' $-m$ ', ' n ' それぞれ殆ど一定値となっている。

As-welded および Improved の一定継手でも、やはり、'n' > '-m' であるが、曲げ（T字継手）と軸力（十字継手）の比較ではほとんど差がない。

以上のように個々の比較においてそれぞれの特性を示しているが、全般的に、 K_t に関する板厚効果係数 ' $-m'$ よりも大となっている。しかし、 K_t に関する板厚効果係数 ' n' ' と疲労強度に関する板厚効果係数 ' $-m'$ ' とは試験シリーズ間で同じような変化挙動を示している。したがって、応力集中係数 K_t が疲労強度に関する板厚効果に関与していることが伺い知れる。但し、 K_t だけで板厚効果の定量的把握をすることは無理なようである。

8.3.3 まとめ

- 1) 軸力を受ける十字継手もしくは曲げを受けるT字継手の主板厚 t_1 と応力集中係数 K_t の関係は

で回帰できる。

- 2) (8.3.1) 式の指数 n を応力集中係数に関する板厚効果係数と呼ぶと、'n' は、軸力を受ける十字継手及び曲げを受ける T 字継手の各試験シリーズ間で、疲労における板厚効果係数 '-m' と同じ様な変化挙動を示す。但し、その絶対値は異なっており、全般的に、'n' > '-m' の関係にある。

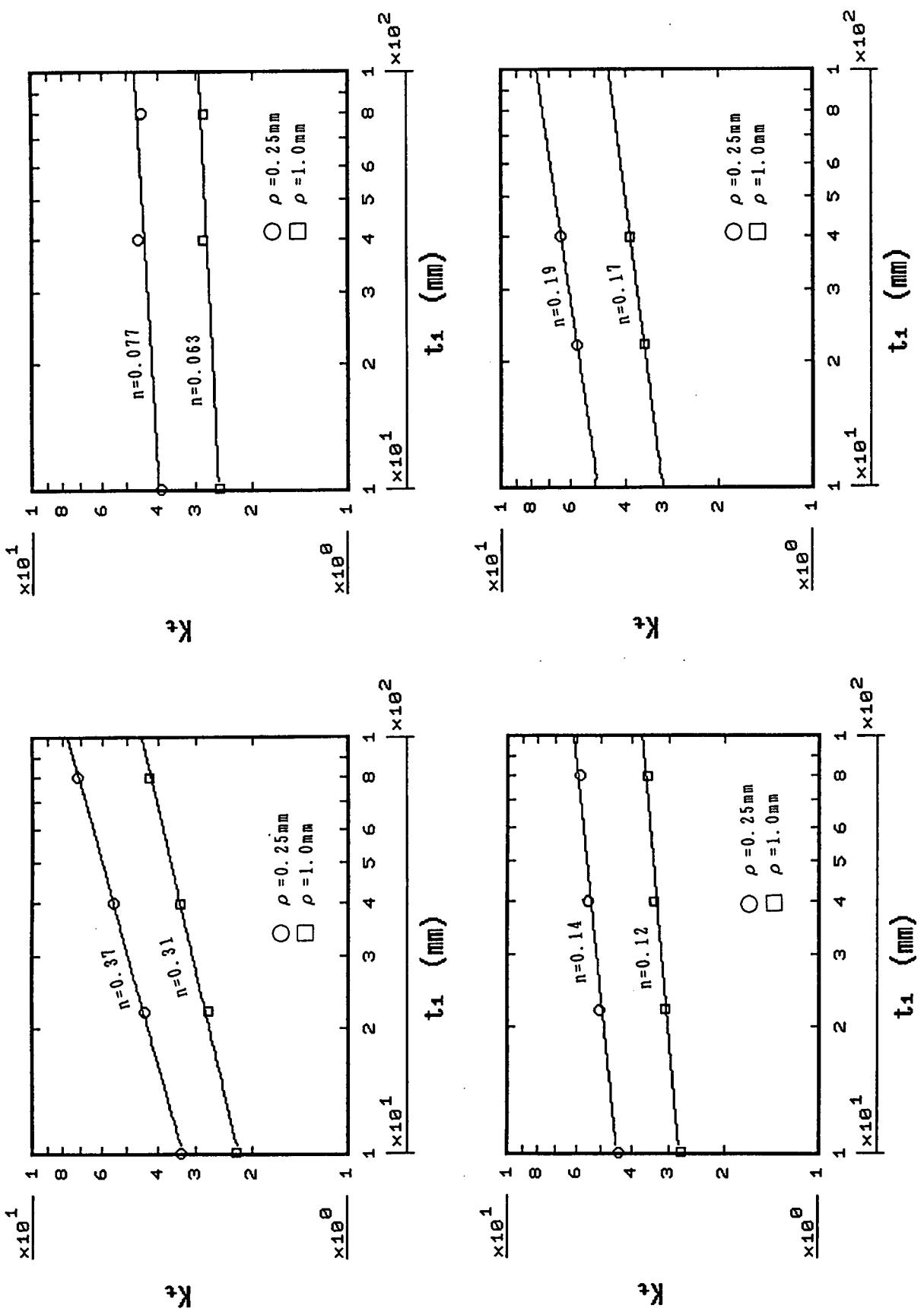


図 8.3.1 応力集中係数 K_t と主板厚 t_1 の関係 (AC シリーズ)

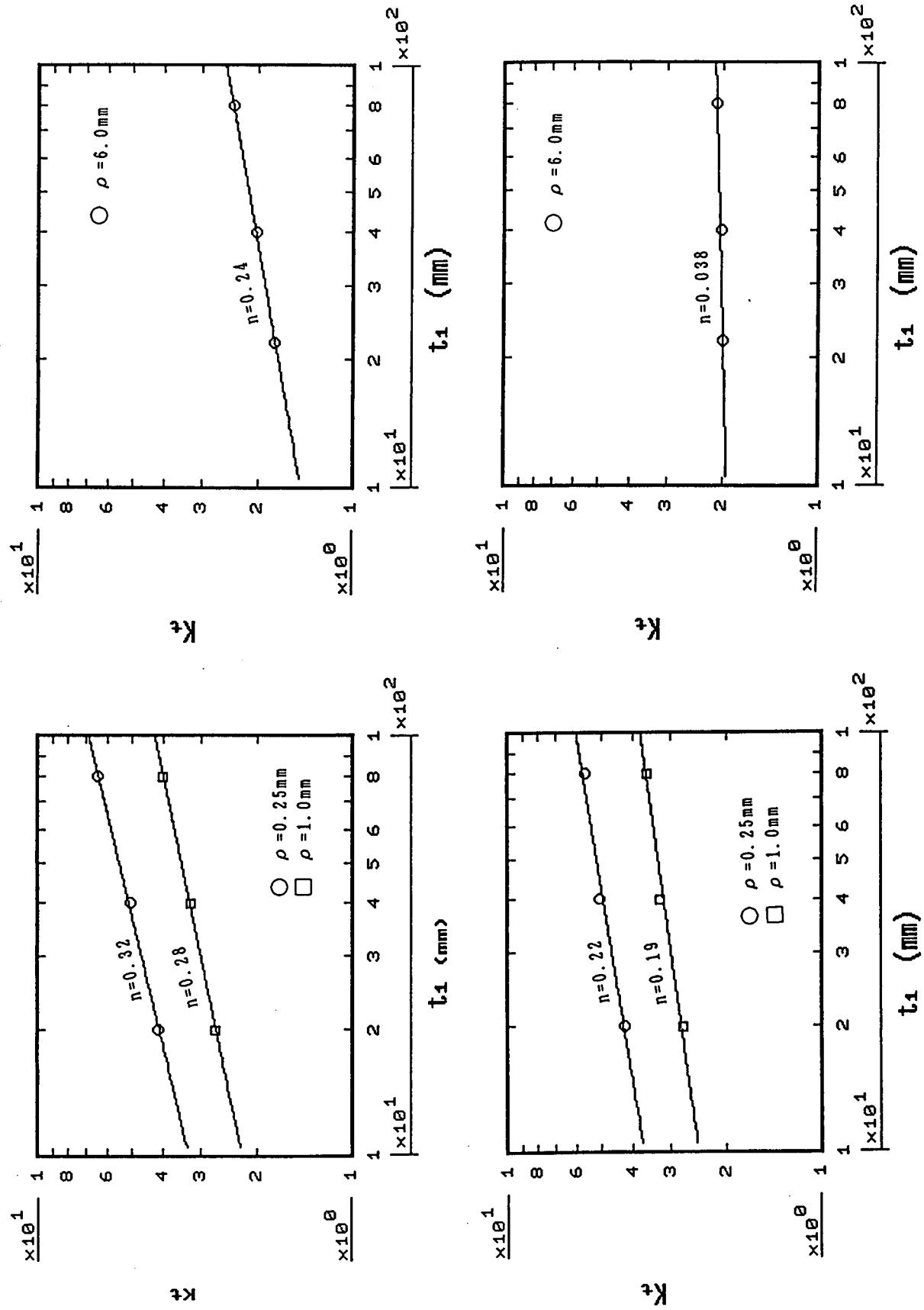


図 8.3.2 応力集中係数 K_t と主板厚 t_1 の関係 (AT, PC, GC シリーズ)

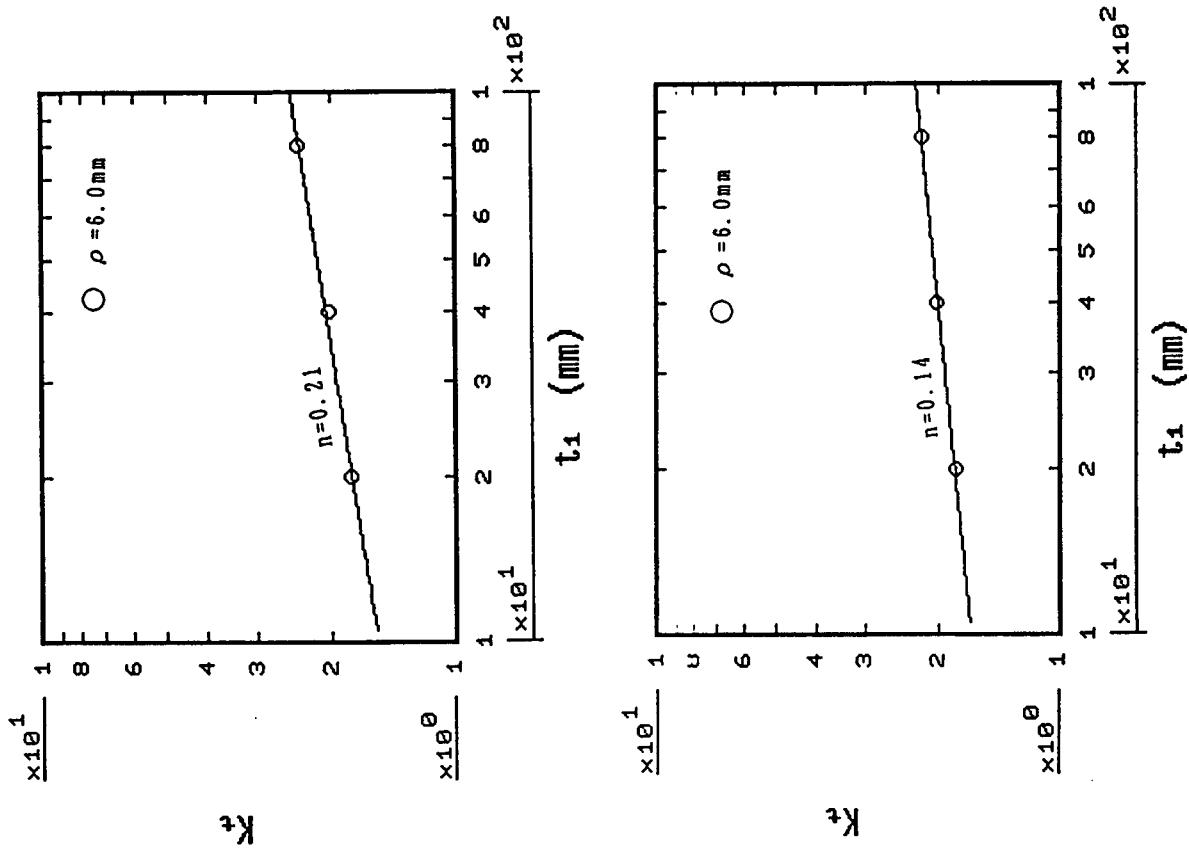


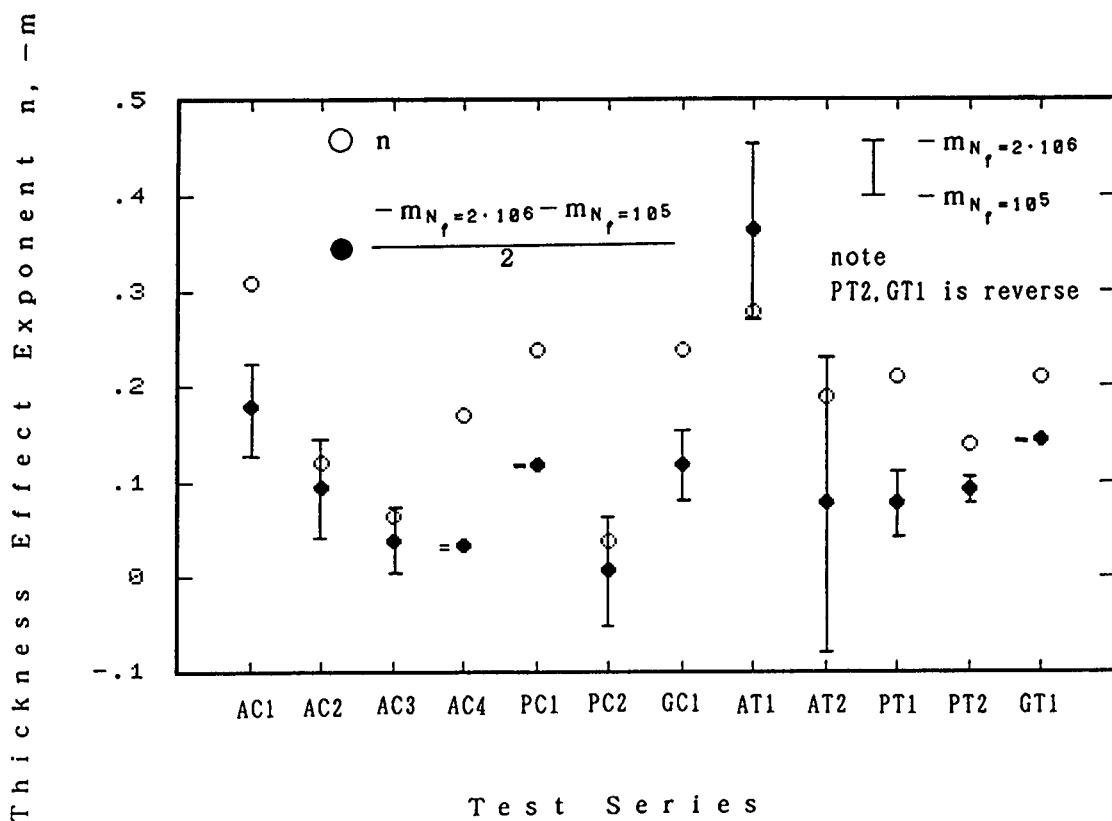
図 8.3.3 応力集中係数 K_t と主板厚 t_1 の関係 (PT, GT シリーズ)

表 8. 3. 1 K_t に関する板厚効果係数 n

Loading	Code of Series	Slope n		
		$\rho = 0.25$	$\rho = 1.0$	$\rho = 6.0$
Pulsating Tension	AC1	0.370	0.310	
	AC2	0.140	0.120	
	AC3	0.077	0.063	
	AC4	0.190	0.170	
	PC1			0.240
	PC2			0.038
	GC1			0.240
Pulsating Bending	AT1	0.320	0.280	
	AT2	0.320	0.190	
	PT1			0.210
	PT2			0.140
	GT1			0.210

表 8. 3. 2 疲労強度に関する板厚効果係数 m

Loading	Code of Series	Slope m		
		for $N_f = 10^5$	for $N_f = 2 \cdot 10^6$	Average
Pulsating Tension	AC1	-0.130	-0.230	-0.180
	AC2	-0.040	-0.147	-0.094
	AC3	-0.003	-0.072	-0.038
	AC4	-0.031	-0.035	-0.033
	PC1	-0.118	-0.119	-0.119
	PC2	0.053	-0.068	-0.008
	GC1	-0.080	-0.156	-0.118
Pulsating Bending	AT1	-0.274	-0.456	-0.365
	AT2	0.079	-0.236	-0.079
	PT1	0.093	-0.110	-0.077
	PT2	-0.105	-0.081	-0.093
	GT1	-0.147	-0.143	-0.145

図 8. 3. 4 K_t に関する板厚効果係数 (n) と疲労強度に関する板厚効果係数 ($-m$) の比較

8.4 基礎継手におけるホットスポット応力

板構造モデルに関して検討されたホットスポット応力の算出法を軸力を受ける十字継手及び曲げを受けるT字継手の基礎継手モデルに適用して、その意味あいを確認した。

軸力を受ける十字継手、曲げを受けるT字継手についてのFEM解析結果より図8.4.1のような表面応力分布が得られている。図8.4.1では板構造モデルのホットスポット応力算出法のうちのE法を適用した場合を示している。このE法が、板厚が極端に小さい場合を別にして、最も溶接止端部に近い評価点を持っている。他の方法はこれに比べるとかなり離れた位置に評価点を定義している。これらのうちから代表例としてA法 ($\alpha_1 = 0.5 t$, $\alpha_2 = 1.0 t$)とE法 ($\alpha_1 = 4.0 \text{ mm}$, $\alpha_2 = 10 \text{ mm}$)を取り上げ、検討を行なった。

FEM解析を行なった各解析モデルについて両者の方法によりホットスポット応力を求めた結果を表8.4.1に示す。表中のホットスポット応力は公称応力 $\Delta \sigma_n$ で除して無次元化してある。A法ではほとんどすべての結果が1に近い値となっている。すなわち、A法を基礎継手に適用すると

$$\text{ホットスポット応力} = \text{公称応力}$$

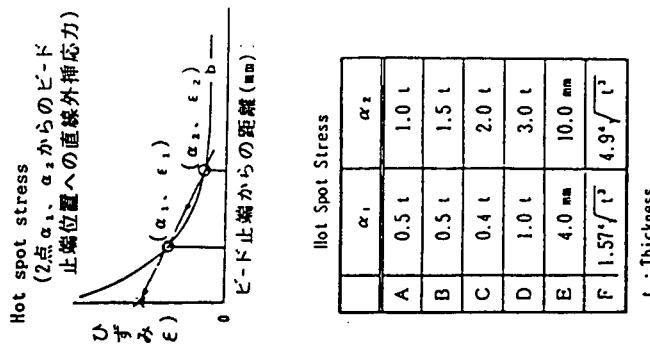
となる。

したがって板構造モデルや鋼管継手モデルにおいてA法もしくはこれに類似した評価点の取り方をしてホットスポット応力を求めた場合には、そのホットスポット応力は基礎継手の公称応力に対応していることになる。

一方、E法を適用すると、1より大きいホットスポット応力が算出される。このホットスポット応力を用いて基礎継手の疲労試験結果を再整理すると図8.4.3に示すようなホットスポット応力 $\Delta \sigma_h - N_c$ 線図が得られる。この図は図8.4.2に示す公称応力 $\Delta \sigma_n - N_c$ 線図に比べるとはるかにばらつきが小さくなっている。図8.4.3から $N_c = 2 \times 10^6$ での時間強度を求めて、これを主板厚 t_1 との関係でプロットすると、図8.4.4のようになる。公称応力 $\Delta \sigma_n - N_c$ 線図から求まる板厚効果係数とB法によるホットスポット応力 $\Delta \sigma_h - N_c$ 線図から得られる板厚効果係数との比較を図8.4.5に示す。この図からもE法による方法で算出したホットスポット応力を使用すること、板厚効果による疲労強度のばらつきを低減できることが分かる。

表 8.4.1 基礎継手におけるホットスポット応力算出結果

Welded Joint Type	Estimation Method	t ₁ (mm)	Hot Spot Stress / Nominal Stress																	
			ρ = 0.25mm						ρ = 0.5mm						ρ = 1mm			ρ = 6mm		
			t ₂ (mm)			t ₂ (mm)			t ₂ (mm)			t ₂ (mm)			t ₂ (mm)					
Cross	A	10	1.00	0.99	0.97	----	1.01	0.98	0.97	----	1.00	0.97	0.97	----	0.98	0.96	----			
		22	----	0.98	0.99	0.97	----	1.00	0.99	0.97	----	0.98	0.99	0.97	----	1.00	0.98	0.96		
		40	----	1.01	1.01	1.00	----	1.01	0.99	0.97	----	1.01	1.00	1.00	----	1.00	0.98	1.00		
	B	80	----	1.02	1.02	1.00	----	1.02	1.02	1.00	----	1.02	1.02	1.00	----	1.00	1.00	1.00		
		10	1.02	1.00	0.99	----	1.03	0.99	0.97	----	1.02	0.99	0.99	----	0.98	0.97	----			
		22	----	1.17	1.18	1.15	----	1.17	1.18	1.15	----	1.17	1.16	1.14	----	1.09	1.09	1.08		
Tee	A	40	----	1.24	1.38	1.36	----	1.23	1.33	1.36	----	1.23	1.33	1.33	----	1.19	1.24	1.25		
		80	----	1.24	1.42	1.55	----	1.24	1.39	1.55	----	1.23	1.39	1.55	----	1.21	1.32	1.44		
		10	1.00	0.97	0.97	----	1.00	0.97	0.96	----	0.98	0.97	0.97	----	0.98	0.99	----			
	B	22	----	0.96	----	0.98	----	0.98	----	0.99	----	0.95	----	0.97	----	0.98	0.99	----		
		40	----	1.01	----	0.97	----	1.00	----	0.96	----	0.99	----	0.97	----	1.00	0.96	----		
		80	----	1.00	1.00	0.99	----	1.00	0.98	0.99	----	0.98	0.99	0.97	----	1.00	0.98	0.99		
	F	10	1.00	0.99	0.99	----	1.00	0.99	0.99	----	1.00	0.98	0.97	----	0.98	0.99	----			
		22	----	1.08	----	1.09	----	1.08	----	1.08	----	1.07	----	1.07	----	1.04	----	1.04		
		40	----	1.20	----	1.22	----	1.19	----	1.24	----	1.19	----	1.21	----	1.14	----	1.15		
		80	----	1.23	1.37	1.46	----	1.24	1.36	1.46	----	1.22	1.34	1.44	----	1.18	1.28	1.34		



t : Thickness

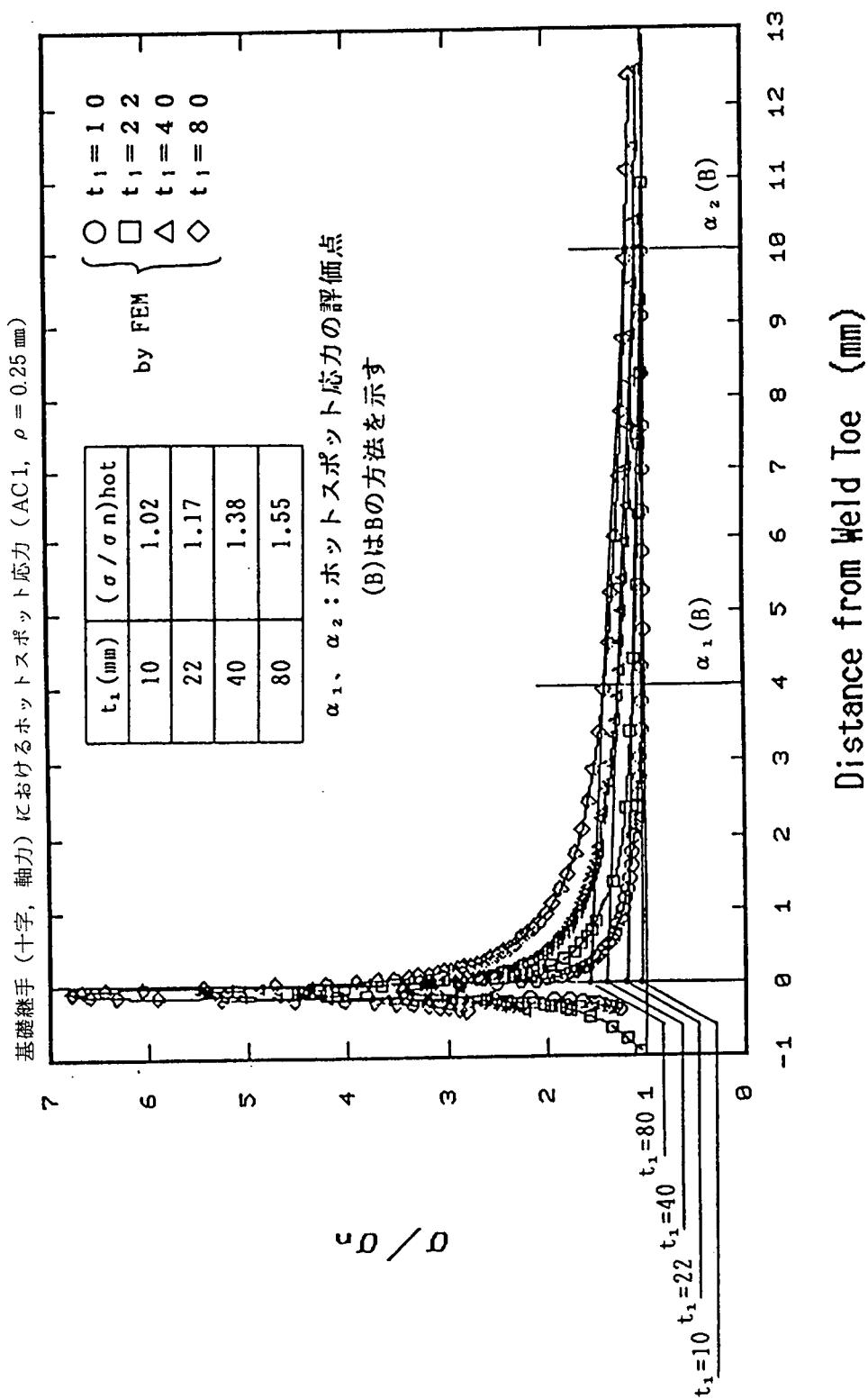


図 8.4.1 基礎継手におけるホットスポット応力

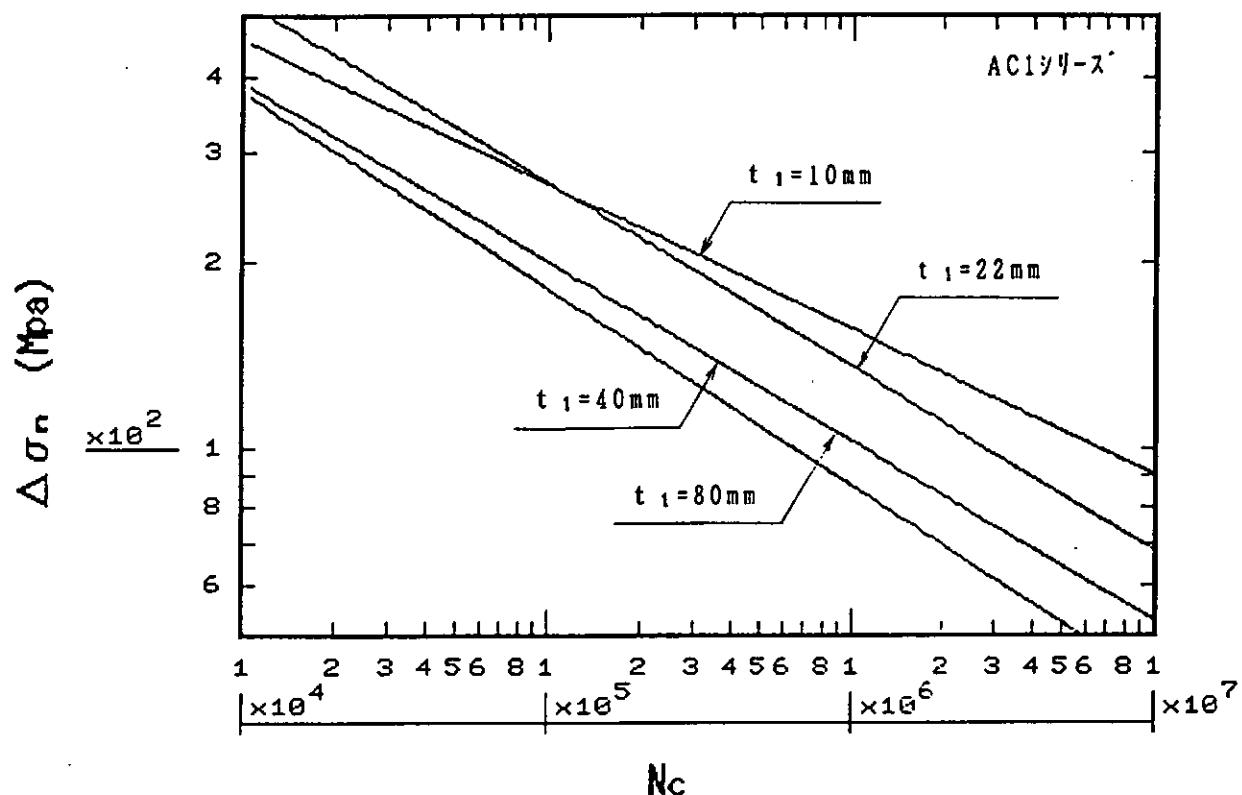


図 8.4.2 公称応力 $\Delta\sigma_n$ - N_c 線図

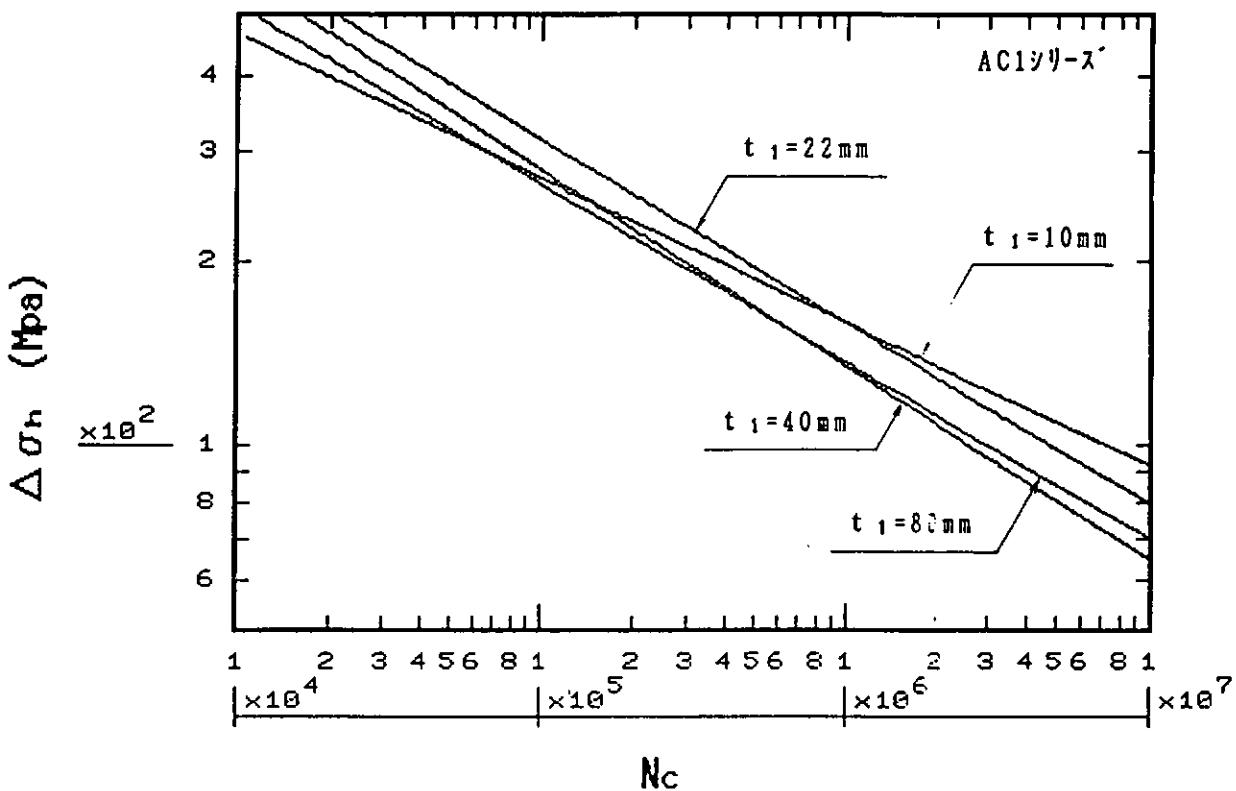


図 8.4.3 ホットスポット応力 $\Delta\sigma_h$ - N_c 線図

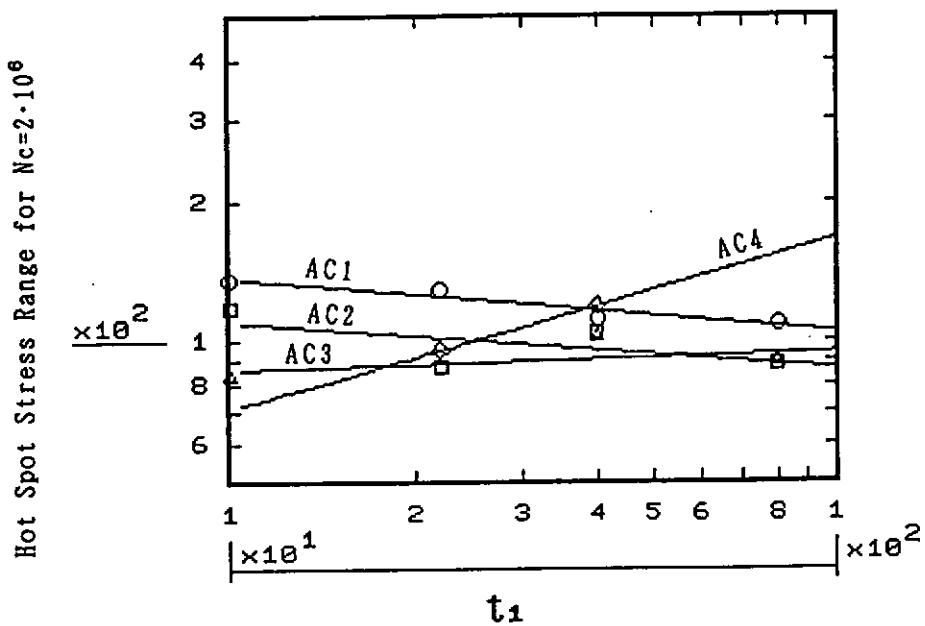


図 8.4.4 ホットスポット応力範囲と主板厚 t_1 の関係

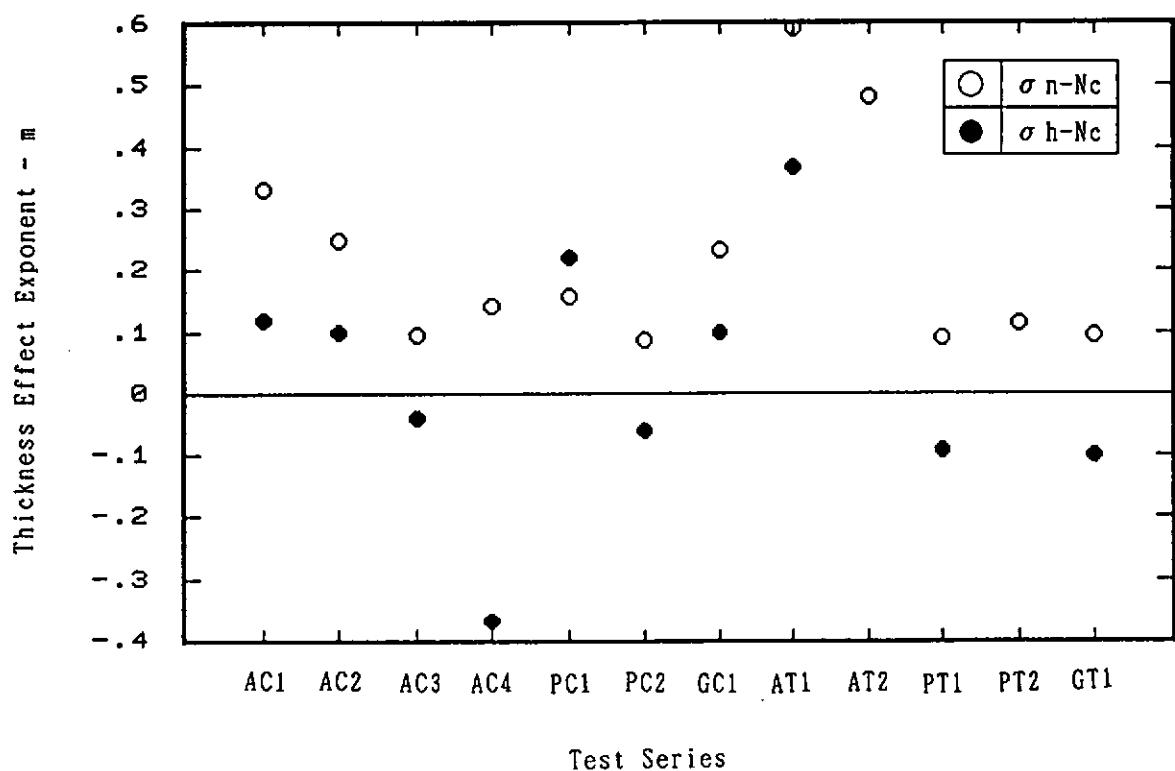


図 8.4.5 ホットスポット応力 $\sigma_h - N_c$ 線図から板厚効果係数

8.5 疲労亀裂発生寿命の推定

8.5.1 素材の疲労試験結果

基礎継手の材料の疲労強度特性を明かにし、疲労亀裂発生寿命の推定のための基礎データを得ることを目的にして素材の疲労試験を実施した。

供試材には、十字継手（AC2, PC2, GC2シリーズ）で用いた材料を使用した。

試験片は、WES¹⁾で規定された砂時計型を用い、板のロール方向に試験片の長手軸を一致させた。試験片形状を図8.5.1に示す。アール部の最小直径は7mm、弾性応力集中係数は、1.06である。試験は、最小直径部の径部の径方向の歪を制御して、応力比-1の条件で実施した。その他、繰り返し速度などの実験条件は、WESの規定¹⁾に則った。

試験結果は、弾性歪振幅（ ϵ_{ea} ）および塑性歪振幅（ ϵ_{pa} ）と繰り返し数との関係を用いて整理した。疲労亀裂発生寿命（N_c）と全歪振幅（ ϵ_{ta} ）との関係を図8.5.2に、破断寿命（N_f）と全歪振幅（ ϵ_{ta} ）との関係を図8.5.3にそれぞれ示す。

Manson-Coffin式の疲労線図の表現を用いて、試験結果をまとめた。その係数を表8.5.1に示す。

表8.5.1 素材の疲労試験結果の係数のまとめ

$$\epsilon_{ta} = C_e N^{-k_e} + C_p N^{-k_p}$$

	C _e	k _e	C _p	k _p
$\epsilon_{ta} - N_c$	0.00513	0.1237	0.433	0.567
$\epsilon_{ta} - N_f$	0.00510	0.1179	0.420	0.540

以上の結果から、繰り返し中の応力-歪の関係を、次式のように仮定して、以降の解析を実施することにした。

$$\epsilon_{ta} = \sigma_a / E + a (\sigma_a / E)^{1/n} \quad \dots \quad (8.5.1)$$

表8.5.1に示した実験結果から、a, 1/nの値が次のように求めることが出来た。

$$a = 3.66 \times 10^9, \quad 1/n = 4.292$$

日本海事協会の鋼船規則検査要領P編付録「疲労強度計算に関する参考資料」によると、a, 1/nの簡易算定式が提示されている。

$$\begin{aligned} \log a &= \log C_p - (1/n) \log C_e \\ &= 2.24 (1/n) - 0.238 \quad \dots \quad (8.5.2) \end{aligned}$$

$$\begin{aligned} 1/n &= k_p / k_e \\ &= 0.0086 \sigma_u + 0.036 \quad \dots \quad (8.5.3) \end{aligned}$$

ここで用いた材料の σ_u は509.6 MPaである。そこで、この数値を上式に代入して、日本海事協会の推定式と、本実験結果を比較したものを、以下に表示する。

表8.5.2 繰返中応力歪関係の係数のNK式との比較

	NK簡易式	実験結果
1/n	4.38	4.42
a	4.57×10^9	3.66×10^9

この結果によると、NKの簡易式は非常に精度の良い繰返中の応力歪関係の係数の推定値を与える。

8.5.2 龜裂発生寿命の推定方法

ここでは、公称応力、公称歪に対して、切欠き底でのピーク応力を推定して、素材の $\epsilon - N_c$ 線図を用いて亀裂発生寿命の推定を行う方法を用いる。

ピーク歪振幅の推定方法には、Stowell, Neuber, 公江の方法などがあるが、飯田ら、および、NKの方法にない、ここでは Stowell の方法を用いることにした。

$$K_\sigma = K_\epsilon / (K_\epsilon - K_t + 1)$$

ここで、 K_t ：弾性応力集中係数

K_σ ：塑性応力集中係数 = $\sigma_{pa} / \sigma_{na}$

K_ϵ ：塑性歪集中係数 = $\epsilon_{pa} / \epsilon_{na}$

$\sigma_{pa}, \epsilon_{pa}$ ：ピーク応力振幅、ピーク歪振幅

$\sigma_{na}, \epsilon_{na}$ ：公称応力振幅、公称歪振幅

ピーク応力振幅とピーク歪振幅との関係は、(8.5.1)式の関係を用いる。(8.5.4)式と(8.5.1)式を用い、公称応力振幅と弾性応力集中係数を入力して、ピーク歪振幅を求めた。

ここで、弾性応力集中係数 K_t は、辻の式(式(8.2.2), 式(8.2.10))を用いた。

ピーク歪振幅が求まると、表 8.5.1 内に示した $\epsilon - N_c$ 線図を用いて亀裂発生寿命を求めることができる。

8.5.3 各種試験体の解析結果

板厚効果を調べるために実施した全ての試験体について、亀裂発生寿命の推定を行った。

推定計算を実施するにあたり、個々の材料の a と $1/n$ 、および、素材の $\epsilon - N_c$ 線図が必要である。すべての材料についてのデータが存在しないので、ここでは、8.5.1 に示した材料試験結果を代表値と見なして使用することとした。

弾性応力集中係数の決定にあたっては、前述の辻の式を用いた。また、その際、As-Welded の試験体については、止端半径を 1.0 mm とみなし、Profiled Weld, Toe-Ground Weld の試験体については、一律に、止端半径を 6.0 mm とみなした。

図 8.5.4, 図 8.5.5 に解析結果を示す。図 8.5.4 は各種十字継手(軸力載荷)の、図 8.5.5 は各種 T 字継手(曲げ載荷)の、疲労強度の推定結果を示す。(a)図は亀裂発生寿命が 1×10^5 回の、(b)図は 2×10^6 回の疲労強度で、横軸は主板の板厚を示す。

図 8.5.6, 図 8.5.7 に各種十字、T 字継手の疲労強度の実験値と推定値との比較を示す。両図ともに、(a)図は亀裂発生寿命が 1×10^5 回の、(b)図は 2×10^6 回の疲労強度を示す。横軸は実験結果を、縦軸は推定結果を表す。実験値の疲労強度は実験値の 50% 破壊確率線から求めた値である。

1×10^5 回強度の推定結果は実験結果と良く一致しているが、 2×10^6 回の場合は、大きくばらついている。As-Welded の十字継手では、強度を高く評価し、改善継手では低く評価している。一方、T 字継手では両者とも、やや、低く評価している。

これには、種々の要因が考えられる。今回、基準として採用した $\epsilon - N_c$ 線図は、素材の径歪制御疲労試験結果で、高寿命の部分のデータが無いことから、高寿命での推定精度が低いと考えられること、止端半径の仮定に多少問題がある可能性があることなどが考えられる。しかし、概ね良好な推定値が得られている。

8.5.4 亀裂発生寿命に関する板厚効果についての考察

板厚効果を定量化するために、 1×10^5 回、 2×10^6 回に対する疲労強度(時間強度) $\Delta \sigma$ と板厚 t との関係を、

$$\Delta \sigma = \beta t^m \quad \dots \quad (8.5.4)$$

として回帰した。この係数 m について整理、考察する。

係数 m は、図 8.5.4, 図 8.5.5 に示したデータの、図上での回帰直線の傾きである。図 8.5.8 に各種十字継手

(軸力載荷) の時間強度の板厚依存性を表す係数を示す。また、図 8.5.9 には各種 T 字継手 (曲げ載荷) のそれを示す。図中、縦軸は、板厚依存性係数 m の符号を反転した値、"- m " を表す。N 1 は 1×10^5 回時間強度に関するもの、N 2 は 2×10^6 回に関するものである。一方、黒印は本節で行った亀裂発生寿命推定結果から得られた値、白印は実験結果からの値である。

十字継手をみると、AC 2 (溶接のままの一定付加物継手) を除いて、実験値と推定値はほぼ一致している。AC 2 の破断寿命の "- m " の実験値を調べると N 1 で、0.040、N 2 で 0.147 となっており、亀裂発生寿命の実験値の "- m " だけが、突出して大きな値になっていることから、実験値に多少の疑問が残る。以上から、十字継手の板厚効果は、本節で示した方法で、推定可能であると言えよう。

十字継手の亀裂発生寿命の板厚効果は、溶接のままの比例継手で、"- m " が 0.3 程度になる以外は、0.25以下の値になっている。溶接止端部の改善の効果は板厚効果にもあり、改善継手の "- m " の値は、溶接のままの継手の値より低下している。

一方、T 字継手をみると、溶接のままの継手の "- m " は実験値が大きく、推定値と大きな差が生じている。AT 1, 2 の破断寿命の "- m " の実験値を調べると N 1 で、0.274, 0.079, N 2 で 0.456, 0.236 となっており、亀裂発生寿命の値と比べると、かなり小さくなっている。亀裂発生寿命の定義が、歪ゲージの出力低下で行っていることから、ばらつきが有るのかも知れないが、板厚効果は亀裂発生寿命に対して顕著に現れるとも言えよう。本節で示した亀裂発生寿命予測方法は、応力集中係数が、最も大きく寿命を支配することになることから、溶接のままの継手の "- m " の値の実験値と推定値に差が出ることは無理もないと思われる。

応力集中係数の板厚依存性の解析結果は先に、8.3.3 節で示した n の値で整理されている。ここで、 n と推定結果の " m " と比べると "- m " が n より、多少小さくなっている。

8.5.5 ま と め

- 1) 基礎継手の疲労試験片に用いたものと同一材料から製作した砂時計型試験片を使用して応力比 -1 の径歪制御疲労試験を実施した。試験結果から導き出された繰り返し中の応力 - 歪関係の係数 a および $1/n$ の値は日本海事協会の鋼船規則検査要領 P 編付録「疲労強度計算に関する参考資料」に提示されている簡易算定式による計算値と非常に良く一致した。
- 2) As-welded の基礎継手の溶接止端部の曲率半径 $\rho = 1 \text{ mm}$, Improved weld の $\rho = 6 \text{ mm}$ と仮定して基礎継手の応力集中係数 K_t を (8.2.2) 式もしくは (8.2.10) 式から算出し、繰り返し中の応力 - 歪関係 (8.5.1) 式、ピーク歪振幅を算出する Stowell の式 (8.5.4) 式及び $\epsilon_{ta} - N_c$ 線図から基礎継手の疲労亀裂発生寿命 N_c を推定した。
- 3) 2) の方法により推定した疲労亀裂発生寿命 N_c から求めた 10^5 レベルでの時間強度は各継手シリーズとも実験結果と良く一致した。
- 4) 2) の方法により推定した疲労亀裂発生寿命 N_c から求めた $2 \cdot 10^6$ レベルでの時間強度は、十字継手の As-welded では高目の推定に、十字継手の Improved weld 及び T 字継手では低めの推定になった。
- 5) 十字継手では疲労亀裂発生寿命の推定値から求めた板厚効果係数と疲労試験結果から得られている板厚効果係数は良く一致した。しかし、T 字継手の As-welded シリーズではかなり低めの推定となった。

参 考 文 献

- 1) (社)日本溶接協会：「溶接構造用金属材料及び溶接金属のひずみ制御方式による低サイクル疲労試験方法」, WES 1101-1979

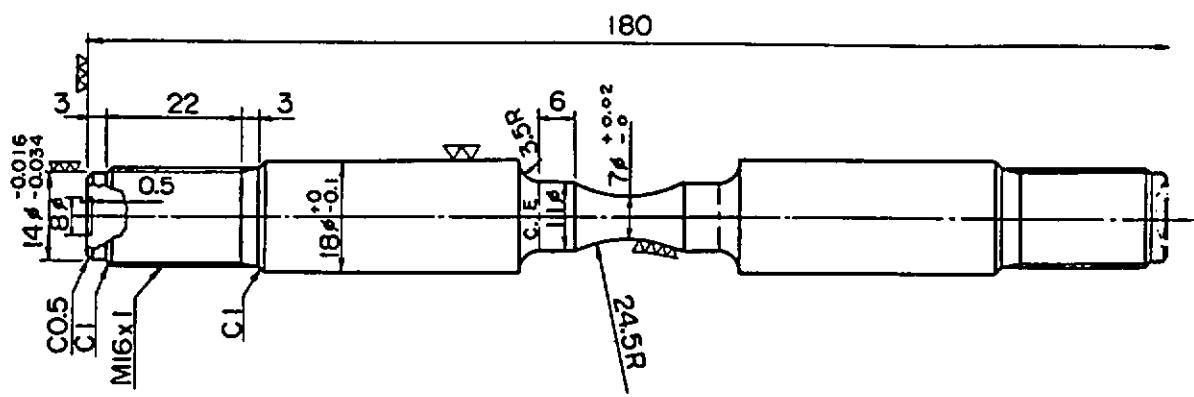


表 8.5.1 素材の疲労試験片

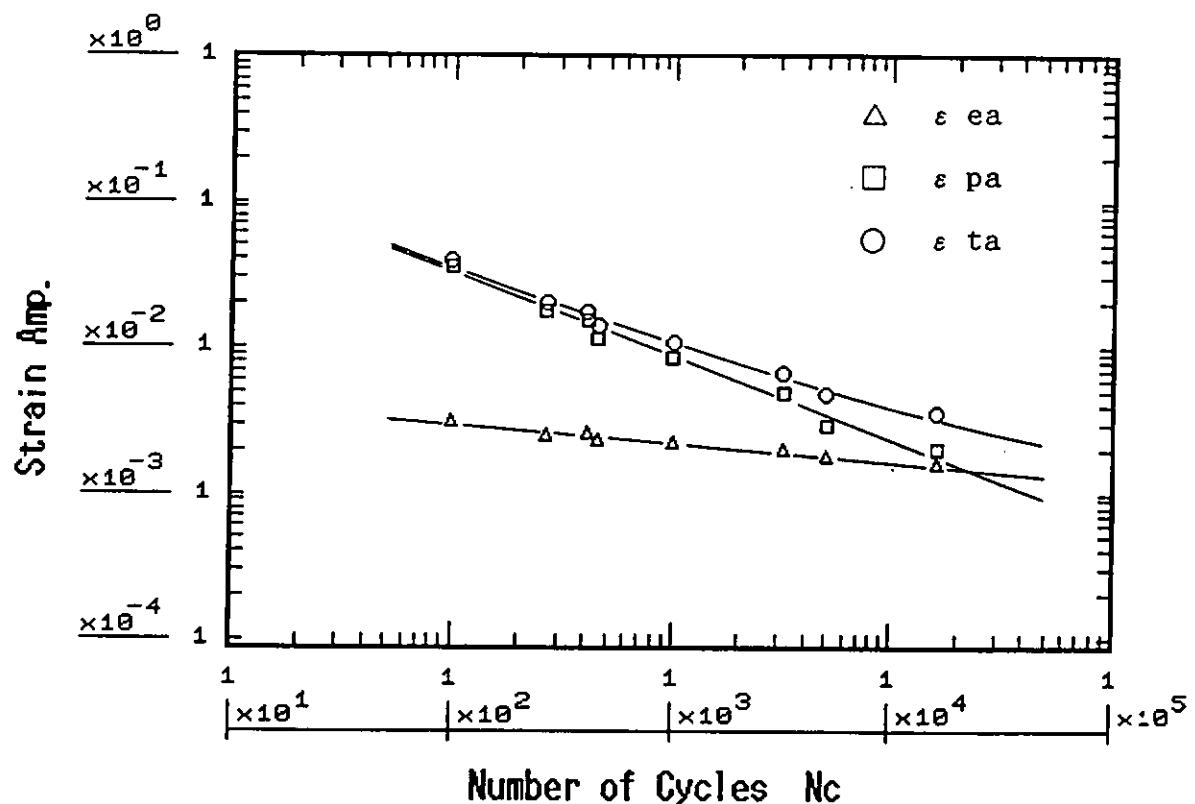


図 8.5.2 素材の ϵ_{ta} - N_c 線図

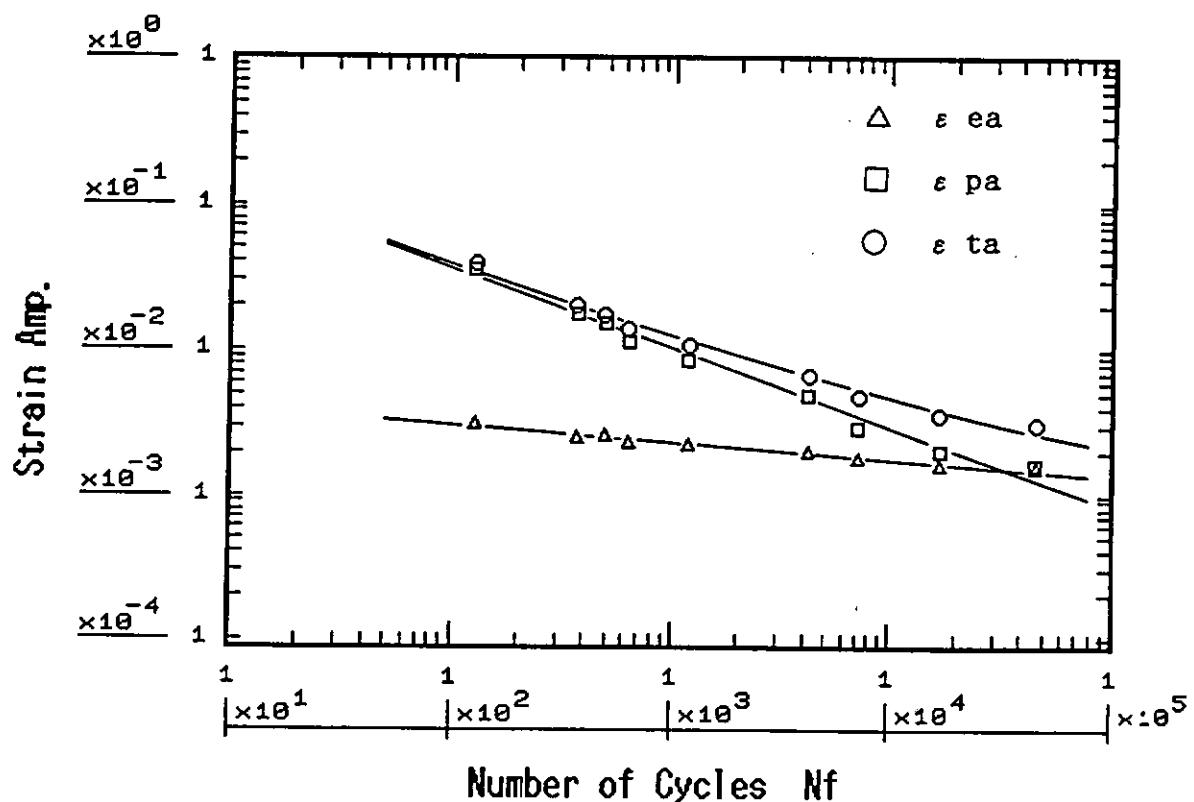


図 8.5.3 素材の ϵ_{ta} - N_f 線図

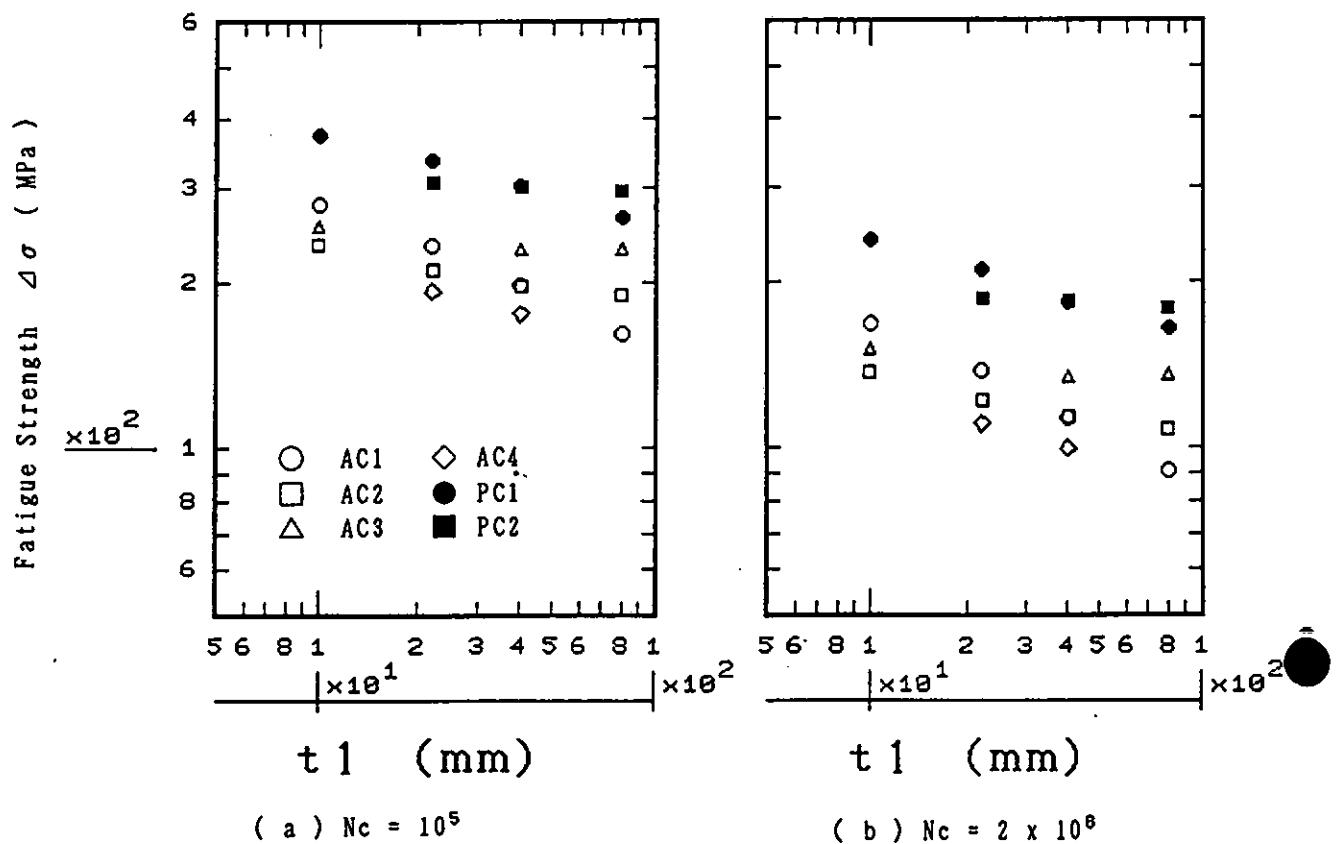


図 8.5.4 各種十字継手の推定疲労強度と板厚との関係

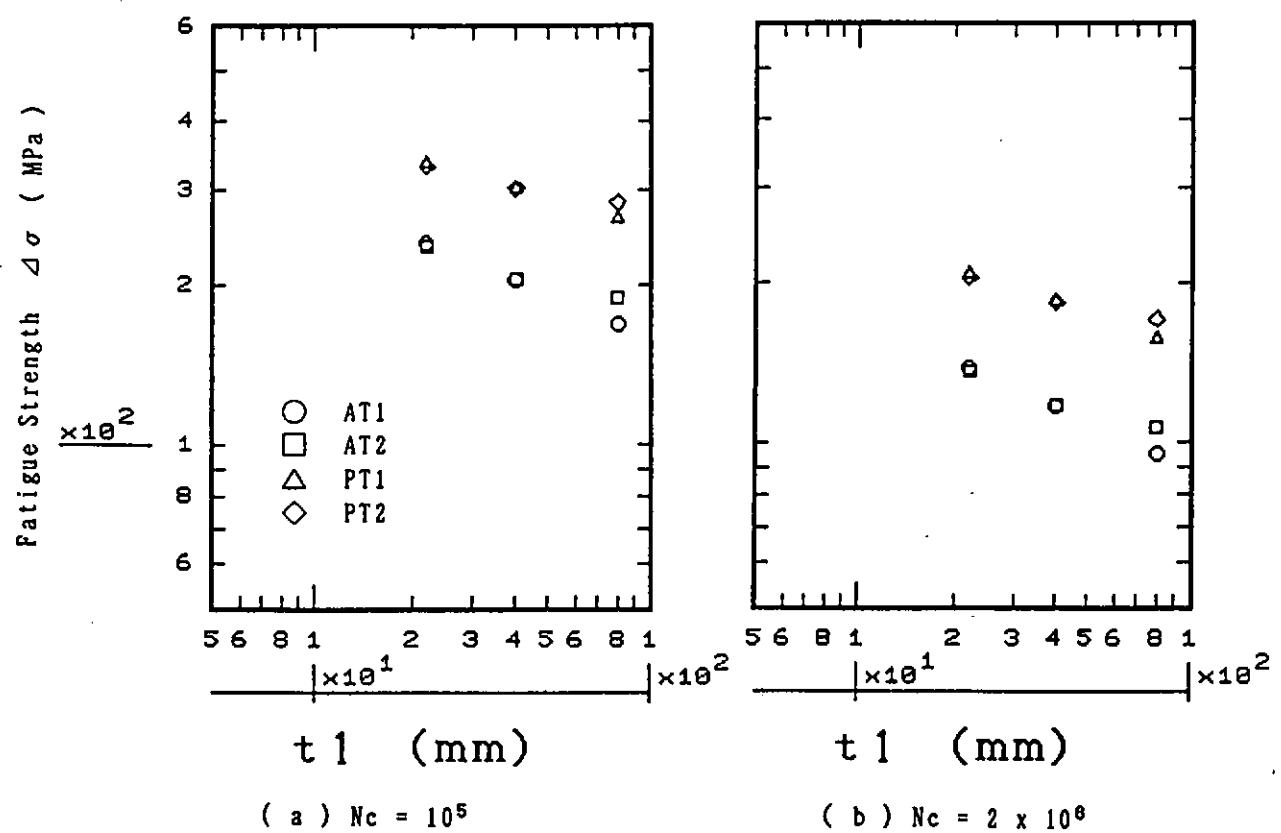
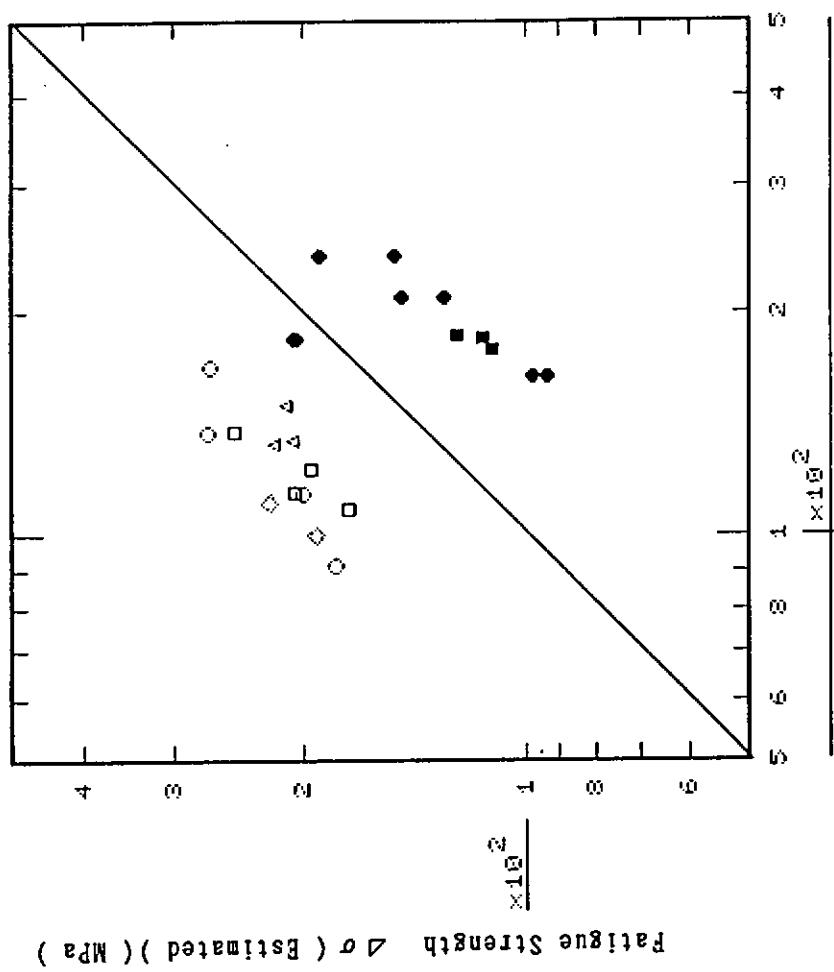
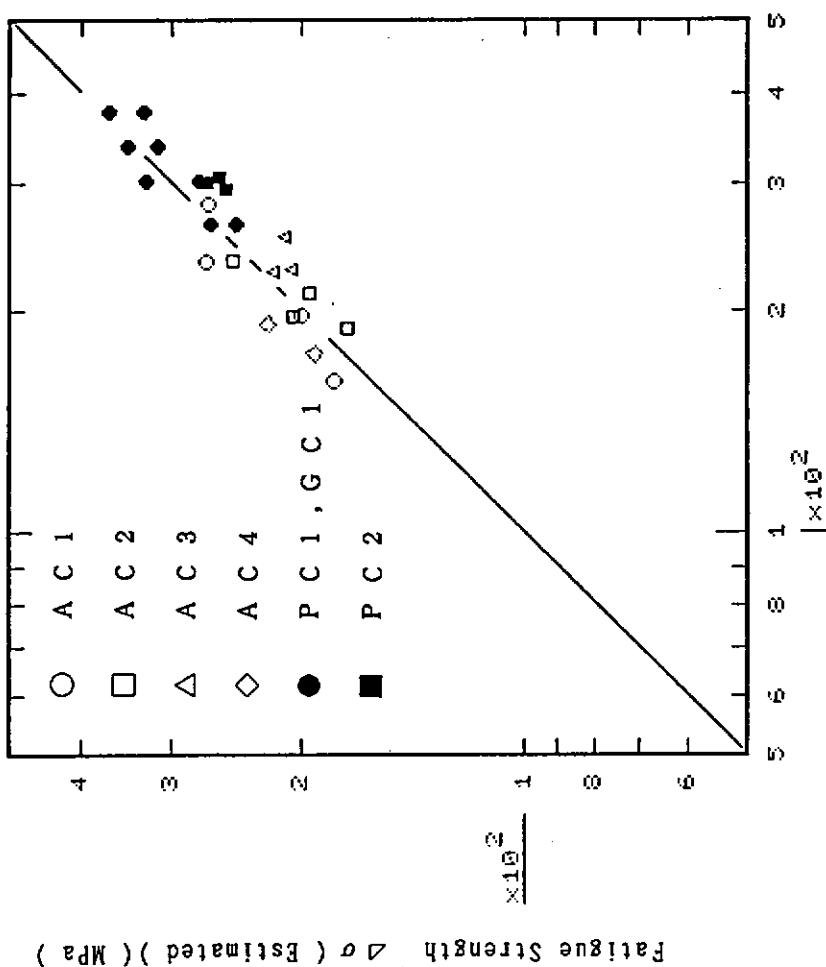


図 8.5.5 各種T字継手の推定疲労強度と板厚との関係



Fatigue Strength $\Delta\sigma$ (Experimental) (MPa)

(b) $N_c = 2 \times 10^6$



Fatigue Strength $\Delta\sigma$ (Experimental) (MPa)

(a) $N_c = 10^5$

図 8.5.6 各種十字継手の疲労強度の実験結果と推定結果の比較

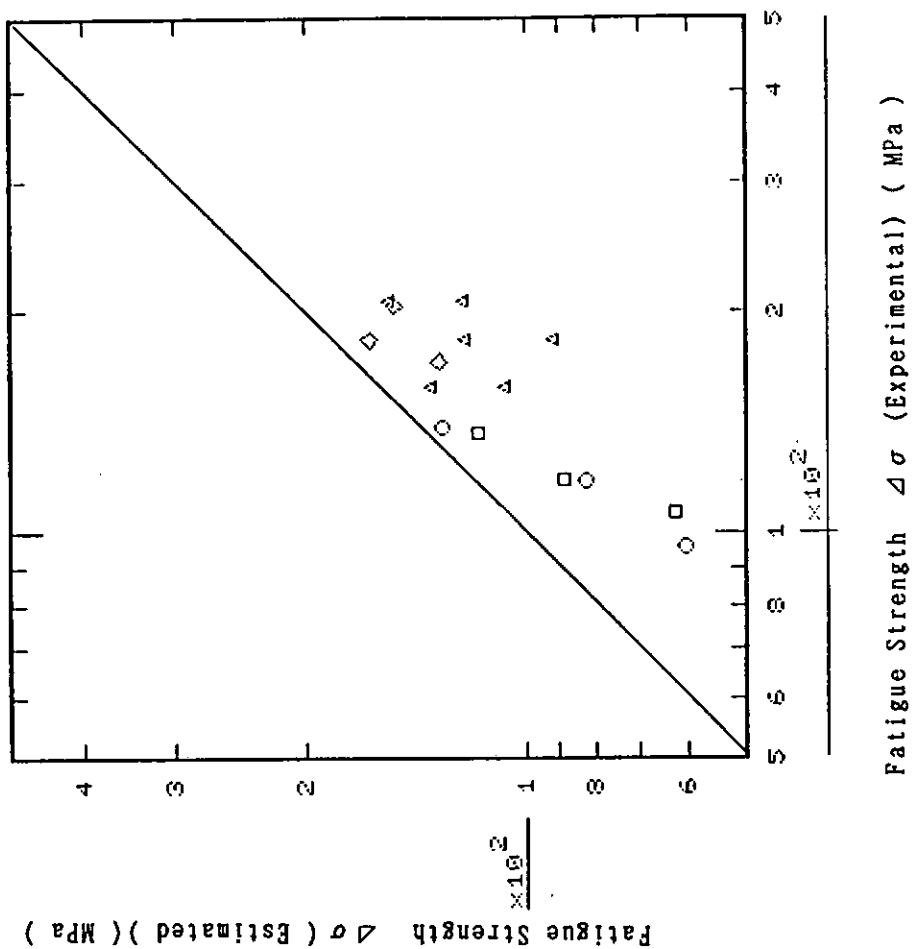
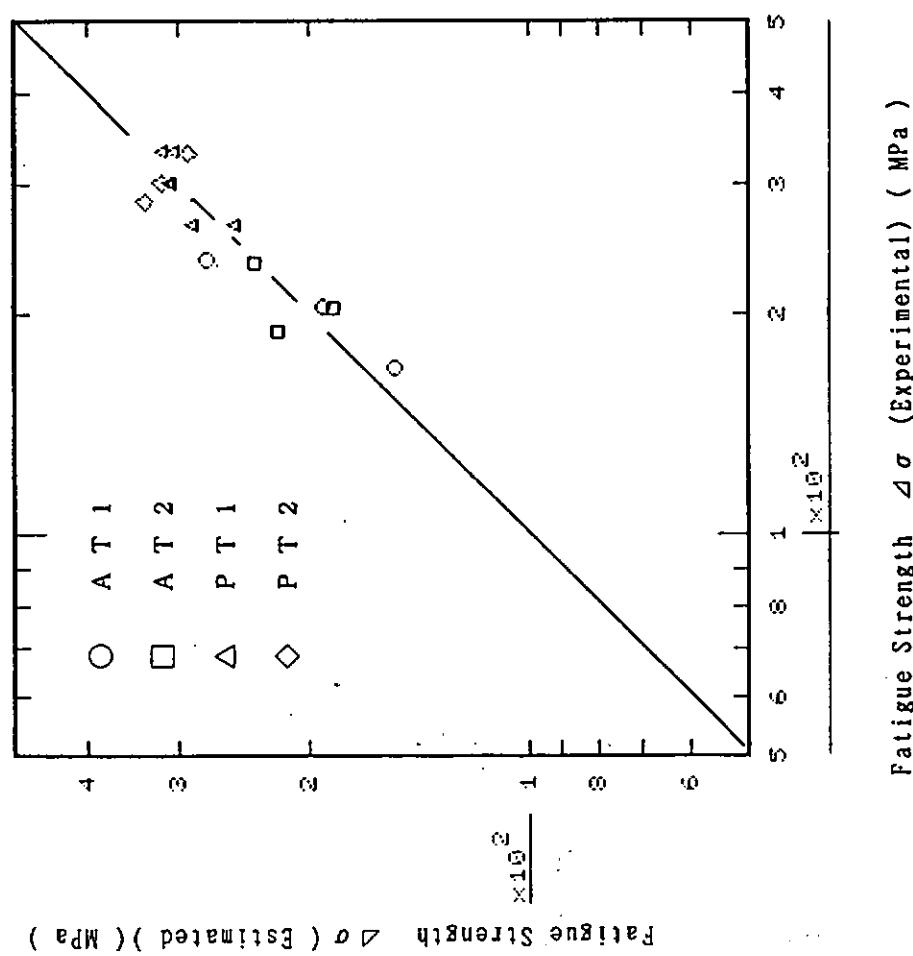


図8.5.7 各種T字継手の疲労強度の実験結果と推定結果の比較

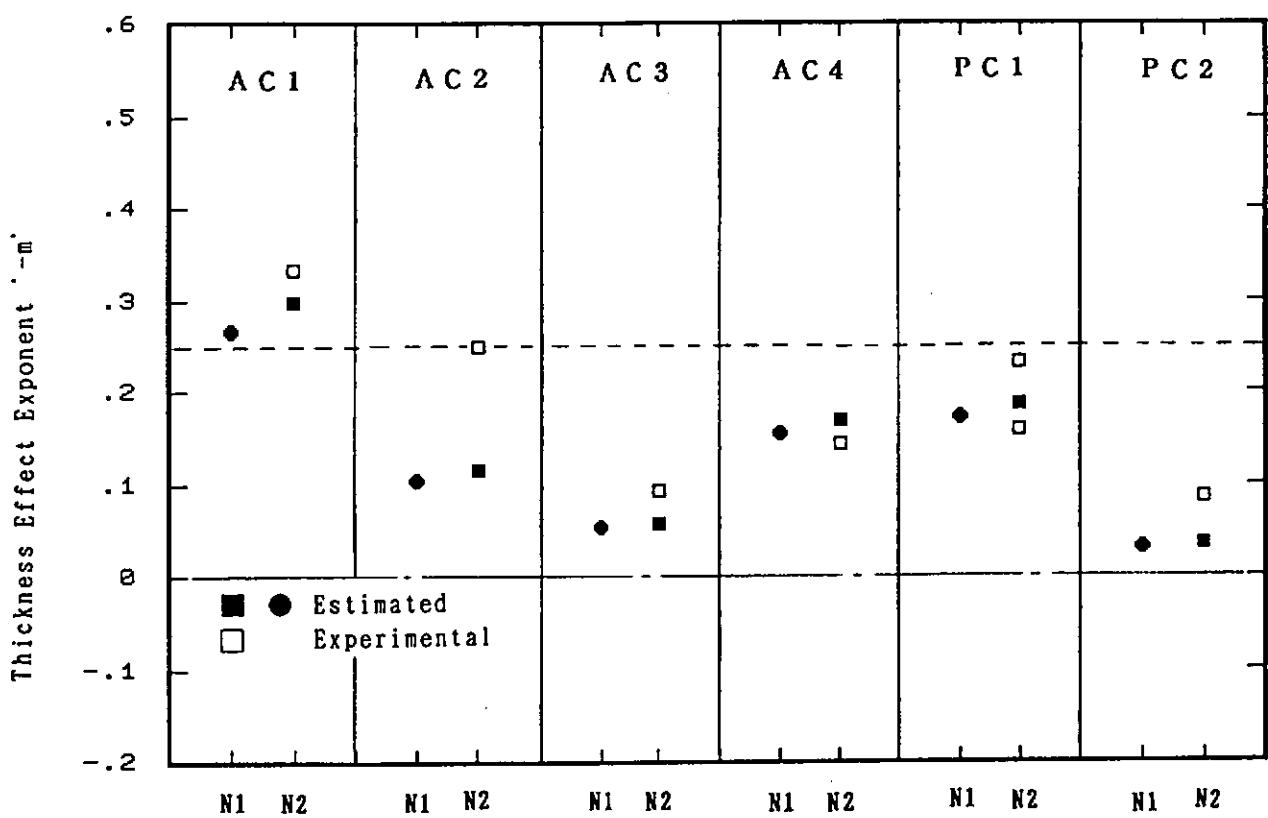


図 8.5.8 各種十字継手の時間強度板厚依存性係数

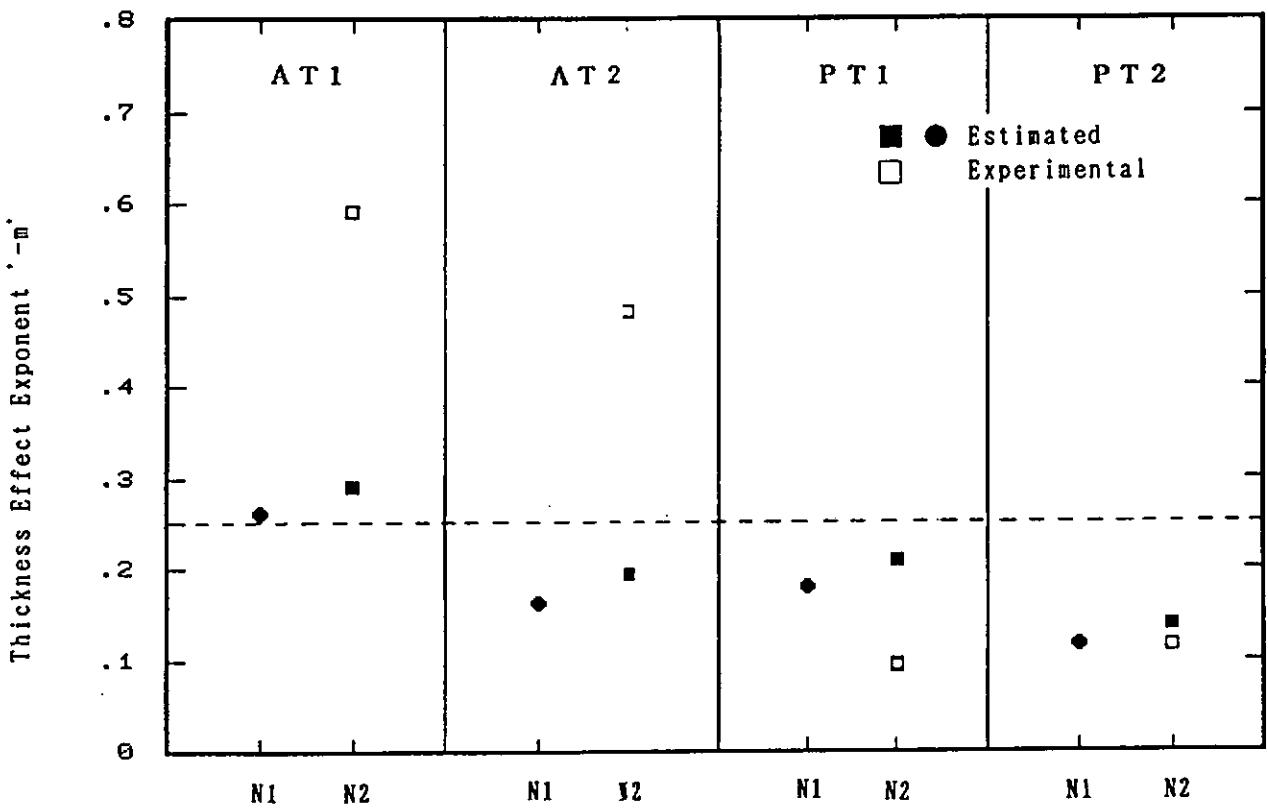


図 8.5.9 各種T字継手の時間強度板厚依存性係数

8.6 疲労亀裂進展解析

現在疲労寿命は亀裂発生寿命と伝播寿命に分けて議論されるのが一般的であるが亀裂発生寿命に対応する亀裂長が明確でなく、両者を結びつける理論体系は整っていない。また微小亀裂では疲労亀裂伝播速度は速くなることが知られている。そこで8.6.1ではこれらの問題を解決する一つの試みとして塑性域長さに着目した新たな解析法についての初期検討を行った。この手法については現在のところ実験的な確認はまだ得られておらず、今後の研究にまつところが大である。したがって8.6.2ではこれまで一般的に採用されている亀裂伝播解析を行い、すみ肉溶接継手の疲労強度に関する板厚効果などについての検討を行うこととした。

8.6.1 微小亀裂の進展解析

(1) 序

疲労寿命は発生寿命と亀裂伝播寿命を合算して与えられる。しかしどの程度の大きさに亀裂が成長した時を発生とするのかその定義が曖昧である。さらに微小亀裂伝播速度は長い亀裂における疲労亀裂伝播速度と ΔK の関係より推定される速度より一般に速くなることが知られている。上記2つの問題が構造物の疲労寿命評価上の大いな壁になっている。そこでここでは任意応力分布下における板端部より入る亀裂について、Dugdaleモデルより得られる塑性域長さ α をもとに、small scale yielding状態の K との関係を使用して等価 K 値(\tilde{K})を定め、発生寿命も亀裂伝播過程に含める手法の初期検討を行った。

検討対象としたのはH1年度にSR202設計法分科会で実験された曲げ繰返し荷重を受けるT字すみ肉溶接継手と引張を受ける十字すみ肉溶接継手である。

さらに一部の試験片については亀裂開閉口挙動を解析し、亀裂開口荷重より有効応力範囲を求め、 $\Delta \tilde{K}_{eff}$ をもとにした寿命評価を行い、今後の研究方向についてその問題点を整理した。

(2) すみ肉止端部の板厚方向応力分布

H1年度設計法分科会で行われたリブ十字継手およびT継手の各シリーズについて、溶接止端半径の平均値、すみ肉脚長(主板側および付加物側)の平均値を各シリーズ毎に求め、それをもとに境界要素法(BEM)により止端部の最大応力集中点を含む板厚断面内の応力分布を求めた。本BEMの境界要素の変位内挿関数は2次であり、すべて解析積分でBEMのマトリックスを与えたものである。止端部のR部は20等分して境界要素を与えており、要素分割例を図8.6.1.1に示す。内点の位置はあらかじめ境界上ののみの応力分布を求め、応力集中が最大となる点を定め、その位置より板厚方向に配置した。なお解析はすべて平面ひずみ条件で行った。

得られた板厚方向応力分布を図8.6.1.2～図8.6.1.6(引張を受けるリブ十字継手)、および図8.6.1.7～図8.6.1.9(曲げを受けるT字継手)に示す。ここで得られた応力集中係数 K_t と、辻が与えた簡易推定式¹⁾による K_t とを比較した結果を図8.6.10に示す。辻はフランク角45°のものを解析し、フランク角の影響として西田による補正式²⁾を組み合わせて推定式を与えている。ここで解析したフランク角の範囲は38.9°～47.2°であるが、少なくともこの範囲では辻の推定式は十分な精度で K_t を求め得ることがわかる。

また図8.6.1.2～図8.6.1.9には以下に示すGlinka³⁾による切欠底近傍の応力分布の推定式より得られる結果を実線で示した。

$$\sigma_y = \frac{K_t \cdot S_t}{2\sqrt{2}} \left\{ \left(\frac{x + \rho/2}{\rho} \right)^{-\frac{1}{2}} + \frac{1}{2} \left(\frac{x + \rho/2}{\rho} \right)^{-\frac{3}{2}} \right\} \left(1 - \frac{x}{L} \right) \quad (8.6.1.1)$$

ただし L：止端部から公称応力が0となる位置までの距離(引張荷重の場合 L → ∞)

S_t ：応力集中点の公称応力

K_t ：応力集中係数

x：応力集中点からの距離

図より Glinka の式より推定される応力勾配は、BEMによる解析結果よりも概してゆるやかになっている。Glinka による推定式は、深い切欠に対して得られる応力拡大係数 K 、および切欠半径 ρ と応力分布の関係式⁴⁾より得られたものであるので、(8.6.1.1)をそのままみ肉継手には適用できないことがその原因であると考えられる。

(3) 任意応力分布下の等価 K 値 (\tilde{K})

BEMにより最大応力を示す応力集中点の断面上応力分布が図 8.6.1.11のように求まる。ここで与えられるのは、離散的な応力分布であり、

$$x_i, (\sigma_y)_i \quad (i = 0 \sim n)$$

のように与えられる。そこで $x_i \leq x \leq x_{i+1} + 1$ における応力 σ_y を以下のように 2 次式補間を行う。

$$\sigma_y = a_i x^2 + b_i x + c_i \quad (i = 1 \sim n)$$

ただし

$$a_i = \frac{(x_i - x_{i+1}) \{ (\sigma_y)_{i+1} - (\sigma_y)_{i+2} \} - (x_{i+1} - x_{i+2}) \{ (\sigma_y)_i - (\sigma_y)_{i+1} \}}{(x_i - x_{i+1})(x_{i+1} - x_{i+2})(x_{i+2} - x_i)}$$

$$b_i = \frac{(\sigma_y)_i - (\sigma_y)_{i+1} - (x_i - x_{i+1}) a_i}{x_i - x_{i+1}}$$

$$c_i = (\sigma_y)_i - a_i x_i^2 - b_i x_i$$

} (8.6.1.2)

ところで亀裂長 a なる edge crack に端部より x 離れた位置に splitting force P が作用する場合の K 値は

$$K_1 = 2P \sqrt{\frac{1}{\pi a (1-\eta^2)}} [1 + (1-\eta^2)(0.2945 - 0.3912\eta^2 + 0.7685\eta^4 - 0.9942\eta^6 + 0.5094\eta^8)]$$

ただし $\eta = x/a$

したがって図 8.6.1.11 に示す応力分布が作用する場合の K 値は

$$K_2 = \sum_{i=1}^n \int_{x_{i-1}}^{x_i} 2(a_i x^2 + b_i x + c_i) \sqrt{\frac{1}{\pi a (1-\eta^2)}} [1 + (1-\eta^2)(0.2945 - 0.3921\eta^2 + 0.7685\eta^4 - 0.9942\eta^6 + 0.5094\eta^8)] dx$$

一方 $c \leq x \leq a$ に一様応力 σ_y が作用する場合の K 値は (8.6.1.3) 式より

$$K_3 = \frac{2 \sigma_y \sqrt{\pi a}}{\pi} \int_{\eta_1}^1 \frac{1}{\sqrt{1-\eta^2}} [1 + (1-\eta^2)(0.2945 - 0.3912\eta^2 + 0.7685\eta^4 - 0.9942\eta^6 + 0.5094\eta^8)] d\eta$$

ただし $\eta_1 = c/a$

ここで a を仮想亀裂先端、 c を実亀裂先端位置とすると、 σ_y を降伏応力として、弾塑性境界 $x = a$ では応力特異性がなくなるから

$$K_2 = K_3 \quad (8.6.1.6)$$

(6.1.6) 式より a と c の関係が求まる。ここで塑性域寸法を ω とすると

$$\omega = a - c \quad (8.6.1.7)$$

ところで small scale yielding 状態では塑性域寸法 ω と K 値とは

$$\omega = \frac{\pi}{8} \left(\frac{\tilde{K}}{\sigma_y} \right)^2$$

$$\therefore \tilde{K} = \sigma_y \sqrt{\frac{8}{\pi}} \omega \quad (8.6.1.8)$$

なる関係が成立する。(8.6.1.4), (8.6.1.5), (8.6.1.7) より任意応力分布下における ω が求まるので、任意応力分布下における等価 K 値 \tilde{K} が (8.6.1.8) 式により求まる。

(4) 疲労寿命の推定法

図 8.6.1.4 および図 8.6.1.8 の応力分布に対して、(8.6.1.8) から得られる \tilde{K} と亀裂長さ a との関係を求めた結果を図 8.6.1.12 および図 8.6.1.13 に示す。それぞれの外力としては一つの実験点に対応したものであり、降伏点 σ_y は本来繰返し荷重下の応力～ひずみ曲線から得られる初期降伏点、すなわちバウシンガ効果を考慮した値を採用しなければならないと考えられるがここでは設計法分科会で求めた静的試験による結果を使用している。また図中には (8.6.1.4) 式より得られる K 値もあわせて示してある。

トウ部の応力が繰り返し荷重下における降伏点、すなわちバウシンガ効果を考慮した場合の降伏点以上であれば、亀裂長 $c = 0$ の場合でも (8.6.1.4), (8.6.1.5), (8.6.1.7) 式より ω が定まるので等価 K 値 \tilde{K} が定義できる。しかしこれまでの研究によると疲労亀裂は平滑試験片において、比例限より少し小さな応力下でも発生することが知られており、また 1 サイクル目にはすべりやすい結晶方位を有する結晶粒内に疲労亀裂が発生することが知られている。したがって疲労寿命（発生および伝播寿命を含むした寿命）の評価に対しては初期亀裂を結晶粒オーダーとすれば良いものと考えられる。

そこで図 8.6.1.12 および図 8.6.1.13 での \tilde{K} の計算は 0.01 mm を初期値として与えている。図を参照すると K 値は $c \approx 0$ で非常に小さい値となっているが、 \tilde{K} は $c \approx 0$ でかなり大きな値となっている。また c が大となると \tilde{K} と K はほぼ同程度の値となっていることがわかる。この結果より \tilde{K} をもとにすれば、微小亀裂領域で、長い亀裂における ΔK ~ 亀裂伝播速度関係から得られる亀裂伝播速度よりも速い亀裂伝播速度を推定することになる。(このようにして推定される疲労亀裂伝播速度が妥当なものであるか否かは今後実験的に確かめる必要がある。)

設計法分科会では疲労亀裂伝播速度のデータは求められていないので、ここでは SR 193⁵⁾ で行われた TM CP 鋼のデータを採用することにした。また σ_y としては繰り返し荷重下の降伏点を使用すべきであるが、データが得られていないので、以下では静的条件下の降伏点を採用した。SR 193 では中央貫通切欠引張試験片を用いて ΔK と亀裂伝播速度の関係が求められている。そこで一様引張応力下における Dugdale モデルより ω を求め、(8.6.1.8) 式より \tilde{K} を求め、K と \tilde{K} の関係より $\Delta \tilde{K}$ ~ 疲労亀裂伝播速度の関係を求めなおした。その結果を図 8.6.1.14 に示す。これより

$$dc/dN = C_1 (\Delta \tilde{K})^{m_1}$$

$$C_1 = 7.13 * 10^{-12} \quad (8.6.1.9)$$

$$m_1 = 3.68$$

なる関係が得られた。

初期亀裂長 c_0 が疲労寿命計算に及ぼす影響を check するため、図 8.6.1.15 に示したリブ十字継手に公称応力範囲 12 kgf / mm² の応力が作用する場合について c_0 を 0.01 ~ 0.05 mm として計算した寿命を図 8.6.1.15 に示す。なお破断は亀裂が板厚の 1/2 まで成長した時とした。本結果より c_0 を 0.01 ~ 0.05 mm まで変化させてもそれ程破断寿命推定に大きな差異が現れないことがわかる。そこで以下の寿命推定計算には c_0 を 0.03 mm と固定した。

つぎに亀裂開口荷重をもとにした $\Delta \tilde{K}_{\text{eff}}$ と亀裂伝播速度の関係を求める。亀裂開口比 U は以下の関係式を用いた。

$$U = A \Delta \tilde{K} / \sigma_y + B$$

$$A = 0.056025 + 0.086625 R + 0.04729 R^2 - 0.0251 R^3 \quad (8.6.1.10)$$

$$B = 0.3321 + 0.2332 R + 0.1088 R^2$$

ただし R : 応力比

上式は一様応力下における Dugdale モデルに塑性域の変位連続性を考慮するため棒要素を配置した疲労亀裂伝播モデルより計算された結果⁶⁾を多項式近似して求めたものであり、平均応力や過大、過小荷重が亀裂伝播速度に与える影響を定量的に評価し得ているものである。

そこで (8.6.1.10) 式を用いて (8.6.1.9) 式の結果より $\Delta \tilde{K}_{\text{eff}} \sim$ 亀裂伝播速度の関係を求めた。その結果は図 8.6.1.14 に併記してある。

$$dc/dN = C_2 (\Delta \tilde{K}_{\text{eff}})^{m_2}$$

$$C_2 = 7.62 * 10^{-10} \quad (8.6.1.11)$$

$$m_2 = 3.09$$

(5) 寿命解析結果および考察

図 8.6.1.16～図 8.6.1.20 に引張を受けるリブ十字継手、図 8.6.1.21～図 8.6.1.23 に曲げを受ける T 字継手について $\Delta \tilde{K} \sim$ 亀裂伝播速度関係 { (8.6.1.9) 式 } を用いて疲労寿命解析した結果を実験値（破断寿命のみ）と比較して示す。図中には疲労亀裂発生寿命として、疲労亀裂長が 0.3 mm および 0.5 mm となった時点を N_c と定義して求めた計算結果も合わせて示してある。

図より概して引張を受ける場合も曲げを受ける場合も、ほぼ実験結果と同じオーダーの寿命が評価されている。また N_c / N_f (N_c : 亀裂発生寿命、N_f : 破断寿命) の値は高寿命側になるほど大きくなっている。これまでの実験結果と傾向は一致する。さらに曲げを受ける場合は推定寿命結果が実験値よりも少し長寿命側となる傾向がみられる。曲げを受ける場合は、亀裂発生初期段階において開口しやすいので開口応力が低くなり有効応力が大きくなるため、推定値より実験結果が短時間側に生じているものと思われる。

そこで図 8.6.1.19 および図 8.6.1.22 の試験片に関して任意応力下における Dugdale モデルをもとに作成した疲労亀裂伝播モデル開口応力を求めた。(BEM による疲労亀裂伝播モデルでは、亀裂面に対して対称となる問題しか現在のところ求められず図 8.6.1.2～図 8.6.1.9 に対応する応力分布を与えることが出来なかったため今回は採用しなかった。) その結果を図 8.6.1.24 および図 8.6.1.25 に示す。

この結果より (8.6.1.10) 式によって疲労寿命を求めた結果を図 8.6.1.26 および図 8.6.1.27 に示す。図 8.6.1.24 および図 8.6.1.25 に示すように疲労亀裂発生直後は開口応力が小さいため、初期で有効応力が大となるため、図 8.6.1.19、図 8.6.1.22 に比べて寿命を小さく見積ることになっている。

上記の結果より亀裂開口応力にかわる他の有効応力に対応する概念についての検討が今後必要になるものと思われる。

しかし有効応力の概念を採用しないでも $\Delta \tilde{K}$ で評価すれば、ほぼ妥当な寿命評価を出来ることが図 8.6.1.16～図 8.6.1.23 よりわかる。ただし曲げを受ける場合は少し計算した結果より小さめの寿命を採用する必要がある。

参考文献

- 1) 辻：非荷重伝達型すみ内溶接継手の止端部の応力集中係数の推定式 西部造船会々報, Vol. 80 (1990) p. 241
- 2) 西田：応力集中，森北出版 (1969) p. 632
- 3) G. Glinka : Calculation of Inelastic Notch - Tip Strain - Stress Histories under Cyclic Loading, Eng. Fract. Mech., Vol. 22, No. 5
- 4) M. Creager and P. C. Paris : Elastic Field Equations for Blunt Cracks with Reference to Stress Corrosion Cracking, Int. J. Fract. Mech., Vol. 3 (1967) p. 247
- 5) SR 193 報告書：新製造法による 50キロ級高張力鋼の有効利用に関する研究 日本造船研究協会資料, No. 374 (昭 59. 3月)
- 6) 岡本, 豊貞, 藤原, 浜田：亀裂開閉口挙動に基づく疲労亀裂伝播特性の検討(第1報), 日本造船学会論文集, Vol. 153 (1983) p. 344

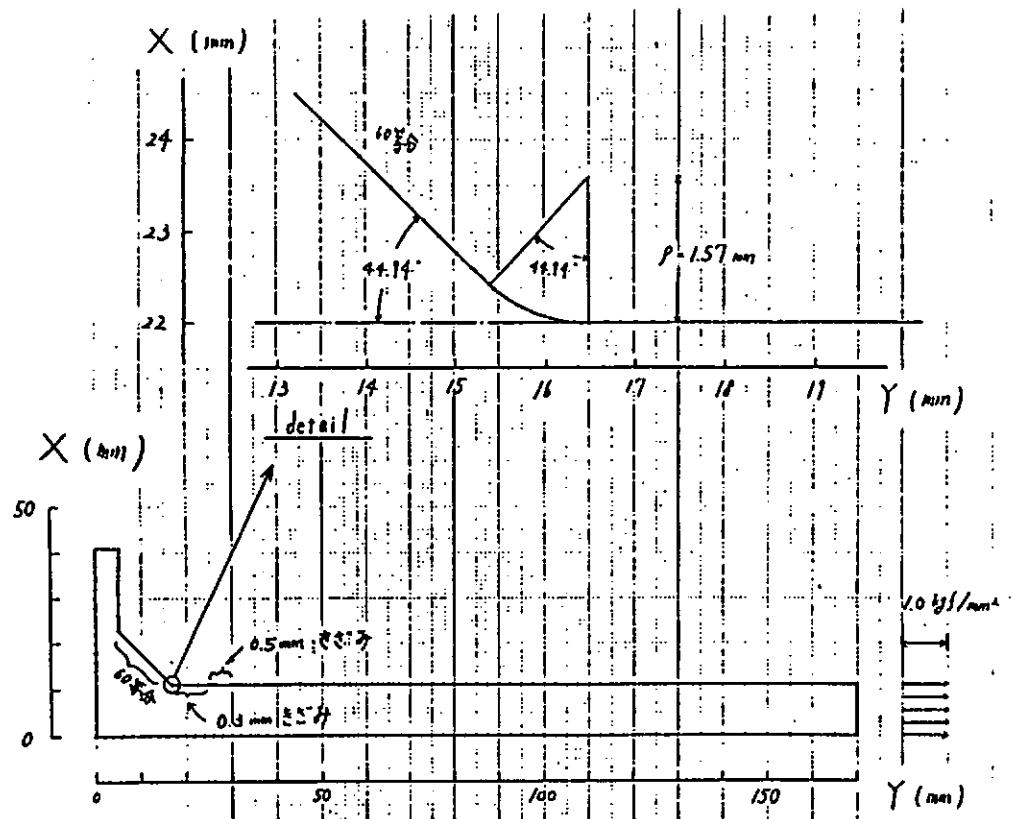


図 8.6.1.1 境界の要素分割例 ($t = 22\text{mm}$ の十字継手, 総節点数 380)

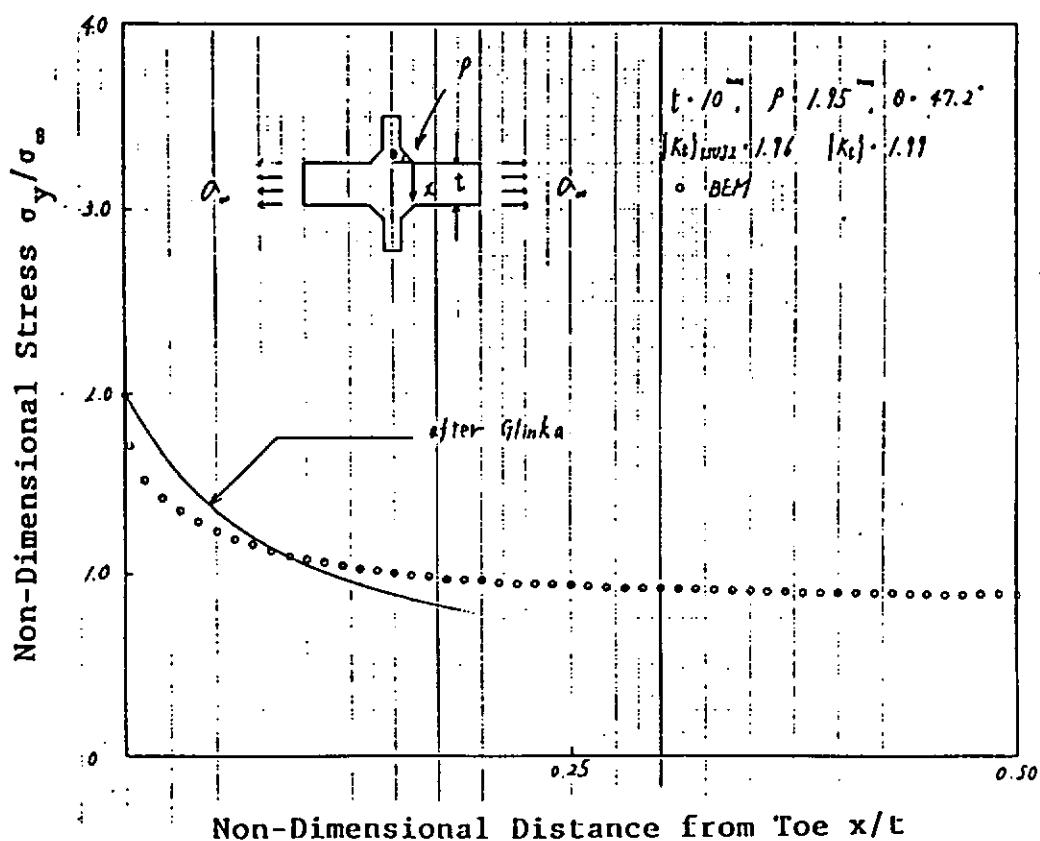


図 8.6.1.2 引張りを受けるリブ十字継手端部の板厚方向応力分布

($t = 10\text{mm}$, $P = 1.95 \text{ mm}$)

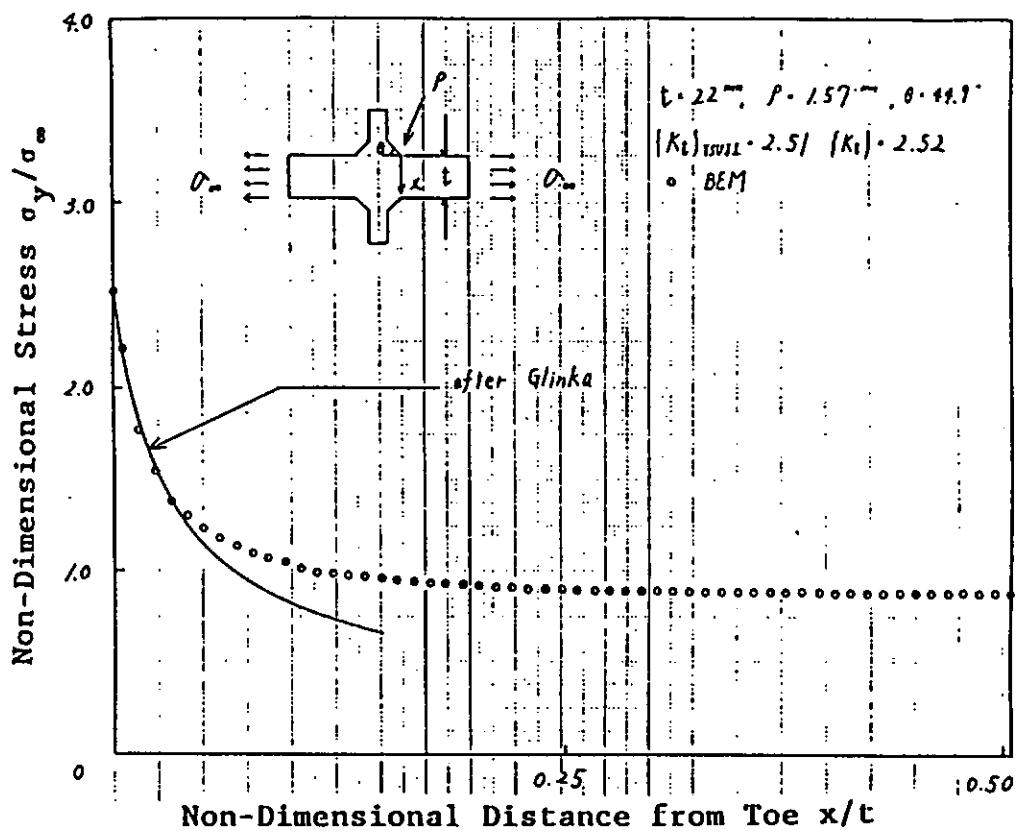


図 8.6.1.3 引張りを受けるリブ十字継手止端部の板厚方向応力分布
($t = 22 \text{ mm}$, $\rho = 1.57 \text{ mm}$)

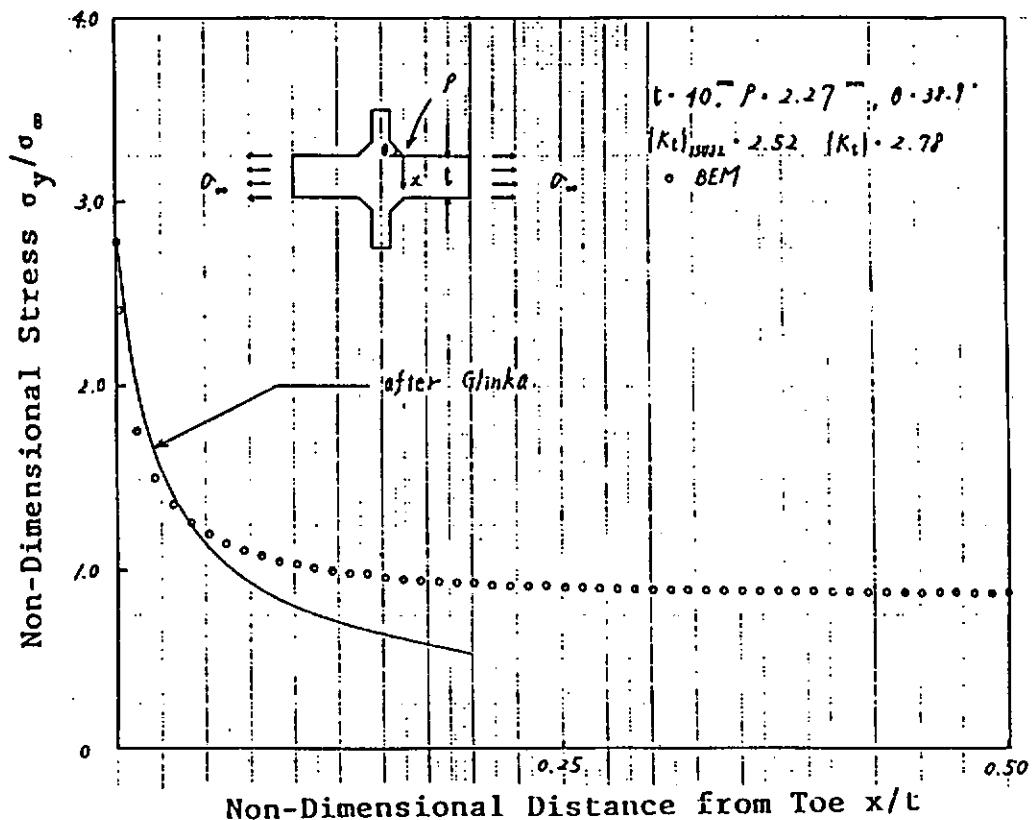


図 8.6.1.4 引張りを受けるリブ十字継手止端部の板厚方向応力分布
($t = 40 \text{ mm}$, $\rho = 2.27 \text{ mm}$, 試験片幅は 40 mm)

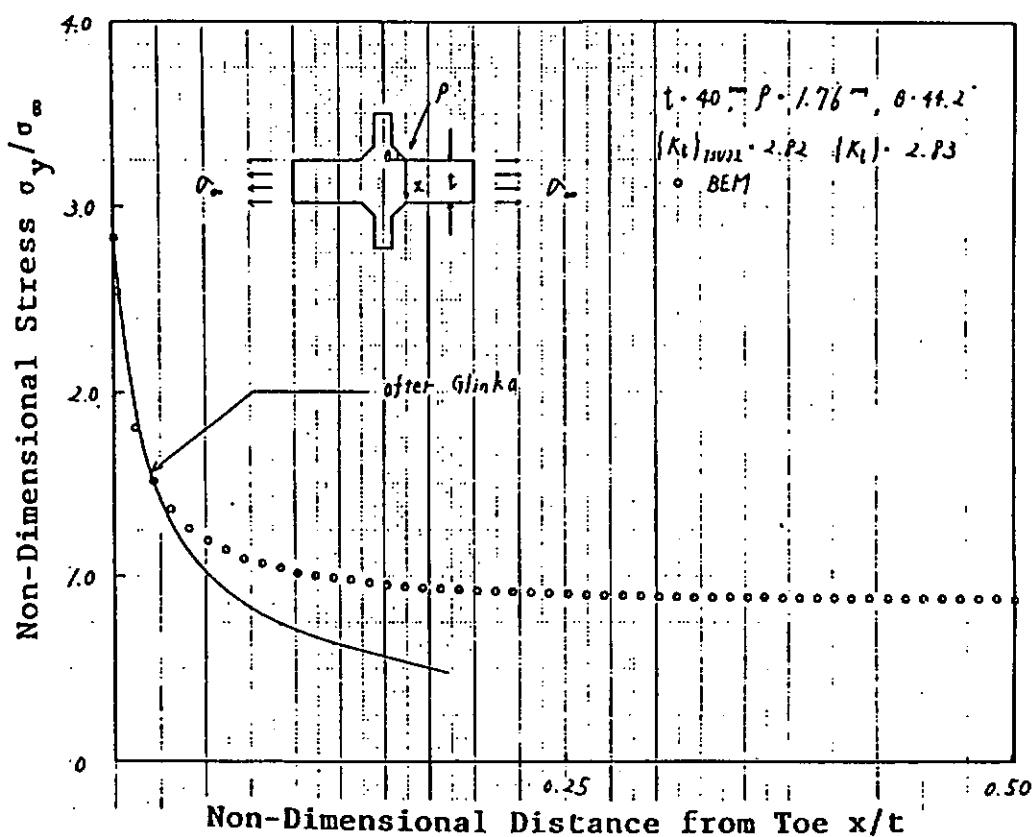


図 8.6.1.5 引張りを受けるリブ十字継手止端部の板厚方向応力分布

($t = 40 \text{ mm}$, $\rho = 1.76 \text{ mm}$, 試験片幅は 80 mm)

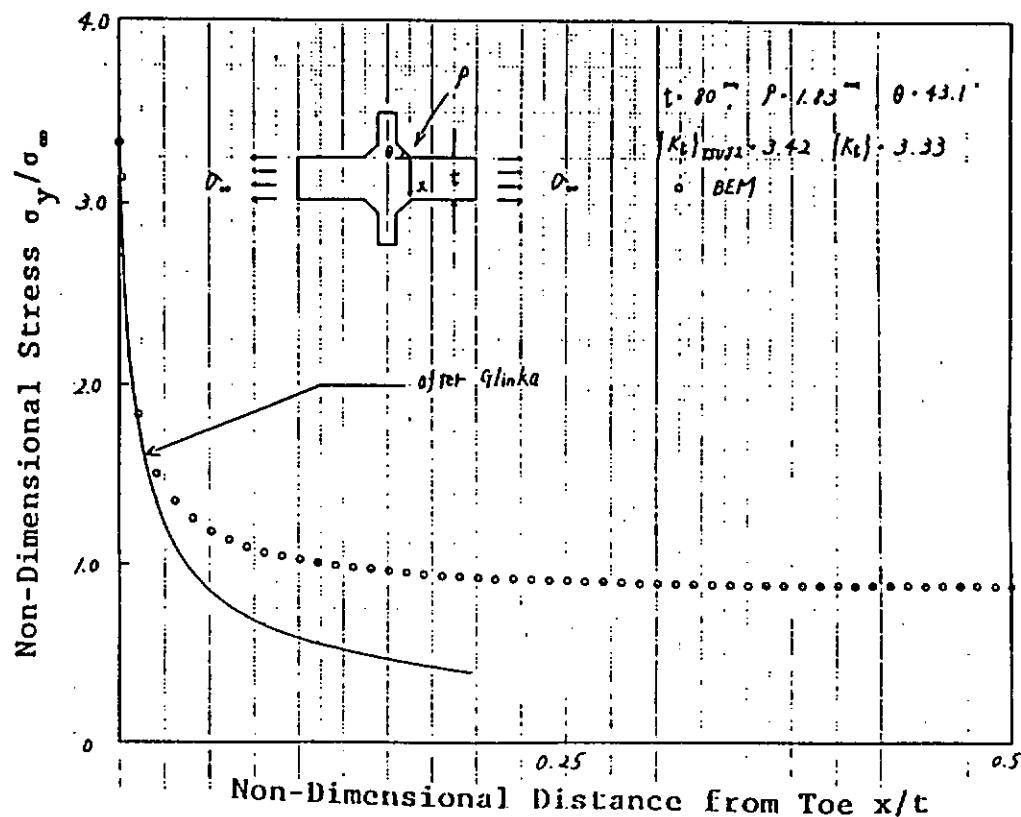


図 8.6.1.6 引張りを受けるリブ十字継手止端部の板厚方向応力分布

($t = 80 \text{ mm}$, $\rho = 1.83 \text{ mm}$)

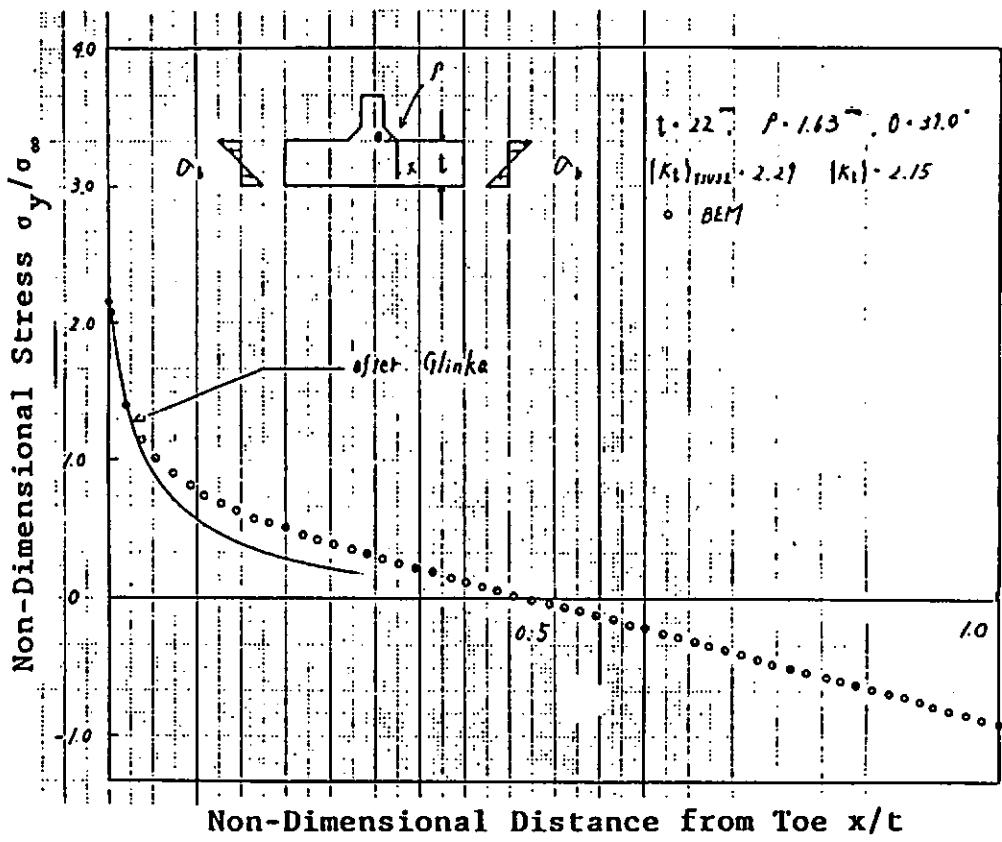


図 8.6.1.7 曲げを受けるT字縫手止端部の板厚方向応力分布

($t = 22 \text{ mm}$, $\rho = 1.63 \text{ mm}$)

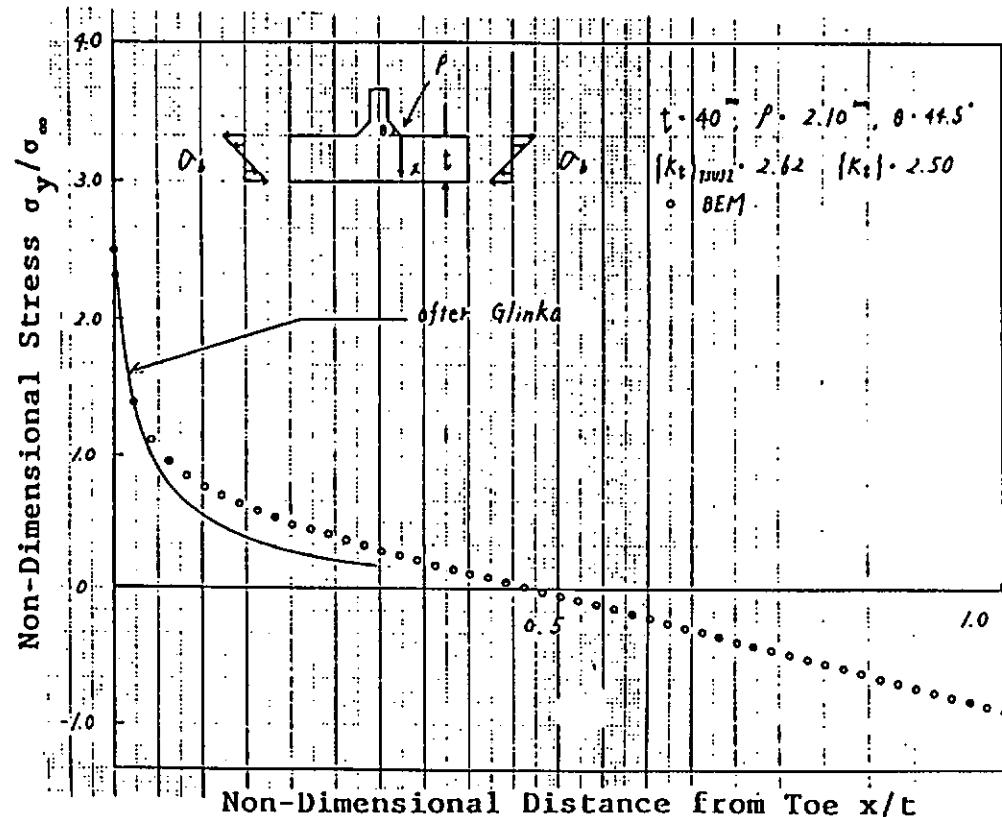


図 8.6.1.8 曲げを受けるT字縫手止端部の板厚方向応力分布

($t = 40 \text{ mm}$, $\rho = 2.10 \text{ mm}$)

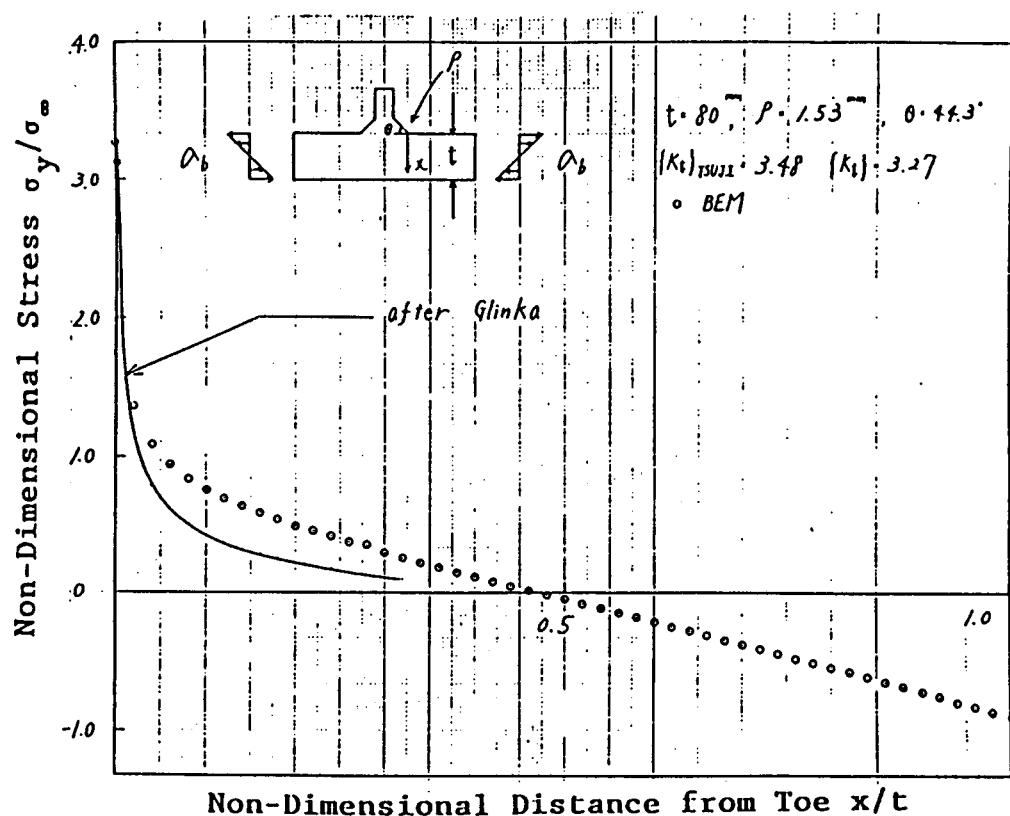


図 8.6.1.9 曲げを受けるT字継手止端部の板厚方向応力分布

($t = 80 \text{ mm}$, $\rho = 1.53 \text{ mm}$)

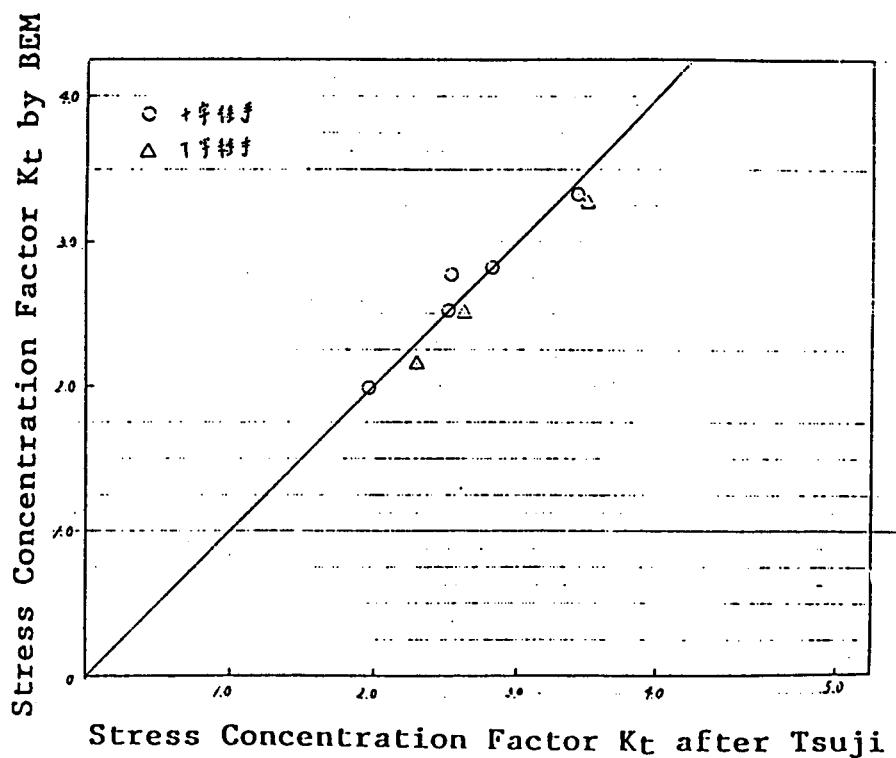


図 8.6.1.10 辻の簡略式による K_t との比較

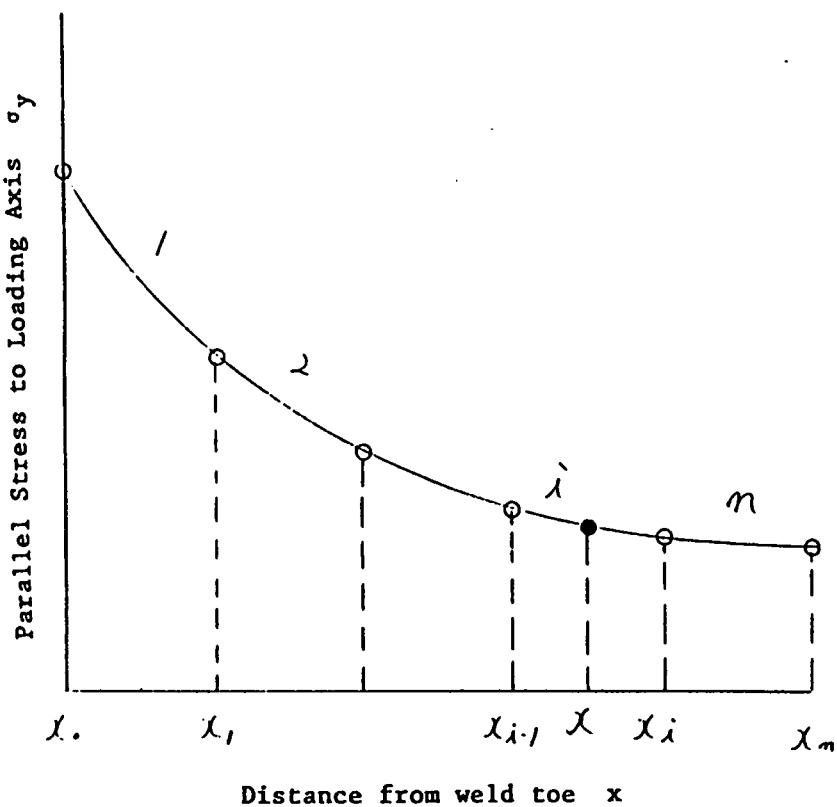


図 8.6.1.11 応力分布

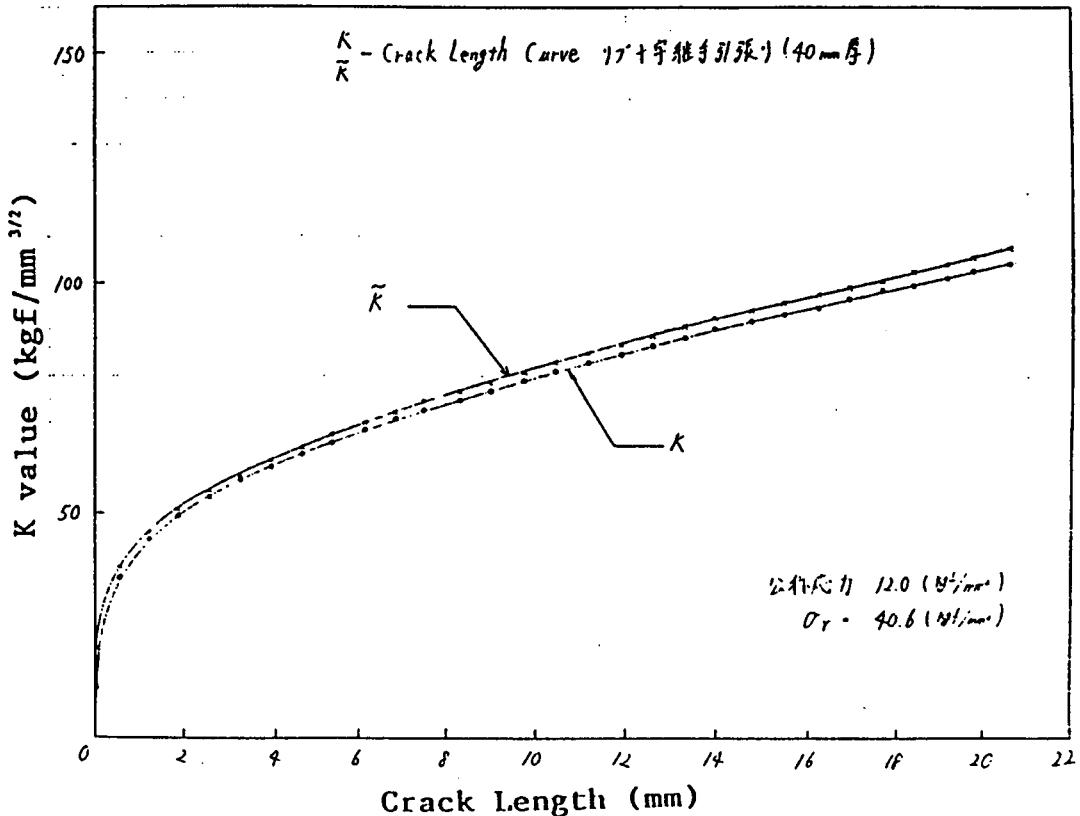


図 8.6.1.12 亀裂長さと \tilde{K} との関係 (引張りを受けるリブ十字継手,
 $t = 40$ mm, $\rho = 1.76$ mm, 公称応力 12 kgf / mm²)

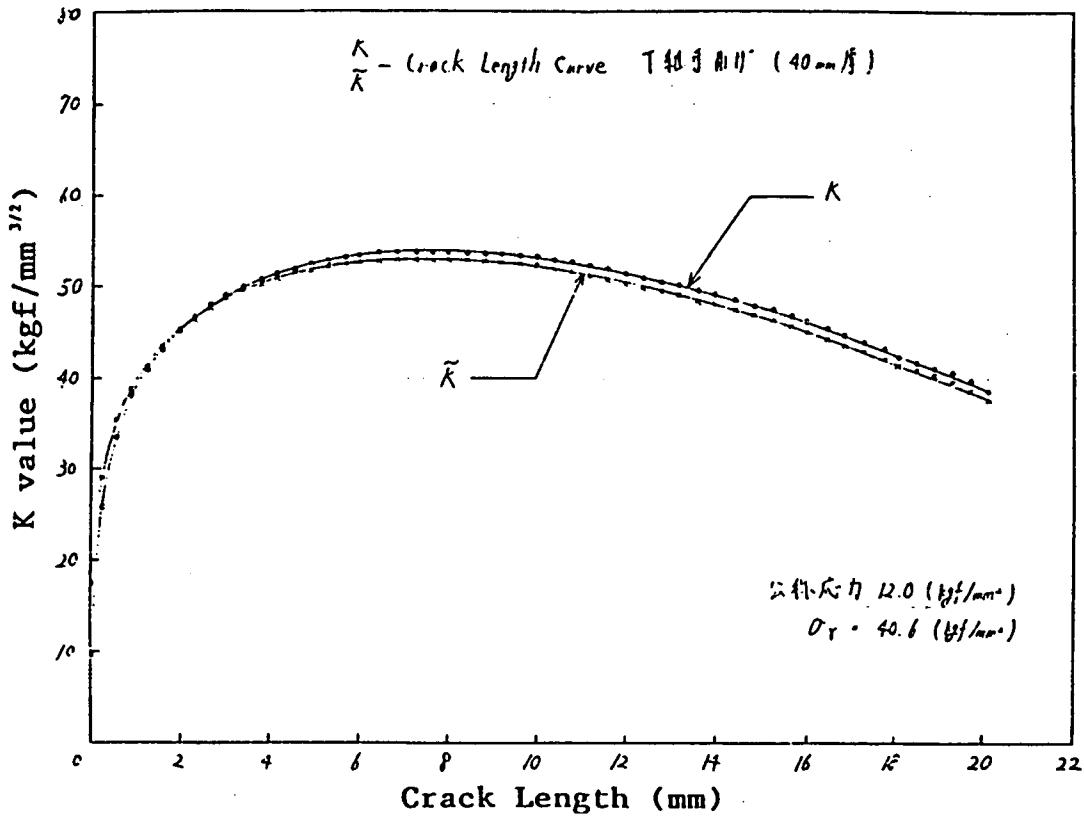


図 8.6.1.13 亀裂長さと \tilde{K} との関係（曲げを受ける十字継手， $t = 40 \text{ mm}$ ，

$\rho = 2.10 \text{ mm}$ ， 公称曲げ応力 12 kgf / mm^3 ）

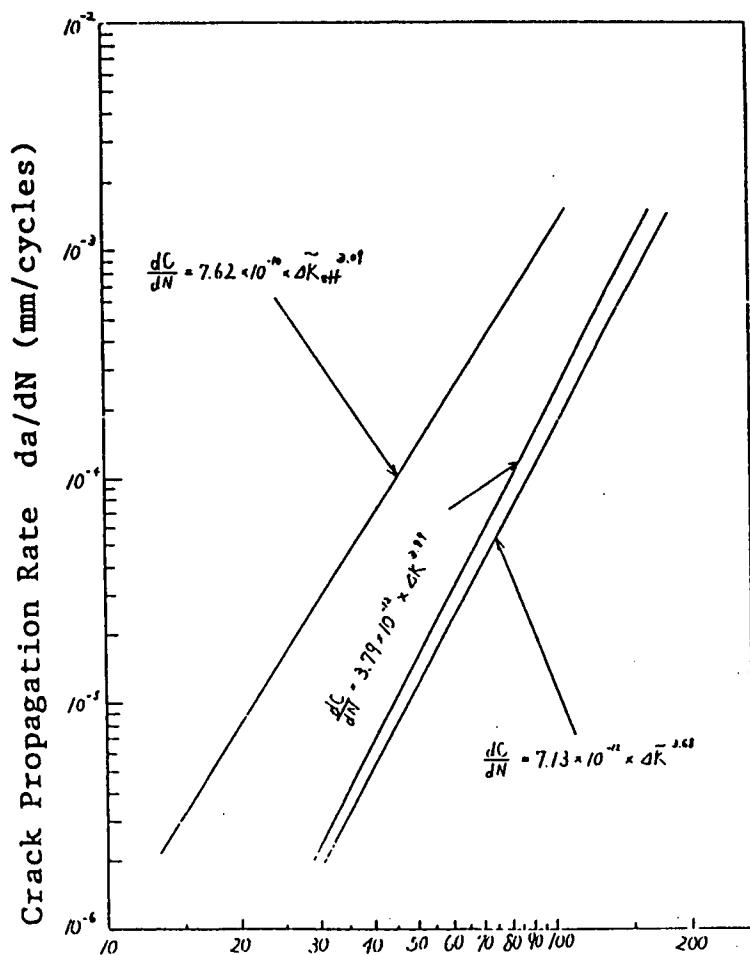


図 8.6.1.14 応力拡大係数範囲 (ΔK , $\Delta \tilde{K}$, ΔK_{eff}) と疲労亀裂伝播速度の関係

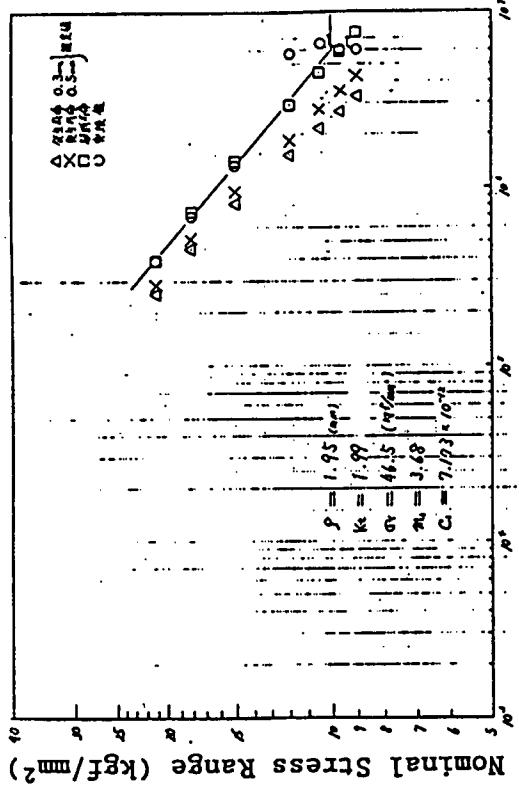


図 8.6.1.16 引張りを受けるリブ十字継手の $\Delta \tilde{K}$ による寿命解析結果
($t = 10\text{mm}$)

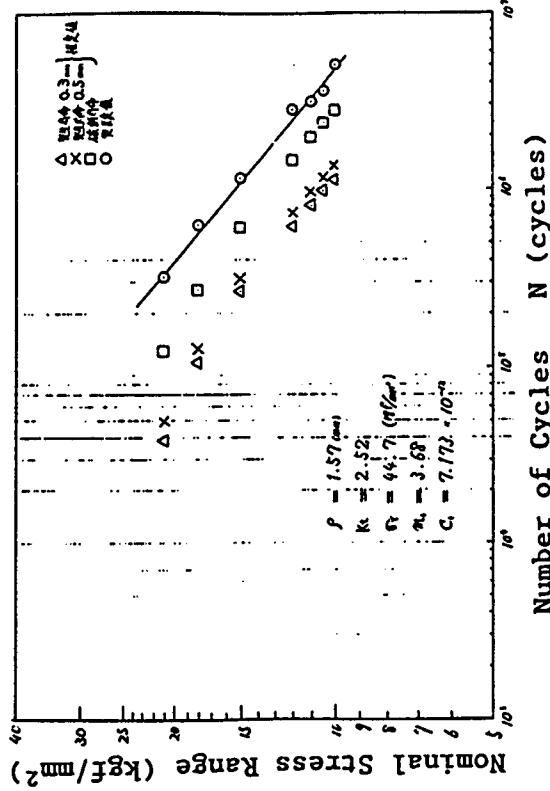


図 8.6.1.17 引張りを受けるリブ十字継手の $\Delta \tilde{K}$ による寿命解析結果
($t = 22\text{mm}$)

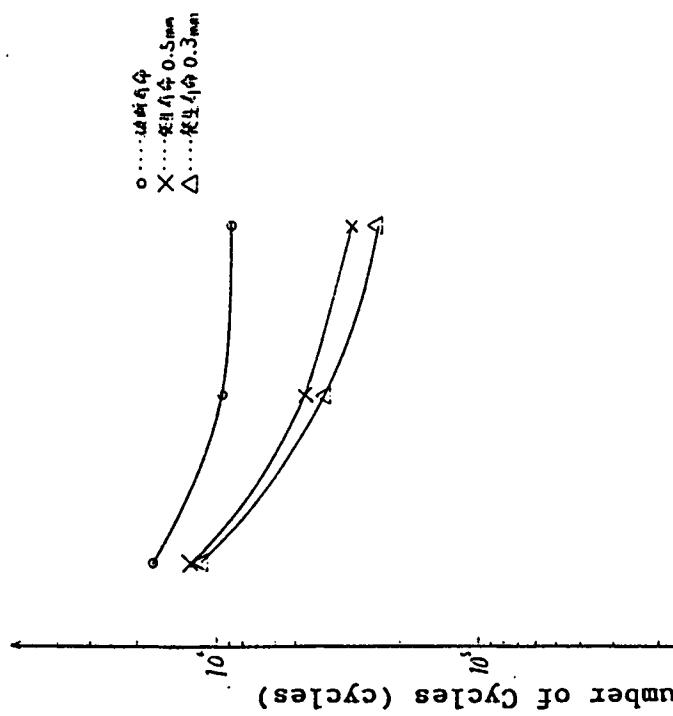


図 8.6.1.15 寿命に与える初期亀裂長の影響(公称応力範囲 12kgf/mm^2 の
引張荷重を受けるリブ十字継手, $t = 40\text{ mm}$, $\rho = 1.76\text{ mm}$,
板幅 80 mm)

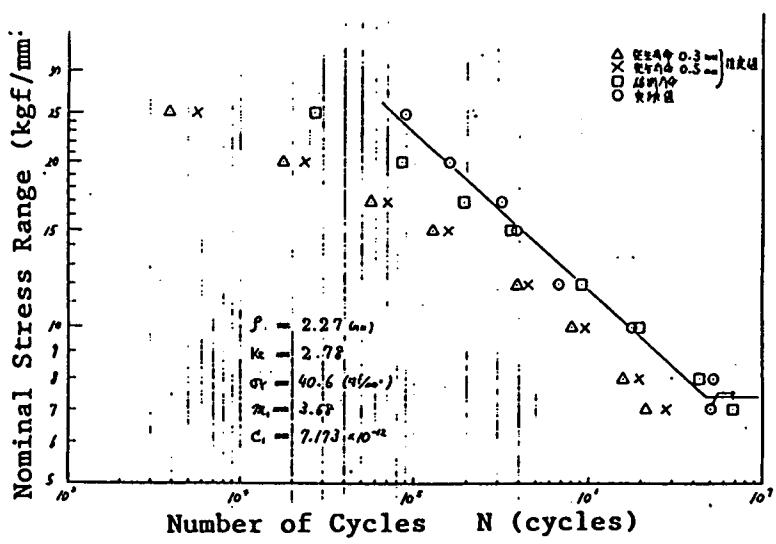


図 8.6.1.18 引張りを受けるリブ十字継手の $\Delta \tilde{K}$ による寿命解析結果
 $(t = 40 \text{ mm}, \text{板厚 } 40 \text{ mm})$

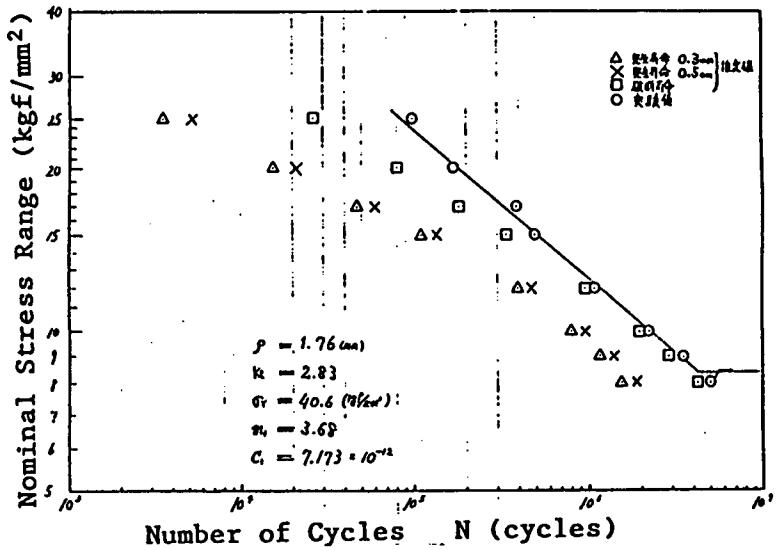


図 8.6.1.19 引張りを受けるリブ十字継手の $\Delta \tilde{K}$ による寿命解析結果
 $(t = 40 \text{ mm}, \text{板幅 } 80 \text{ mm})$

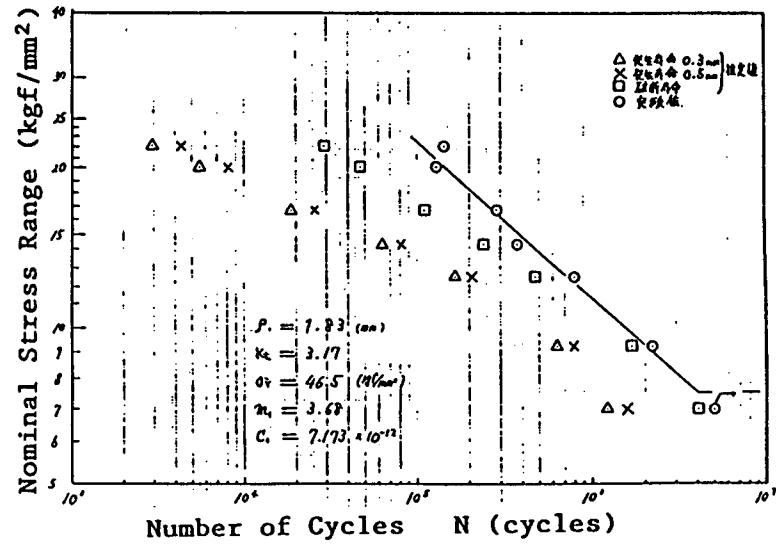


図 8.6.1.20 引張りを受けるリブ十字継手の $\Delta \tilde{K}$ による寿命解析結果
 $(t = 80 \text{ mm})$

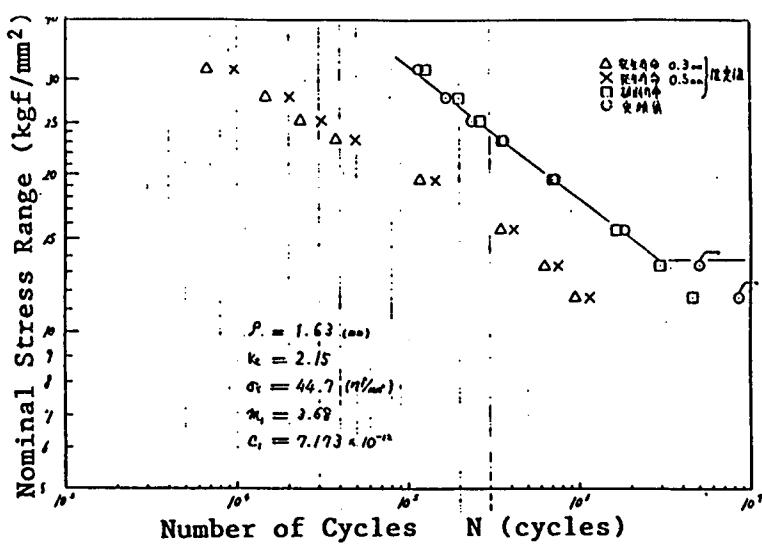


図 8.6.1.21 曲げを受けるT字継手の ΔK による寿命解析結果
 $(t = 22 \text{ mm})$

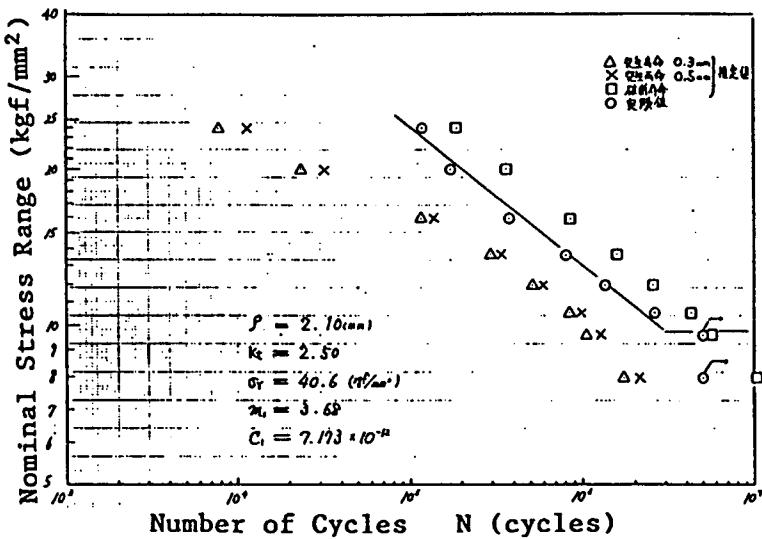


図 8.6.1.22 曲げを受けるT字継手の ΔK による寿命解析結果
 $(t = 40 \text{ mm})$

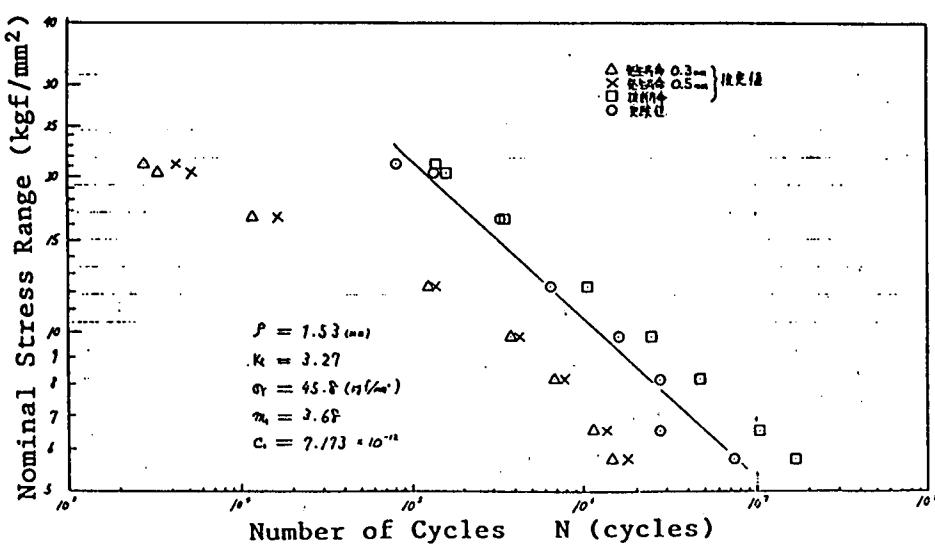


図 8.6.1.23 曲げを受けるT字継手の ΔK による寿命解析結果
 $(t = 80 \text{ mm})$

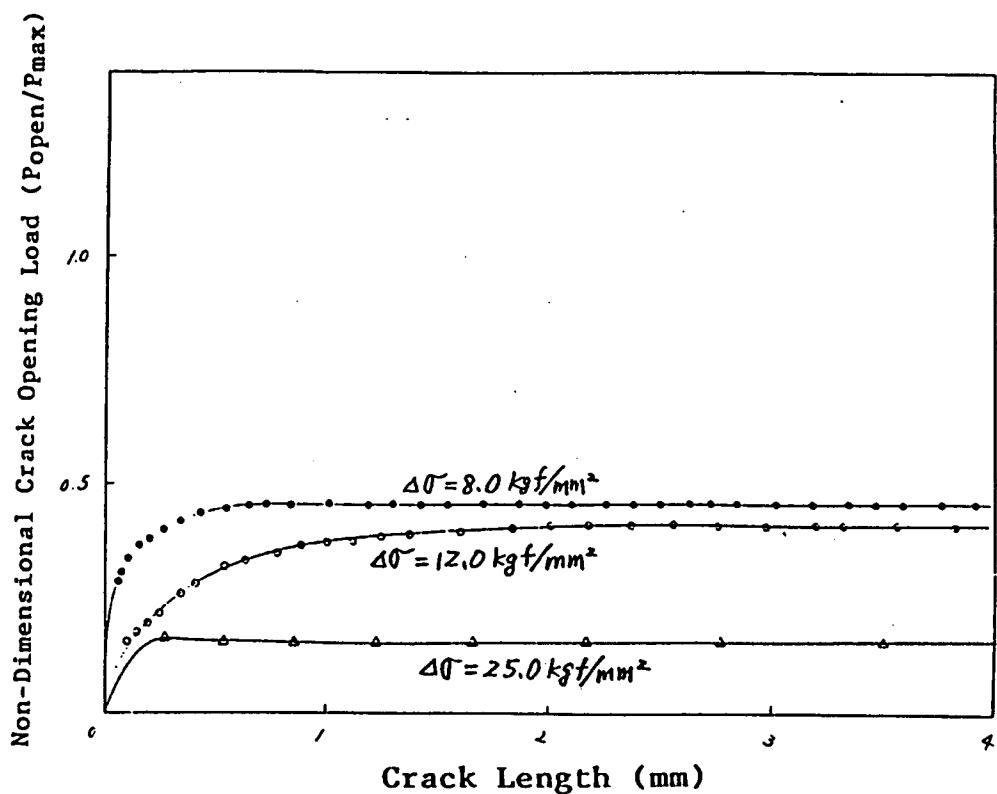


図 8.6.1.24 亀裂開口荷重の変化（引張りを受けるリブ十字継手,
 $t = 40 \text{ mm}$, 板幅 80 mm, $R = 0.1$ ）

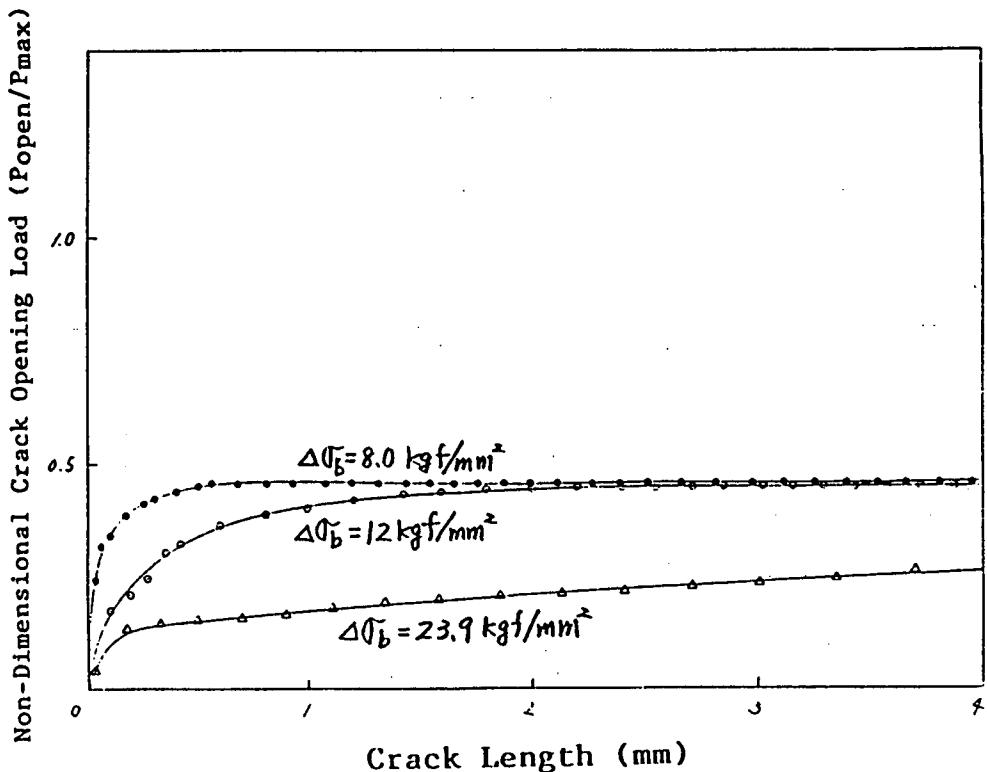


図 8.6.1.25 亀裂開口荷重の変化（曲げを受ける T 字継手,
 $t = 40 \text{ mm}$, $R = 0.1$ ）

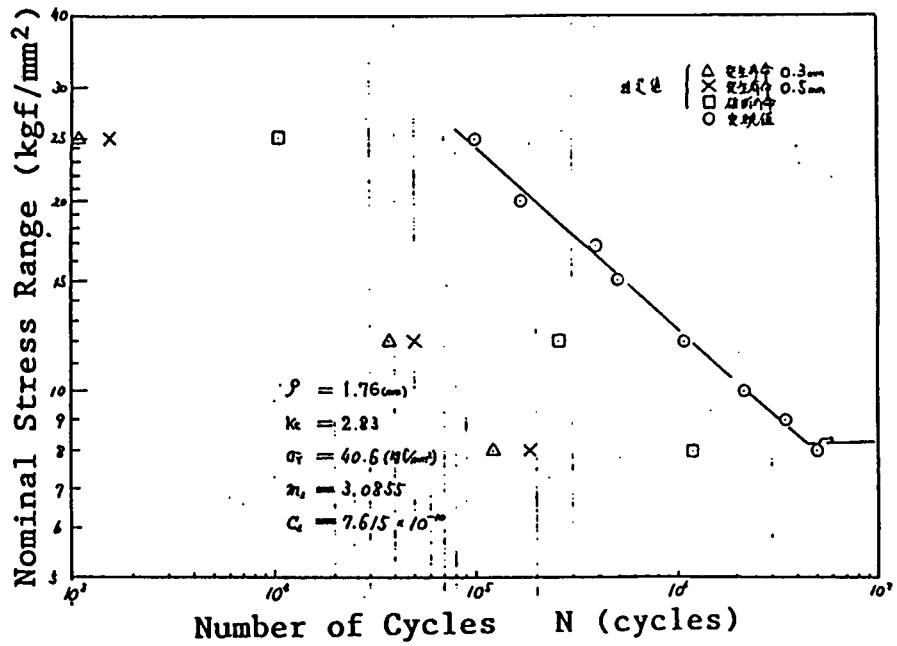


図 8.6.1.26 引張りを受けるリブ十字継手の ΔK_{eff} による寿命解析結果
($t = 40 \text{ mm}$, 板幅 80 mm)

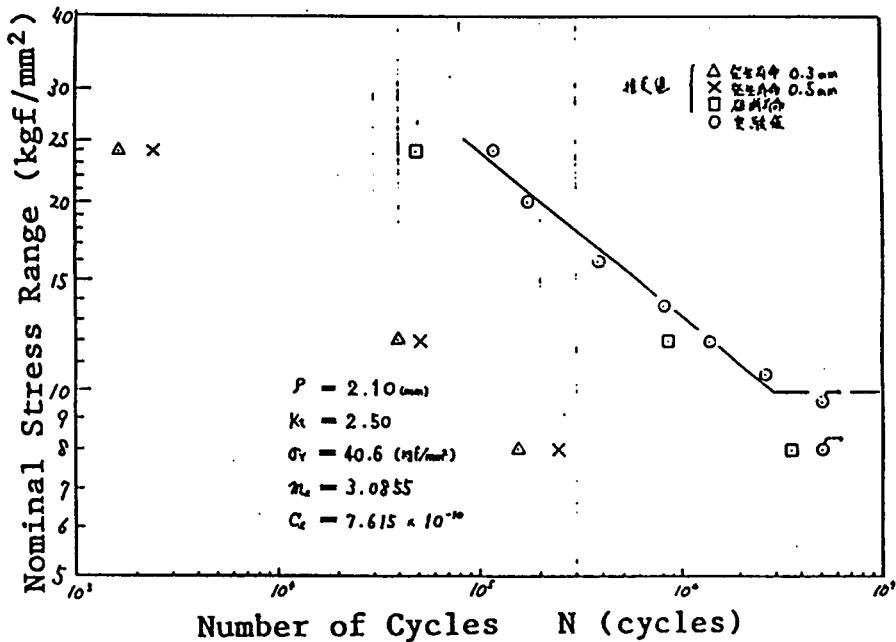


図 8.6.1.27 曲げを受けるT字継手の ΔK_{eff} による寿命解析結果
($t = 40 \text{ mm}$)

8.6.2 パリス則による疲労亀裂の進展解析

(1) 解析手法

3次元構造要素の中に生じる表面亀裂の進展解析を厳密に行なうことは非常に困難であるので、ここでは、溶接止端部に半梢円表面亀裂が存在することを仮定し、比較的容易な手法を用いて疲労亀裂の進展解析を実施した。その概略の手順は以下の通りである。

- ① 解析対象構造要素である軸力を受ける十字継手及び曲げを受けるT字継手を2次元構造とみなし、溶接止端部から生じるエッジ亀裂の応力拡大係数（K値）を有限要素法により求める。
- ② リブ板の無い帯板の片側に存在する亀裂（エッジ亀裂）の先端でのK値を、公表されている近似式から計算する。
- ③ 両者のK値の比を求め、 Mk （リブ板の付着による応力集中の存在によるK値の修正係数）すなわち $Mk = K\text{ 値 (FEM)} / K\text{ 値 (帯板)}$ の値を求める。
- ④ 有限板中の半梢円表面亀裂のK値の算定式に修正係数 Mk をかけ、軸力を受ける十字継手または曲げを受けるT字継手の溶接止端部に存在する亀裂先端のK値を近似的に求める。
- ⑤ ④で求めたK値を用いて、パリス則： $da/dN = C \cdot \Delta K^m$ による疲労亀裂の進展計算を行なう。定数C、 m の値は基礎継手の全疲労試験結果のS-N_f線図の平均値から m を求め、定数Cは、Cとmとの相関から算出した値を用いた。

亀裂深さ0.75～2mmまでは各モデルとも共通に1ステップ0.05mmで亀裂を進展させ、各ステップごとにK値を求めた。それ以後は0.5～1mmのステップで主板厚の半分の深さまで亀裂を進展させた。

FEMによる応力拡大係数の解析は、樋口等の開発した手法^{1),2)}を用いて平面歪状態を仮定して実施した。この手法は、亀裂先端に $1/\sqrt{r}$ の特異性を持つ特殊要素を置き、有限要素法によって亀裂先端のK値を求める手法である。

特殊要素の中では、図8.6.2.1に示す座標系のもとで、以下のように応力（σ）と変位（u）がK値などのパラメータを用いて表現されている。

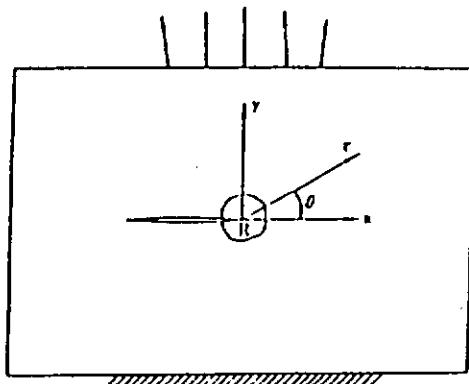


図8.6.2.1 解析時の座標系の定義

$$\begin{aligned} \sigma_{xx} &= \sum_{j=1}^N j r^{j/2-1} \{ \cos(j/2)\theta - (j-2)/4 \cdot \cos(j/2-3)\theta + [j/4 + (-1)^{j/2}] \cos(j/2-1)\theta \} \beta_j \\ &\quad - \sum_{j=1}^N j r^{j/2-1} \{ \sin(j/2-1)\theta - (j-2)/4 \cdot \sin(j/2-3)\theta + [j/4 - (-1)^{j/2}] \sin(j/2-1)\theta \} \beta_{N+j} \end{aligned} \quad \dots \quad (8.6.2.1)$$

$$\begin{aligned}\sigma_{yy} &= \sum_{j=1}^N j r^{j/2-1} \{ \cos(j/2)\theta + (j-2)/4 \cdot \cos(j/2-3)\theta - [j/4 + (-1)^j/2] \cos(j/2-1)\theta \} \beta_j \\ &\quad - \sum_{j=1}^N j r^{j/2-1} \{ \sin(j/2-1)\theta + (j-2)/4 \cdot \sin(j/2-3)\theta - [j/4 - (-1)^j/2] \sin(j/2-1)\theta \} \beta_{N+j} \quad \dots \quad (8.6.2.2)\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}\sigma_{xy} &= \sum_{j=1}^N j r^{j/2-1} \{ (j/2)/4 \cdot \sin(j/2-3)\theta - [j/4 + (-1)^j/2] \sin(j/2-1)\theta \} \beta_j \\ &\quad - \sum_{j=1}^N j r^{j/2-1} \{ (j-2)/4 \cdot \cos(j/2-3)\theta - [j/4 + (-1)^j/2] \cos(j/2-1)\theta \} \beta_{N+j} \quad \dots \quad (8.6.2.3)\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}u_x &= (1/2G) \sum_{j=1}^N r^{j/2} \{ [K + (-1)^j] \cos(j\theta/2) - j \cdot \sin\theta \sin(j/2-1)\theta \} \beta_j \\ &\quad - (1/2G) \sum_{j=1}^N r^{j/2} \{ [K - (-1)^j] \sin(j\theta/2) + j \cdot \sin\theta \cos(j/2-1)\theta \} \beta_{N+j} \quad \dots \quad (8.6.2.4)\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}u_y &= (1/2G) \sum_{j=1}^N r^{j/2} \{ [K - (-1)^j] \sin(j\theta/2) - j \cdot \sin\theta \cos(j/2-1)\theta \} \beta_j \\ &\quad - (1/2G) \sum_{j=1}^N r^{j/2} \{ [K + (-1)^j] \cos(j\theta/2) + j \cdot \sin\theta \sin(j/2-1)\theta \} \beta_{N+j} \quad \dots \quad (8.6.2.5)\end{aligned}$$

ただし、 $K = 3 - 4 \mu$, $\mu = \nu$ (平面歪), $\mu = \nu / (\nu + 1)$ (平面応力)

β はパラメータで、 β_j がモード I に、 β_{N+j} がモード II に対応する。

$K_1 = \sqrt{2\pi} \beta_j$, $K_{11} = \sqrt{2\pi} \beta_{N+j}$ になる。

なお、亀裂の進展方向は、 $\sigma \theta$ 最大説を取り入れ、

$$K_1 \cdot \sin\theta + K_{11} \cdot (3 \cos\theta - 1) = 0 \quad \dots \quad (8.6.2.6)$$

が成立する方向として、プログラムの中で自動的に決めた。

一方、帯板の応力拡大係数の計算には次の式³⁾を用いた。

$$K_1 = \sigma \sqrt{\pi a} F(a/T) \quad \dots \quad (8.6.2.7)$$

ここで、

$$\begin{aligned}F(a/T) &= 1.12 - 0.231(a/T) + 10.55(a/T)^2 - 21.72(a/T)^3 + 30.39(a/T)^4 \quad \text{(軸載荷)} \\ &= 1.112 - 1.40(a/T) + 7.33(a/T)^2 - 13.08(a/T)^3 + 14.0(a/T)^4 \quad \text{(曲げ載荷)} \\ T &: \text{板幅} \quad a : \text{亀裂深さ} \quad \sigma : \text{公称応力}\end{aligned}$$

十字継手または T 字継手の溶接止端部から発生する表面亀裂の応力拡大係数は次式で近似できると仮定した。

$$K_1 = M_k (a/T) \cdot Y(a/T, c/T) \cdot \sigma \sqrt{\pi a} \quad \dots \quad (8.6.2.8)$$

ここで、 M_k ：リブ板と溶接ビードの存在による修正係数 c ：亀裂半幅 σ ：公称応力 T ：板厚

8.6.2.8式でYの値は、Newman と Raju⁴⁾により、次の近似式が与えられている。

$$Y(a/T, c/T) = H \cdot [M_1 + M_2 (a/T)^2 + M_3 (a/T)^4] \cdot f_t \cdot g \cdot f_w / \sqrt{Q} \quad \dots \quad (8.6.2.9)$$

ここで、

$$H = 1 \quad \dots \quad (\text{軸})$$

$$H = H_1 + (H_2 - H_1) \sin^p \theta \quad \dots \quad (\text{曲げ})$$

$$H_1 = 1 - 0.34(a/T) - 0.11(a/c)(a/T), \quad H_2 = 1 + G_1(a/T) + G_2(a/T)^2$$

$$G_1 = -1.22 - 0.12(a/c), \quad G_2 = 0.55 - 1.05(a/c)^{0.75} + 0.47(a/c)^{1.5}$$

$$p = 0.2 + (a/c) + 0.6(a/T), \quad M_1 = 1.13 - 0.19(a/c)$$

$$M_2 = -0.54 + 0.89 / [0.2 + (a/c)], M_3 = 0.5 - 1 / [0.65 + (a/c)] + 14 [1.0 - (a/c)]^{24}$$

$$f_t = [(a/c)^2 \cos^2 \theta + \sin^2 \theta]^{1/4}, g = 1 + [0.1 + 0.35 (a/T)^2] (1 - \sin \theta)^2$$

$$f_w = [\sec \{ \pi c / 2b \cdot \sqrt{(a/T)} \}]^{0.5}, Q = 1.0 + 1.464 (a/c)^{1.65}$$

b : 試験体半幅, θ : 表面から亀裂下端方向の角度

疲労亀裂の進展の計算は、次式によるパリス則を用いて行った。

$$da/dN = C \Delta K^m \quad \dots \quad (8.6.2.10)$$

$$m = 3.565 \quad C = 7.2403 \times 10^{-13}$$

ここで、mは基礎継手の全疲労試験結果のS-N_f線図の平均値から求め、CはCとmとの関係式⁵⁾から算出した。

(2) 解析結果

溶接止端部での亀裂の位置は、止端半径が0でない場合には、通常の応力解析の結果をもとにアール内に入った最大応力の発生箇所に相当する位置に置くようにした。止端半径が0の場合には、亀裂の位置はアール止端部とした。

図8.6.2.2, 図8.6.2.3及び表8.6.2.1にK値の計算結果の一例をM_kの形で示す。これらの結果をもとにM_kと亀裂深さの関係を表わすと次のようになる。

$\rho = 0$ のとき

$$M_k = \alpha (a/t_1)^{-\beta} \quad a/t_1 < r \\ = 1 \quad a/t_1 \geq r \quad \dots \quad (8.6.2.11)$$

$\rho \neq 0$ のとき

$$M_k = \alpha (a/t_1)^4 + \beta (a/t_1)^3 + r (a/t_1)^2 \\ + \delta (a/t_1) + \epsilon \quad \dots \quad (8.6.2.12)$$

$\rho \neq 0$ に対してデータを両対数で表わすと直線からはずれて來るので、この場合には4次の多項式で表わすこととした。ただし、亀裂が浅い領域での急な勾配とある深さ以降の緩やかな勾配を一つの式で表わすことはできなかったので、それら2つの領域に対してそれぞれ別の多項式で回帰することにした。表8.6.2.2に $\rho = 0$ の場合の式(8.6.2.11)の回帰係数の一覧を示す。表8.6.2.3及び表8.6.2.4に $\rho \neq 0$ の場合の式(8.6.2.12)の回帰係数の一覧を示す。 $\rho \neq 0$ の場合の $a/t_1 = 0$ でのM_kの値はFEMによる応力集中係数K_tとほぼ一致する。

このM_kの値により半梢円表面亀裂先端のK値を修正し最終的なK値を求めた。さらにパリス則(式(8.6.2.13))による亀裂進展計算を、初期欠陥の深さと幅の組合せを6通りに変化させて行なった。

結果の一例を図8.6.2.4及び図8.6.2.5にS-N_f線図として示す。

計算結果は初期欠陥寸法によって変化しているが、今回行なった計算の範囲では、初期欠陥として欠陥深さA₀=0.2mm, 亀裂半長B₀=0.2mmとすると試験結果と合いそうである。したがって、以後の考察はこの場合の計算結果に基づいて進める。

各板厚モデルの計算寿命N_f=2・10⁶回での疲労強度を主板厚t₁=22mmの場合の強度で無次元化したものを図8.6.2.6及び図8.6.2.7に示す。

軸力を受ける十字継手、曲げを受けるT字継手のいずれの場合も比例継手(AC1, GC1, AT1, GT1の各シリーズ)の場合の方がリブ板厚一定継手(AC2, GC2, AT2, GT2の各シリーズ)の場合よりも板厚効果が大きく現れている。

図8.6.2.6及び図8.6.2.7を両対数軸上で直線回帰し、試験結果からのmと比較したものを図8.6.2.8に示す。各シリーズごとに比較すると、疲労試験結果よりも亀裂進展計算結果の方が板厚効果が顕著に現れており、また、

Improved Weld ($\rho = 6 \text{ mm}$) の方が計算結果と試験結果の差が大きい。

以上をまとめると、疲労試験結果よりも亀裂進展計算結果の方が疲労における板厚効果が顕著に現れ、計算により疲労強度を定量的に評価することには無理があるといえる。しかし、各シリーズ間での変化具合は定性的には計算結果と試験結果で合っているといえそうである。

参考文献

- 1) 樋口, 川原, 近藤:「特異性を含むサブストラクチャーによる応力拡大係数の解析」, 日本造船学会論文集, 第135号, 1974, pp. 265-273
- 2) 樋口, 川原, 近藤:「船体構造の亀裂解析プログラムの開発」, 日本钢管技報, №66, pp. 87-95
- 3) Brown, W. F., Jr and Srawley, J: ASTM stp 410, 1966, pp. 1-65
- 4) I.S. Raju and J.C. Newman, Jr.: Stress Intensity Factors for a Wide Range of Semi-Elliptical Surface Cracks in Finite-Thickness Plates, Engng Frac., Vol. 11, 1979, pp. 817-829
- 5) 田中, 征矢:「各種溶接構造用鋼の疲労亀裂伝播特性の検討」, 溶接学会論文集, 第7巻, 第2号, 1989, pp. 90-97

表 8.6.2.1 龟裂進展解析結果

t_1 (mm)	t_2 (mm)	ℓ_1 (mm)	ℓ_2 (mm)	ρ (mm)	K_t
22	10	9	9	6	1.58

進展 step	亀裂深さ		K I		M_k	Glinka		
	a (mm)	a/t_1	$(kgf \cdot mm^{-1.5} / (kgf \cdot mm^2))$					
			T字継手	平板				
1	0.05	0.002273	0.7090	0.4434	1.599	1.551		
2	0.10	0.004545	0.9762	0.6254	1.561	1.522		
3	0.15	0.006818	1.1691	0.7639	1.530	1.495		
4	0.20	0.009091	1.3252	0.8798	1.506	1.468		
5	0.25	0.011364	1.4542	0.9811	1.482	1.443		
6	0.30	0.013636	1.5669	1.0720	1.462	1.418		
7	0.35	0.015909	1.6630	1.1551	1.440	1.394		
8	0.40	0.018182	1.7510	1.2319	1.421	1.371		
9	0.45	0.020455	1.8296	1.3035	1.404	1.349		
10	0.50	0.022727	1.9006	1.3709	1.386	1.327		
11	0.55	0.025000	1.9650	1.4346	1.370	1.306		
12	0.60	0.027273	2.0237	1.4951	1.354	1.285		
13	0.65	0.029545	2.0806	1.5529	1.340	1.265		
14	0.70	0.031818	2.1278	1.6082	1.323	1.246		

1	0.50	0.022727	1.8007	1.3709	1.314	1.327
2	1.00	0.045455	2.2838	1.9007	1.202	1.140
3	1.50	0.068182	2.5774	2.2941	1.124	0.996
4	2.00	0.090909	2.8032	2.6230	1.069	0.881
5	2.50	0.113636	3.0019	2.9166	1.029	0.786
6	3.00	0.136364	3.1919	3.1899	1.001	0.706
7	3.50	0.159091	3.3813	3.4522	0.979	0.636
8	4.00	0.181818	3.5755	3.7096	0.964	0.575
9	4.50	0.204545	3.7782	3.9663	0.953	0.520
10	5.00	0.227273	3.9895	4.2258	0.944	0.470
11	5.50	0.250000	4.2117	4.4911	0.938	0.423
12	6.00	0.272727	4.4455	4.7649	0.933	0.380
13	6.50	0.295455	4.6921	5.0501	0.929	0.339
14	7.00	0.318182	4.9535	5.3497	0.926	0.300
15	7.50	0.340909	5.2296	5.6670	0.923	0.262
16	8.00	0.363636	5.5212	6.0060	0.919	0.225
17	8.50	0.386364	5.8314	6.3709	0.915	0.188
18	9.00	0.409091	6.1649	6.7668	0.911	0.152
19	9.50	0.431818	6.5220	7.1994	0.906	0.115
20	10.00	0.454545	6.9078	7.6751	0.900	0.078
21	10.50	0.477273	7.3277	8.2011	0.894	0.040
22	11.00	0.500000	7.7860	8.7855	0.886	0.000
23	11.50	0.522727	8.2801	9.4373	0.877	-0.041

表 8.6.2.2 $\rho = 0$ のときの α , β , r

シリーズ	α	β	r
A C 2-22	0.6501	0.2718	0.205
A C 2-40	0.6089	0.2689	0.158
A C 2-80	0.5259	0.2645	0.0880
A C 1	0.5373	0.3013	0.127
A T 1	0.3456	0.3530	0.0493

表 8.6.2.3 修正係数 M_k の係数一覧表 (十字継手: 軸力荷重負荷, $\rho \neq 0$ の場合)

No.	主板厚 t_1 (mm)	リブ板厚 t_2 (mm)	脚長 (mm)	止端半径 ρ (mm)	7 リンク角 θ (°)	適用範囲	$M_k = \alpha X^{-4+\beta} X^{-3+\gamma} X^{-2+\delta} X + \varepsilon$	$(X = a/t_1, a : 離裂深さ (mm))$	δ	ε
1	10	5	4	4	3.00	45.0	$x \leq 0.10$ $x > 0.10$	$2.6829E+03$ $-6.9780E+01$	$-1.0063E+03$ $-3.4914E+01$	$1.4795E+02$ $-7.9316E+00$
2	10	10	9	9	6.00	45.0	$x \leq 0.10$ $x > 0.10$	$8.9241E+02$ $-3.5026E+01$	$-3.8409E+02$ $-1.9904E+01$	$6.3130E+01$ $-5.869E+00$
3	10	22	16	16	6.00	45.0	$x \leq 0.10$ $x > 0.10$	$4.5574E+02$ $-2.3331E+02$	$4.6609E+01$ $-5.8503E+00$	$1.4756E+00$ $1.4806E+00$
4	22	10	9	9	6.00	45.0	$x \leq 0.10$ $x > 0.10$	$5.9815E+03$ $-6.2042E+01$	$1.0215E+01$ $-8.2523E+01$	$1.4461E+00$ $-9.9539E+01$
5	22	22	16	16	6.00	45.0	$x \leq 0.10$ $x > 0.10$	$2.4153E+03$ $-5.2258E+01$	$-9.0567E+02$ $-7.5218E+01$	$1.4476E+02$ $-9.3062E+01$
6	22	40	32	32	6.00	45.0	$x \leq 0.10$ $x > 0.10$	$5.0599E+02$ $-4.1073E+01$	$-3.7187E+02$ $-5.2482E+01$	$1.0461E+02$ $-2.5931E+01$
7	40	10	9	9	6.00	45.0	$x \leq 0.10$ $x > 0.10$	$7.6229E+03$ $-6.6093E+01$	$-2.8855E+03$ $-8.0816E+01$	$4.0563E+02$ $-3.5145E+01$
8	40	22	16	16	6.00	45.0	$x \leq 0.10$ $x > 0.10$	$4.1215E+03$ $-8.7686E+01$	$-1.7473E+03$ $-1.1228E+02$	$2.9883E+02$ $5.2340E+01$
9	40	40	32	32	6.00	45.0	$x \leq 0.10$ $x > 0.10$	$7.6322E+03$ $-1.4485E+02$	$-2.7030E+03$ $-1.8041E+02$	$3.7374E+02$ $-8.0287E+01$
10	80	10	9	9	6.00	45.0	$x \leq 0.10$ $x > 0.10$	$2.5837E+04$ $-2.1583E+00$	$-8.0403E+03$ $-2.7166E+00$	$8.8917E+02$ $-1.2178E+00$
11	80	22	16	16	6.00	45.0	$x \leq 0.10$ $x > 0.10$	$3.0588E+04$ $-6.4353E+00$	$-9.6449E+03$ $-7.7921E+00$	$1.0944E+03$ $-3.3116E+00$
12	80	40	32	32	6.00	45.0	$x \leq 0.10$ $x > 0.10$	$3.6954E+04$ $-2.8194E+01$	$-1.1119E+04$ $-3.6123E+01$	$1.2072E+03$ $-1.6582E+01$
13	80	40	32	16	6.00	26.7	$x \leq 0.10$ $x > 0.10$	$3.8350E+04$ $-2.6373E+00$	$-1.1562E+04$ $-2.6373E+00$	$1.2296E+03$ $-3.4844E+00$

表 8.6.2.4 修正係数 M_k の係数一覧表 (T字継手 : 曲げ荷重負荷 $\rho \neq 0$ の場合)

No.	主板厚 t_1 (mm)	リブ板厚 t_2 (mm)	脚長(mm)	止端半径 ρ (mm)	7	$M_k = \alpha x^{-4+\beta} x^{-3+\gamma} x^{-2+\delta} x^{\varepsilon}$	($x = a/t_1$, a : 離裂深さ (mm))	θ (°)	適用範囲	α	β	γ	δ	ε	
								$x \leq 0.10$	$x > 0.10$	$x \leq 0.10$	$x > 0.10$	$x \leq 0.10$	$x > 0.10$	$x \leq 0.10$	
1	10	5	4	1.00	45.0	$5.5160E+02$	$3.3688E+01$	$-4.5739E+03$	$5.4437E+04$	$-1.4437E+04$	$-4.5559E+03$	$-1.3762E+03$	$1.6270E+02$	$-3.3688E+01$	$2.0686E+00$
2	10	5	4	3.00	45.0	$5.4049E+00$	$1.4470E+00$	$3.4036E+01$	$4.6331E+01$	$2.2568E+01$	$5.4049E+00$	$5.4049E+01$	$-1.2064E+01$	$5.4049E+00$	$1.4470E+00$
3	10	10	9	6.00	45.0	$5.4024E+00$	$1.5736E+00$	$2.6023E+01$	$3.8326E+01$	$2.0555E+00$	$4.9961E+00$	$4.9961E+01$	$-1.2064E+01$	$5.4024E+00$	$1.4470E+00$
4	10	22	16	6.00	45.0	$5.3560E+00$	$1.3560E+00$	$2.9621E+00$	$8.2897E+02$	$9.0069E+01$	$6.4132E+00$	$6.4132E+01$	$-1.1866E+00$	$3.1857E+00$	$1.3560E+00$
5	22	10	9	9	45.0	$5.3220E+00$	$1.3220E+00$	$9.7464E+00$	$1.5919E+01$	$9.7186E+00$	$3.1857E+00$	$3.1857E+01$	$-1.1866E+00$	$3.1857E+00$	$1.3220E+00$
6	22	10	9	9	45.0	$5.2205E+02$	$1.3114E+00$	$7.0396E+00$	$1.1693E+01$	$7.8077E+00$	$2.3762E+00$	$2.3762E+01$	$-5.4111E+01$	$5.4111E+00$	$1.2294E+00$
7	22	10	9	9	45.0	$5.1421E+01$	$3.2472E+00$	$1.1143E+05$	$-2.8897E+04$	$2.7072E+03$	$-1.1421E+01$	$3.2472E+00$	$-5.3462E+00$	$1.4997E+00$	$1.4997E+00$
8	22	22	16	6.00	45.0	$5.0666E+00$	$1.4780E+00$	$2.1952E+01$	$-3.6563E+01$	$2.0686E+01$	$-5.3462E+00$	$-5.3462E+01$	$-5.3462E+00$	$1.4780E+00$	$1.4780E+00$
9	22	40	32	32	45.0	$5.0404E+01$	$2.5127E+00$	$3.4726E+04$	$-9.9159E+03$	$1.0596E+03$	$-5.5404E+01$	$-5.5404E+01$	$2.5127E+00$	$5.5404E+01$	$2.5127E+00$
10	40	10	9	9	45.0	$5.0666E+00$	$1.4780E+00$	$2.0303E+01$	$3.4218E+01$	$1.9450E+01$	$5.0666E+00$	$5.0666E+01$	$-1.1421E+01$	$3.2472E+00$	$1.4780E+00$
11	40	22	16	6.00	45.0	$5.0276E+00$	$1.4780E+00$	$5.8354E+03$	$-1.7069E+03$	$1.9908E+02$	$-1.4190E+01$	$1.6229E+00$	$1.6229E+01$	$1.4780E+00$	$1.4780E+00$
12	40	22	16	6.00	45.0	$5.0090E+02$	$1.6104E+00$	$2.8583E+01$	$-4.3638E+01$	$2.3945E+01$	$-5.7691E+00$	$5.7691E+00$	$1.4514E+00$	$1.4514E+00$	$1.6104E+00$
13	40	40	32	32	45.0	$5.0890E+02$	$1.6104E+00$	$1.4236E+03$	$-6.0693E+02$	$1.0890E+02$	$-1.1704E+01$	$1.6104E+00$	$1.6104E+01$	$1.6104E+00$	$1.6104E+00$
14	80	10	9	9	45.0	$5.0304E+01$	$1.4291E+00$	$2.7194E+01$	$-4.1765E+01$	$2.3047E+01$	$-5.5901E+00$	$5.5901E+00$	$1.4291E+00$	$1.4291E+00$	$1.4291E+00$
15	80	22	16	6.00	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.4801E+03$	$-6.7788E+02$	$1.2442E+02$	$-1.2269E+01$	$1.5878E+00$	$1.5878E+01$	$1.5878E+00$	$1.5878E+00$
16	80	40	32	32	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.2634E+01$	$-1.6635E+01$	$7.6922E+00$	$-2.5588E+00$	$2.5588E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$
17	80	40	32	16	6.00	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$5.8876E+03$	$-2.3142E+03$	$3.4273E+02$	$-2.4476E+01$	$1.7609E+00$	$1.7609E+01$	$1.7609E+00$	$1.7609E+00$
18	80	40	32	16	6.00	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$2.3664E+01$	$-3.1229E+01$	$1.4745E+01$	$-3.2776E+00$	$1.2222E+00$	$1.2222E+01$	$1.2222E+00$	$1.2222E+00$
19	80	40	32	32	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.4801E+03$	$-6.7788E+02$	$1.2442E+02$	$-1.2269E+01$	$1.5878E+00$	$1.5878E+01$	$1.5878E+00$	$1.5878E+00$
20	80	40	32	32	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.2634E+01$	$-1.6635E+01$	$7.6922E+00$	$-2.5588E+00$	$2.5588E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$
21	80	40	32	32	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.2634E+01$	$-1.6635E+01$	$7.6922E+00$	$-2.5588E+00$	$2.5588E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$
22	80	40	32	32	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.2634E+01$	$-1.6635E+01$	$7.6922E+00$	$-2.5588E+00$	$2.5588E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$
23	80	40	32	32	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.2634E+01$	$-1.6635E+01$	$7.6922E+00$	$-2.5588E+00$	$2.5588E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$
24	80	40	32	32	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.2634E+01$	$-1.6635E+01$	$7.6922E+00$	$-2.5588E+00$	$2.5588E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$
25	80	40	32	32	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.2634E+01$	$-1.6635E+01$	$7.6922E+00$	$-2.5588E+00$	$2.5588E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$
26	80	40	32	32	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.2634E+01$	$-1.6635E+01$	$7.6922E+00$	$-2.5588E+00$	$2.5588E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$
27	80	40	32	32	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.2634E+01$	$-1.6635E+01$	$7.6922E+00$	$-2.5588E+00$	$2.5588E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$
28	80	40	32	32	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.2634E+01$	$-1.6635E+01$	$7.6922E+00$	$-2.5588E+00$	$2.5588E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$
29	80	40	32	32	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.2634E+01$	$-1.6635E+01$	$7.6922E+00$	$-2.5588E+00$	$2.5588E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$
30	80	40	32	32	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.2634E+01$	$-1.6635E+01$	$7.6922E+00$	$-2.5588E+00$	$2.5588E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$
31	80	40	32	32	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.2634E+01$	$-1.6635E+01$	$7.6922E+00$	$-2.5588E+00$	$2.5588E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$
32	80	40	32	32	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.2634E+01$	$-1.6635E+01$	$7.6922E+00$	$-2.5588E+00$	$2.5588E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$
33	80	40	32	32	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.2634E+01$	$-1.6635E+01$	$7.6922E+00$	$-2.5588E+00$	$2.5588E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$
34	80	40	32	32	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.2634E+01$	$-1.6635E+01$	$7.6922E+00$	$-2.5588E+00$	$2.5588E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$
35	80	40	32	32	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.2634E+01$	$-1.6635E+01$	$7.6922E+00$	$-2.5588E+00$	$2.5588E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$
36	80	40	32	32	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.2634E+01$	$-1.6635E+01$	$7.6922E+00$	$-2.5588E+00$	$2.5588E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$
37	80	40	32	32	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.2634E+01$	$-1.6635E+01$	$7.6922E+00$	$-2.5588E+00$	$2.5588E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$
38	80	40	32	32	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.2634E+01$	$-1.6635E+01$	$7.6922E+00$	$-2.5588E+00$	$2.5588E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$
39	80	40	32	32	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.2634E+01$	$-1.6635E+01$	$7.6922E+00$	$-2.5588E+00$	$2.5588E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$
40	80	40	32	32	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.2634E+01$	$-1.6635E+01$	$7.6922E+00$	$-2.5588E+00$	$2.5588E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$
41	80	40	32	32	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.2634E+01$	$-1.6635E+01$	$7.6922E+00$	$-2.5588E+00$	$2.5588E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$
42	80	40	32	32	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.2634E+01$	$-1.6635E+01$	$7.6922E+00$	$-2.5588E+00$	$2.5588E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$	$1.2694E+00$
43	80	40	32	32	45.0	$5.0276E+00$	$1.4291E+00$	$1.2634E+01$	$-1.6635E+01$	$7.6922E+00$	$-2.5588E+00$	$2.5588E+00$ </			

修正係数 M_k

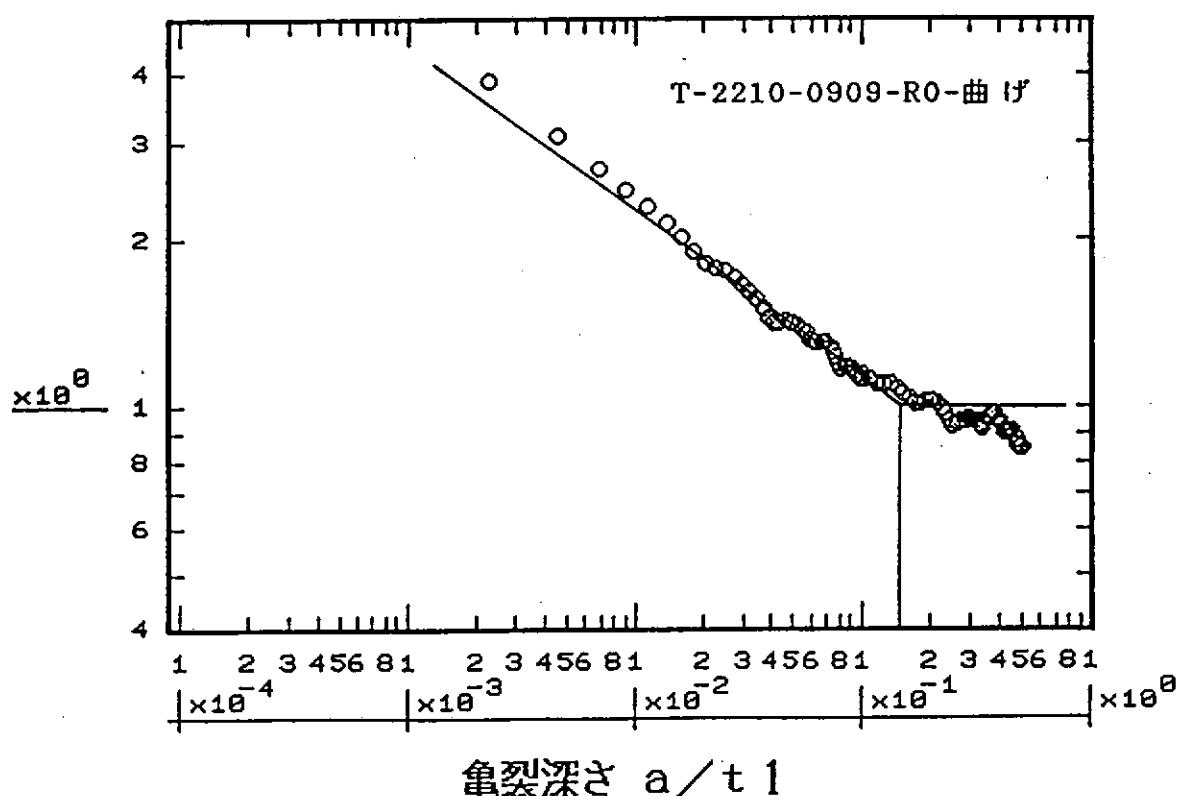


図 8.6.2.2 修正係数 M_k の計算結果

修正係数 M_k

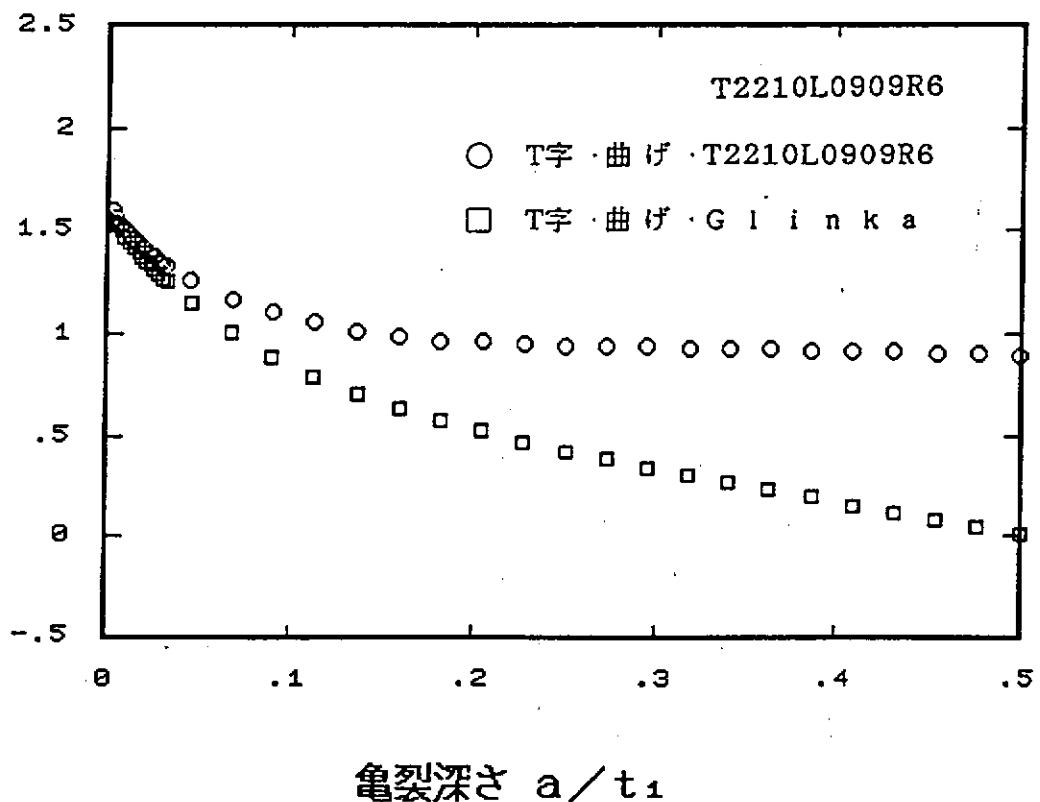


図 8.6.2.3 修正係数 M_k の計算結果

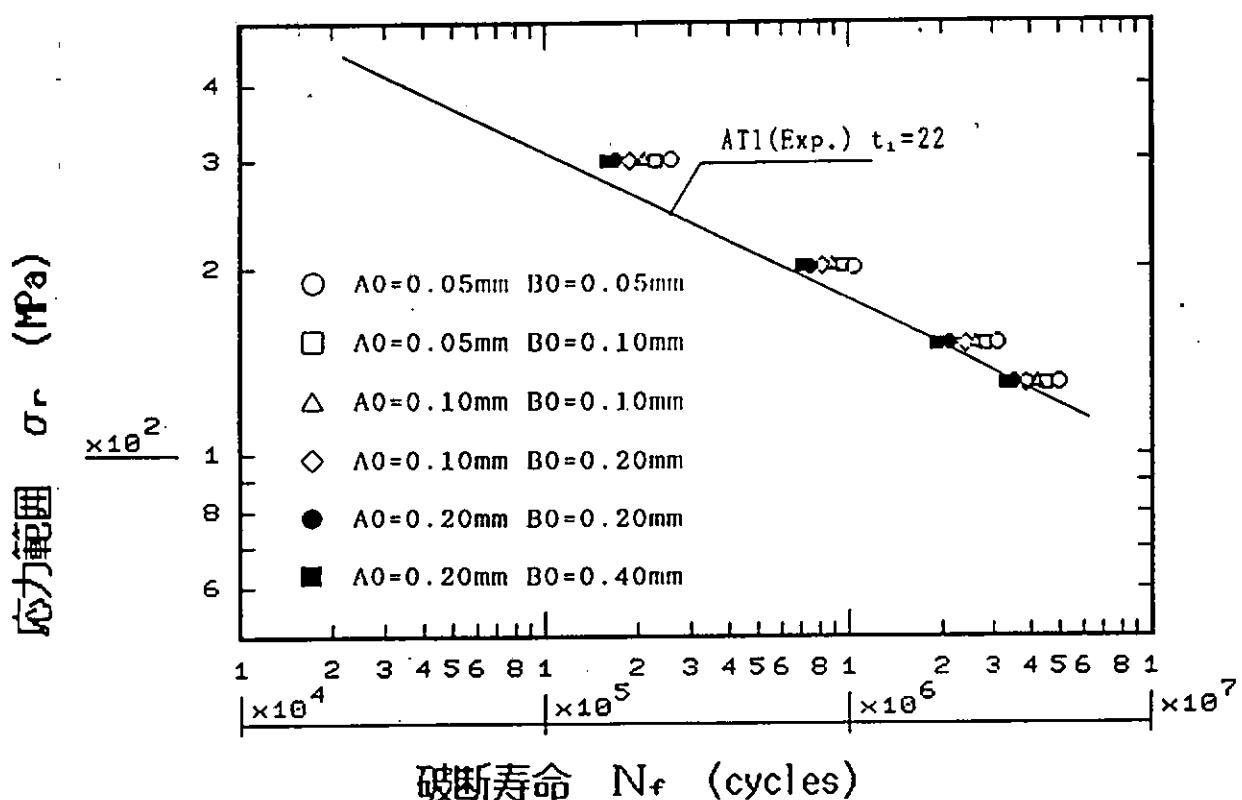


図 8.6.2.4 龟裂進展計算による S-N 線図

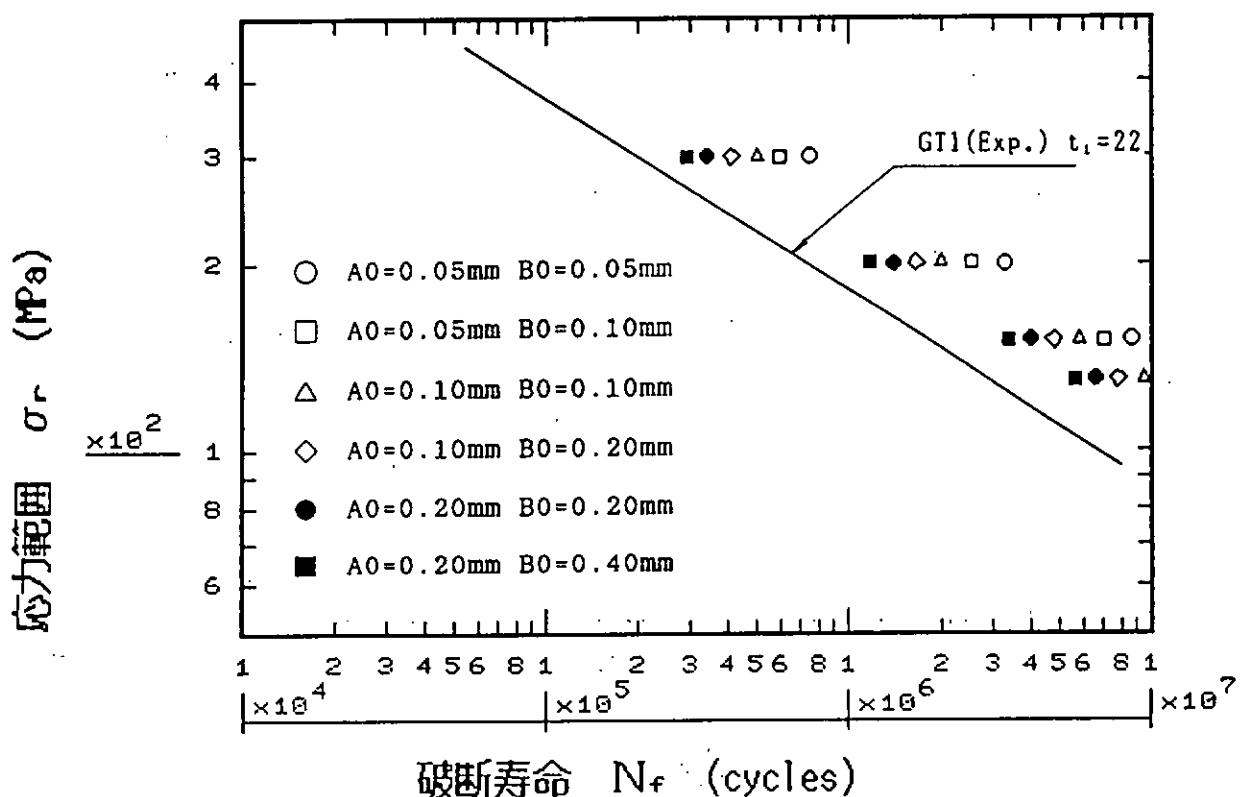


図 8.6.2.5 龟裂進展計算による S-N 線図

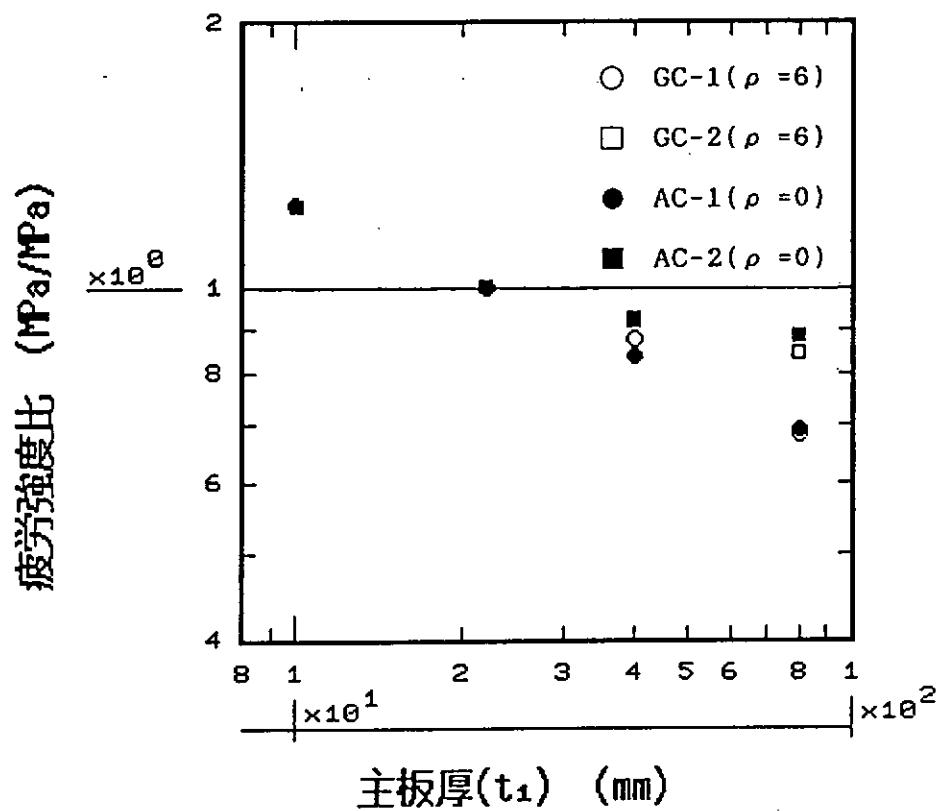


図 8.6.2.6 板厚と疲労強度比の関係

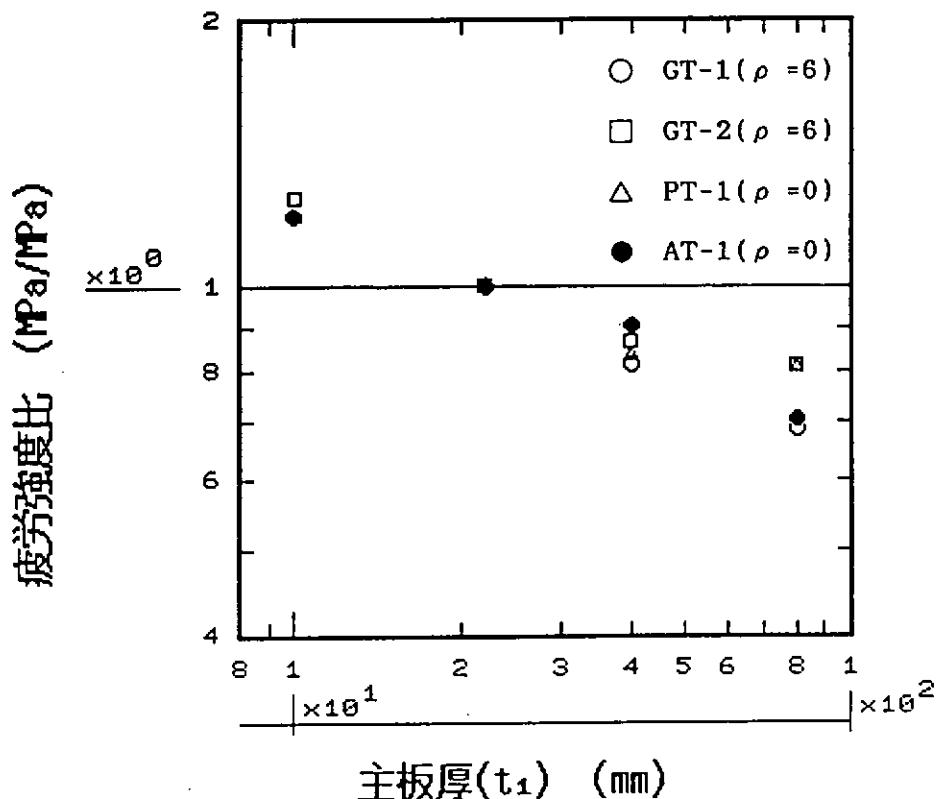
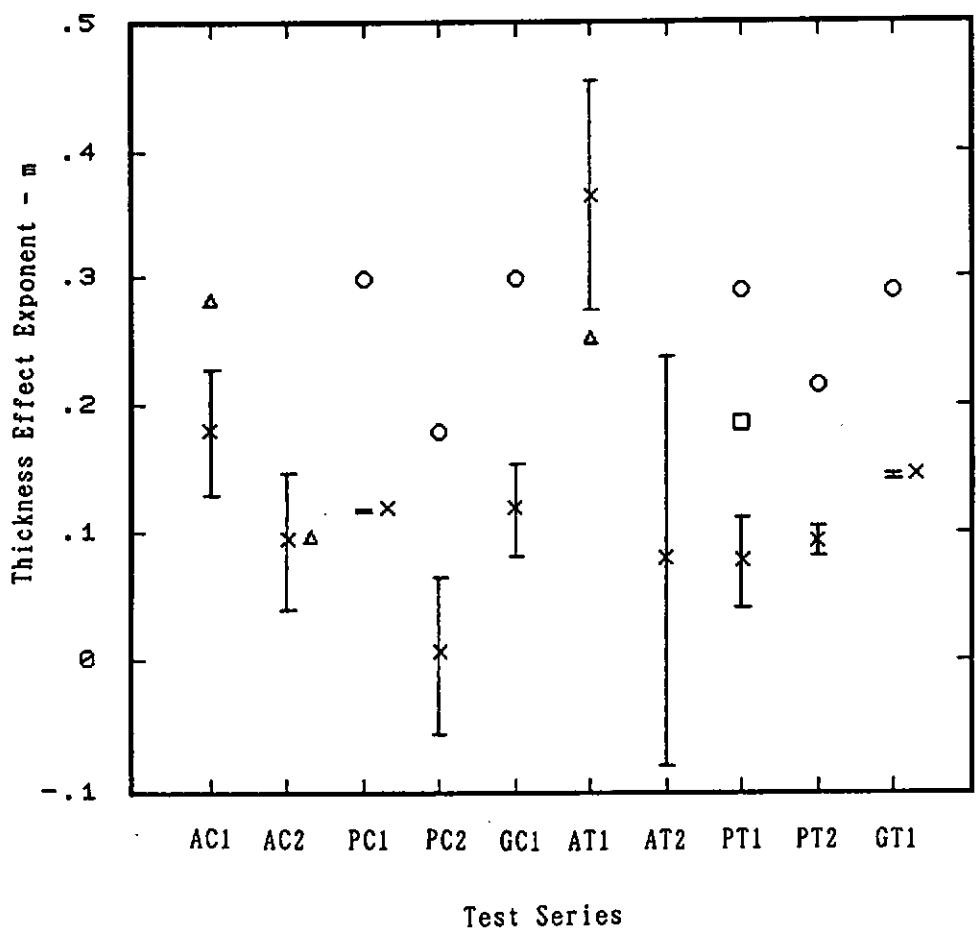


図 8.6.2.7 板厚と疲労強度比の関係



○ 解析 ($\rho = 6$)
 □ 解析 ($\rho = 3$)
 △ 解析 ($\rho = 0$)
 × 実験の平均値

$N_f = 2 \times 10^6$ での $-m$
 $N_f = 1 \times 10^5$ での $-m$

ただし PT2, GT1 では逆

図 8.6.2.8 各シリーズの疲労強度の板厚効果

8.7 鋼管継手の応力解析

8.7.1 解析モデル及び解析方法

第7章「钢管継手の疲労評価法」の中で実施されている疲労試験体を解析対象とした。解析モデルは、図8.7.1に示すように、軸力を受けるX型钢管継手及び曲げを受けるT型钢管継手である。次の3つのタイプについて解析を行なった。

(1) シェル要素による全体解析

モデル全体をシェル要素（NASTRANのCQUAD4, CTRIA3）によりモデル化した。対称性を考慮して1/8モデル（X継手）もしくは1/4モデル（T継手）とした。このモデルにおいては溶接ビードはモデル化していない。主管と支管の交差部付近は主管板厚と同程度もしくは半分程度の寸法の要素とした。

(2) ソリッド要素による全体解析

モデル全体を8節点6面体ソリッド要素によりモデル化した。図8.7.3(a), (b)に要素分割の様子を示す。この解析はT型だけについて行なった。図に示すように溶接ビード（主管側脚長16mm, 支管側脚長24mm）をモデル化しているが、溶接止端部に止端半径は設けていない。溶接ビード寸法はT型钢管継手模型のToe-Groundタイプの平均値である。止端部では $\rho = 0$ mmであるが、その付近の要素寸法が比較的大きい（ $4.6 \times 3.6 \times 7.95$ mm）ため、この解析によりピーク応力を求めるることは出来ない。したがって、この解析は後で行なうズーミング解析の前段階解析として行なった。要素数4454, 節点数5876である。計算時間（CPUタイム）は、VP50（富士通：スーパーコンピューター）を使用したNASTRANによる解析で約7分、EWS（HP3775SRX）を使用したSuper-tabによる解析で約9時間を要した。

(3) ソリッド要素によるズーミング解析

钢管継手溶接止端部の応力集中の様子を調べるために、図8.7.2及び図8.7.3(c)に示すようなズーミングモデルによる解析を行なった。いずれも溶接ビード及び止端半径をモデル化している。

X継手では主管側止端半径 $\rho = 1$ mm, 6mmの場合について解析した。この場合はシェル解析の結果を受けてのズーミング解析であり、ズーミングモデルは図8.7.4に示すように比較的大きな範囲となっている。ズーミングモデルに対する荷重を変位及び内力の2通りとして解析した。図8.7.4の場合で要素数4609, 節点数5484である。

T継手では主管側止端半径を6mmとした。止端のアール部は、図8.7.3に示すように6分割（6面体要素の1辺が約0.6mm）とした。ズーミングモデルへの荷重は変位とした。要素数1416, 節点数1834であり、計算時間はEWSを使用したSuper-tabによる解析で約40分であった。

8.7.2 解析結果

解析結果の実験結果（歪計測結果）との比較、疲労試験結果とからめての考察は第7章で行なっているので応力集中（ピーク応力）という観点での結果及び考察を示す。

ここで扱った钢管継手溶接止端部付近では、図8.7.4及び図8.7.5に示すように、サドル部の主管側、支管側の溶接止端部が応力集中箇所となっている図8.7.5(a)によると支管側溶接止端部にもかなりの応力集中が生じている。しかし疲労試験における亀裂発生箇所は主管側溶接止端部となっているため、ズーミング解析の対象は主管側溶接止端部としている。板厚方向の歪分布（応力分布）の一例を図8.7.6のX継手について示す。溶接止端表面からある程度中にはいると応力分布は典型的な曲げ応力分布となっている。このことはT継手についても同様であった。

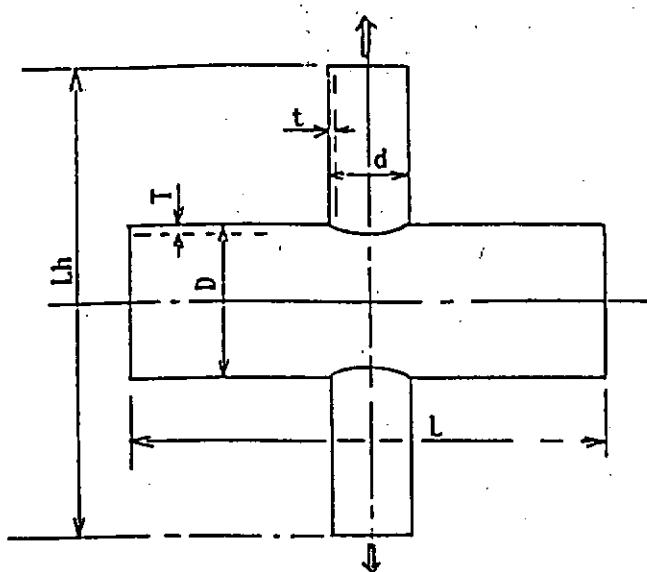
図8.7.7にT継手の場合の溶接止端部付近の表面応力分布を示す。図中には、○印：シェル要素による全体解析結果（要素寸法は板厚の半分程度）、●印：ソリッド要素による全体解析結果及び■印：ソリッド要素によるズーミング解析結果を示してある。いずれのプロット点もシェル要素の主管と支管の交点がソリッド要素の主管と支管の板厚中心の交点が等しくなるようにして、溶接止端からの距離でプロットしてある。シェル要素については要素中

心の表面応力を、ソリッド要素については節点応力を示している。3者とも、止端の極く近傍での応力の急激な立ち上がりを除いては、良く一致している。図中にD E nによる鋼管継手のホットスポット応力評価点を α_1 、 α_2 として示しているが、この点での応力はシェル解析でもソリッド解析でも同じである。したがって、D E nによるホットスポット応力算出のためにはシェル解析で十分であることが分かる。一方ソリッド要素によるズーミング解析結果は止端部で急激に立ち上がり、ピーク応力を示している。

8.4節で考察したように基礎継手においては板構造において本S R 202委員会で推奨しているホットスポット応力評価法を適用すると、ホットスポット応力=公称応力であったことから、ここでは鋼管継手におけるD E nによるホットスポット応力を公称応力として止端部でのピーク応力を基礎継手の応力集中係数推定式（8.2.10）及び（8.2.11）を用いて算出してみた。算出結果を表8.7.1に示す。T継手では基礎継手による推定式で鋼管継手溶接止端部のピーク応力を良く推定し得ることが分かる。しかし、X継手では基礎継手からの推定値が20%前後低めの値となっている。2割程度の誤差を許容するのであれば、鋼管継手に対しても8.5節に示した疲労亀裂発生寿命の推定法を適用できることになる。

8.7.2 まとめ

- (1) D E nのホットスポット応力はシェル要素によるFEM解析結果から導くことが出来る。ただし、要素寸法は板厚と同程度かそれ以下にする必要がある。
- (2) T型鋼管継手の溶接止端部のピーク応力は基礎継手の応力集中係数推定式から良い精度で推定できる。
- (3) X型鋼管継手の溶接止端部のピーク応力を基礎継手の応力集中係数の推定式から推定すると、20%程度低めの値となる。



X型 (P X シリーズ)

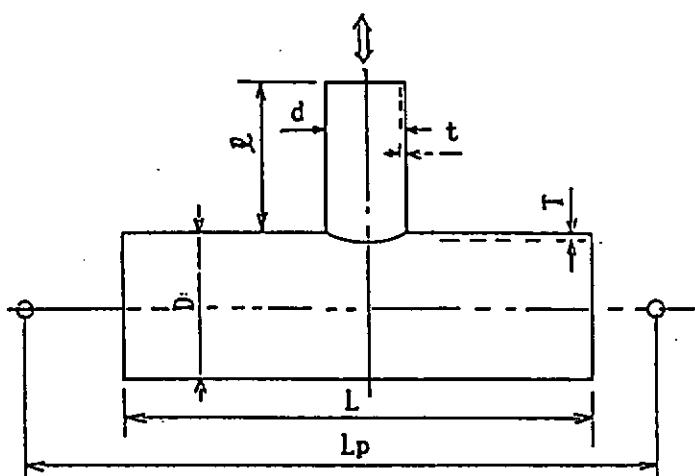
$$D = 500.0 \text{mm}, \quad T = 22.0 \text{mm}.$$

$$d = 250.0, \quad t = 16.0.$$

$$L = 1500.0, \quad L_h = 1700.0$$

応力集中率

$$K_t = 13.6 \text{ (after Wordsworth)}$$



T型 (P T シリーズ)

$$D = 914.4 \text{mm}, \quad T = 31.8 \text{mm}.$$

$$d = 457.2, \quad t = 15.9.$$

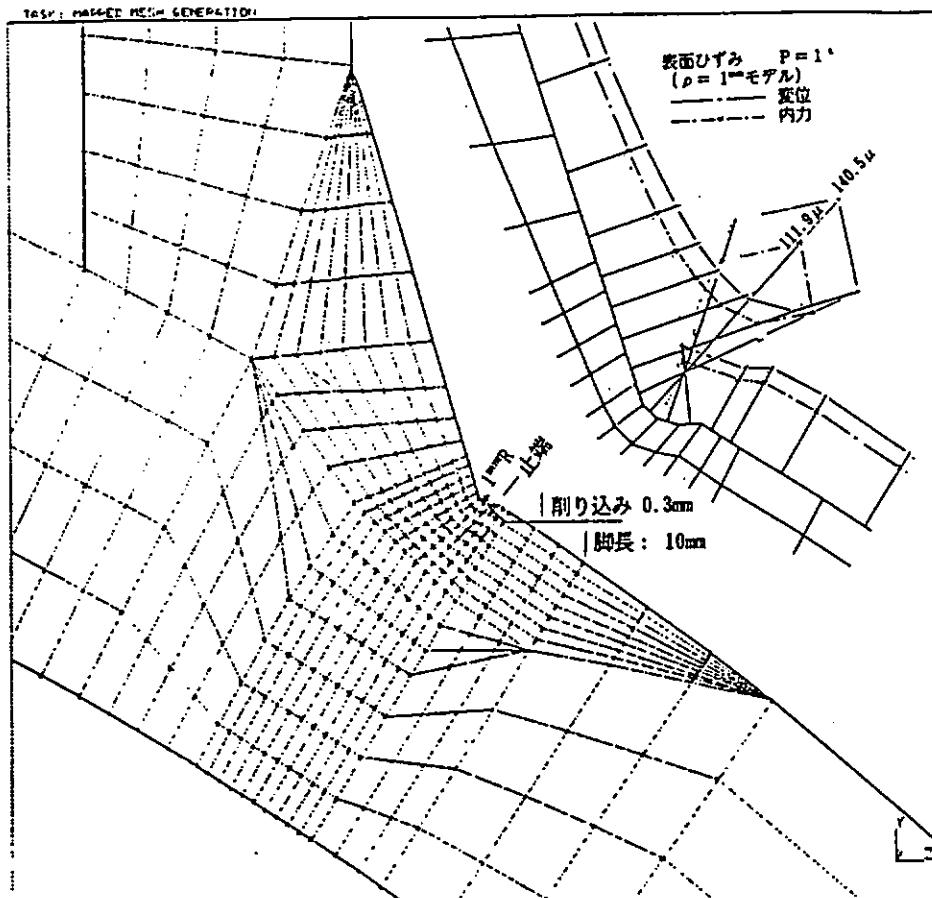
$$L = 2650.0, \quad L_p = 3710.0, \quad \ell = 1300.0$$

応力集中率

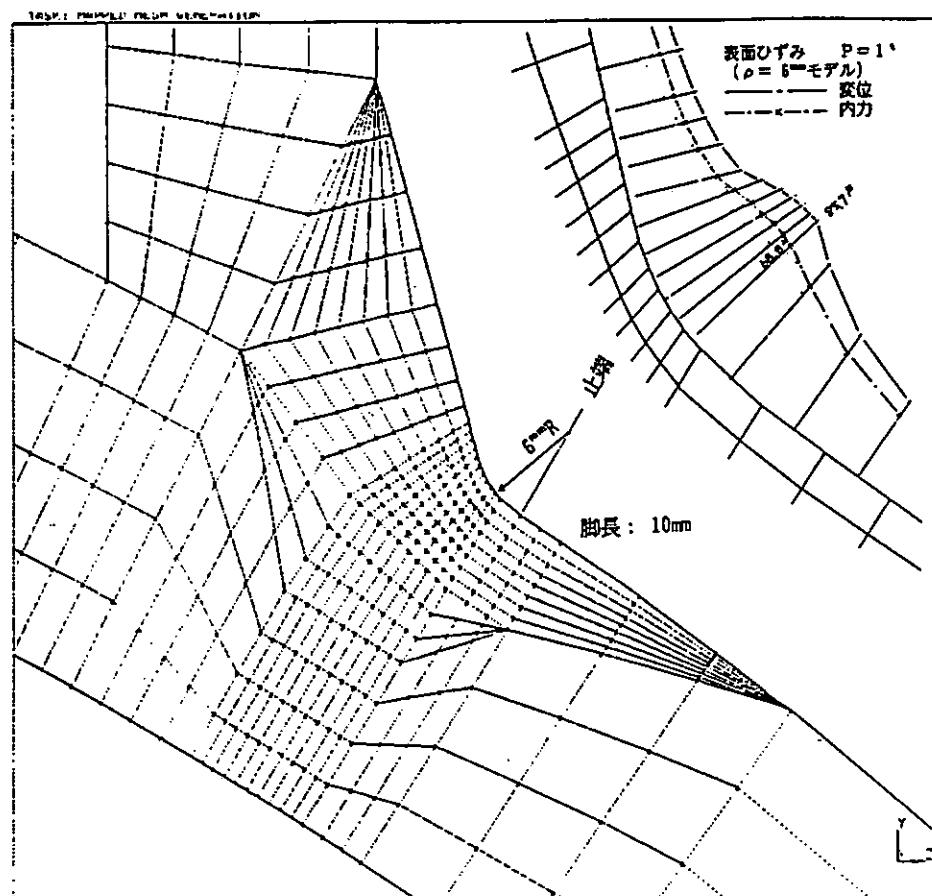
$$K_t = 6.45 \text{ (after Kuang)}$$

$$= 8.05 \text{ (after Wordsworth)}$$

図 8.7.1 鋼管継手 FEM 解析モデルの寸法諸元



(a)
 $\rho = 1\text{mm}$



(b)
 $\rho = 6\text{mm}$

図 8.7.2 X型鋼管継手ソリッドモデルの要素分割
(サドルライン止端部近傍)

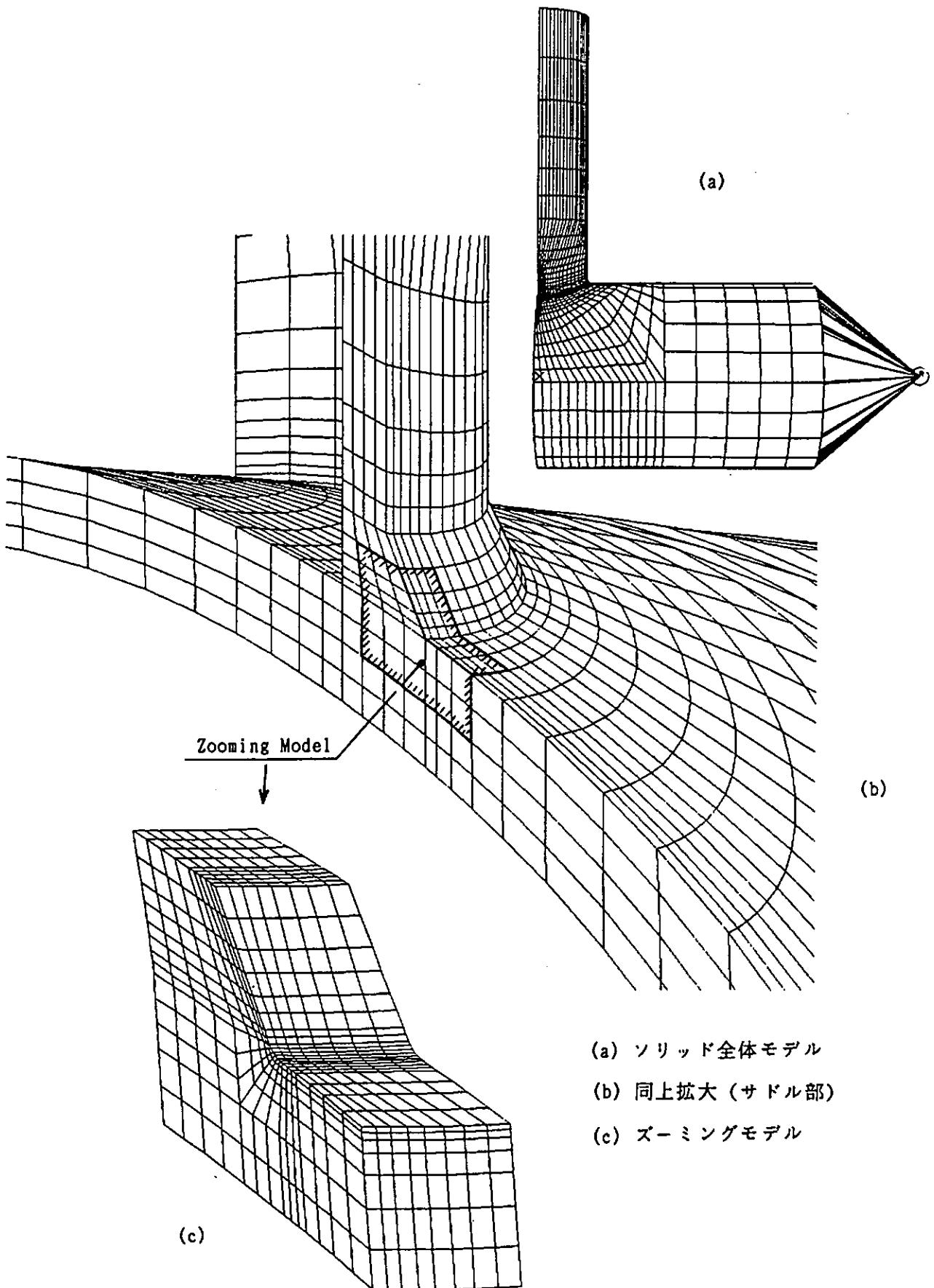


図 8.7.3 T型鋼管継手ソリッドモデルの要素分割

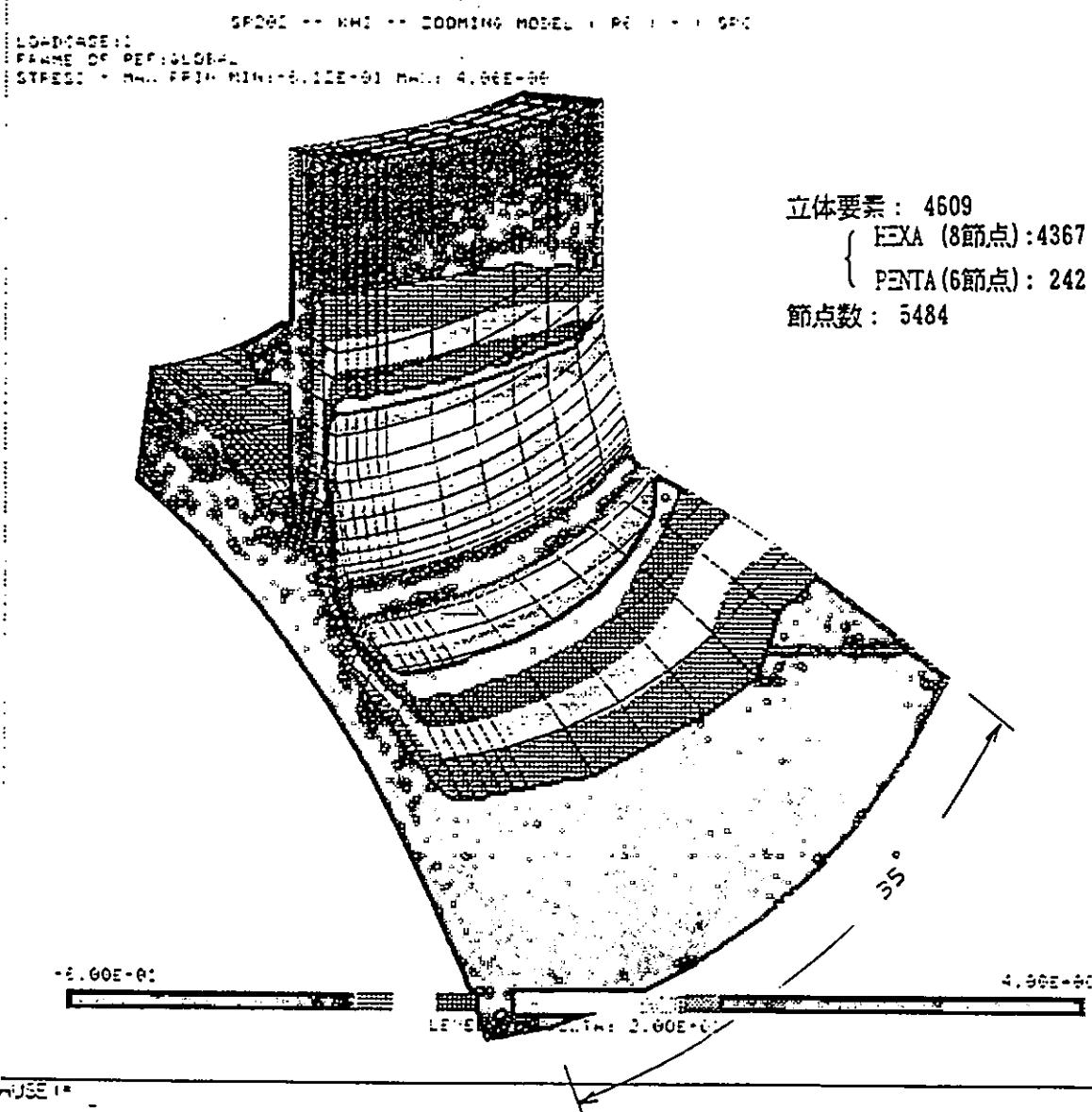
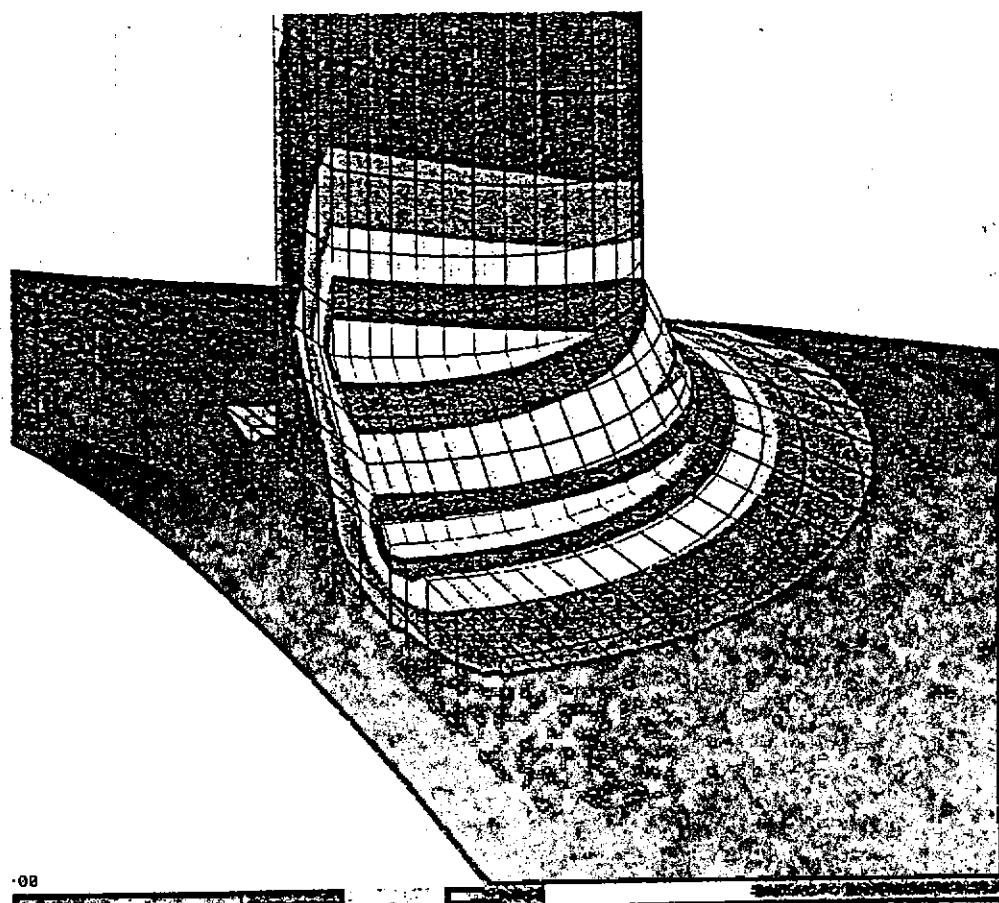
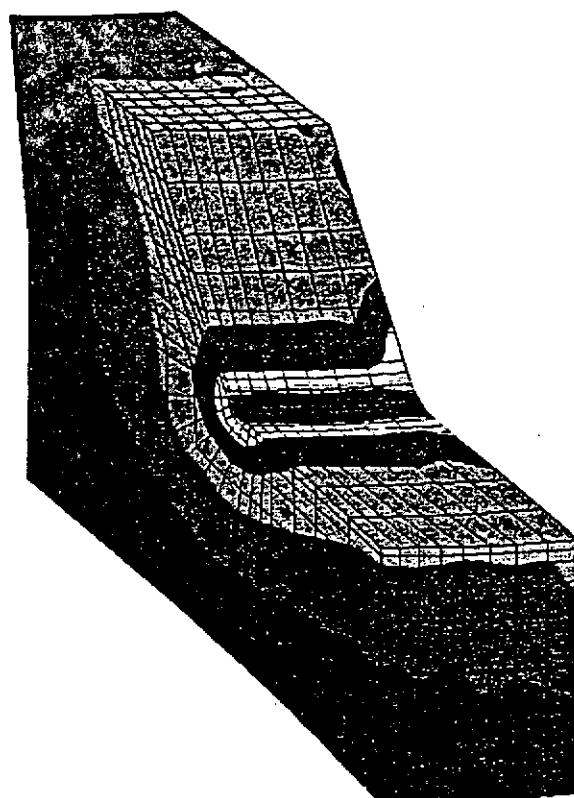


図 8.7.4 X型鋼管継手の応力分布例



(a) ソリッド全体モデル



(b)
ソリッドズーミング
モデル ($\rho = 6\text{mm}$)

図 8.7.5 T型鋼管継手の応力分布

F E M S O L I D 板厚方向

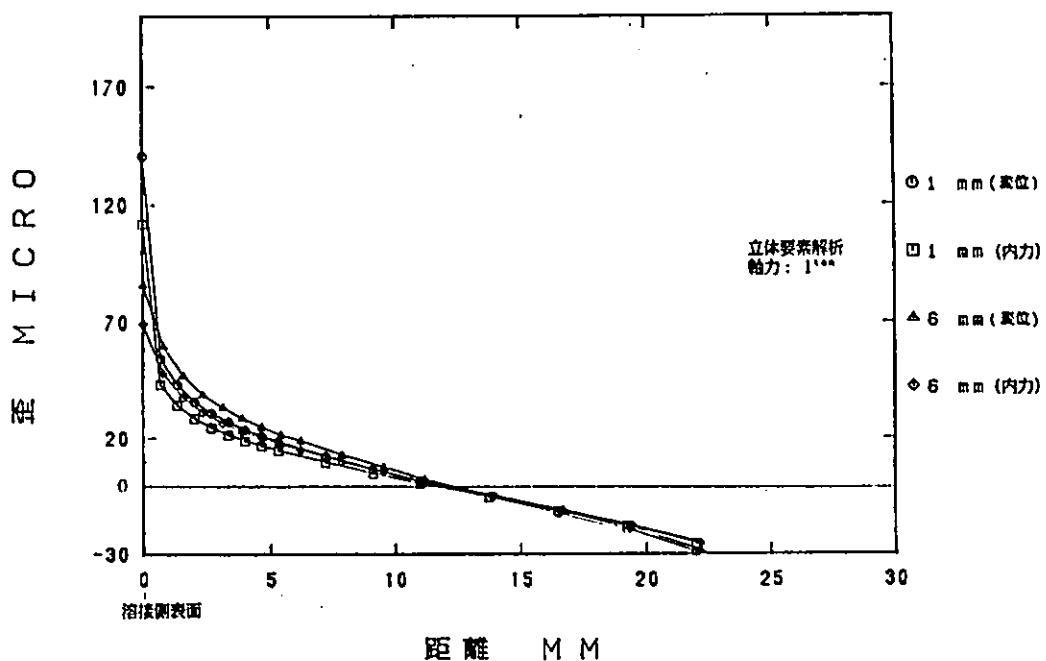


図 8.7.6 板厚方向のひずみ分布 (X型継手)

表 8.7.1 応力集中係数

Model	Toe Radius ρ (mm)	σ_{\max}	Kt:Estimation	
		σ_h	by(8.2.10)	by(8.2.10)
X-Type	1	3.36	2.65	2.84
X-Type	6	2.10	1.76	1.62
T-Type	6	1.80	1.78	1.81

σ_{\max} : Peak Stress at Weld Toe

σ_h : Hot Spot Stress

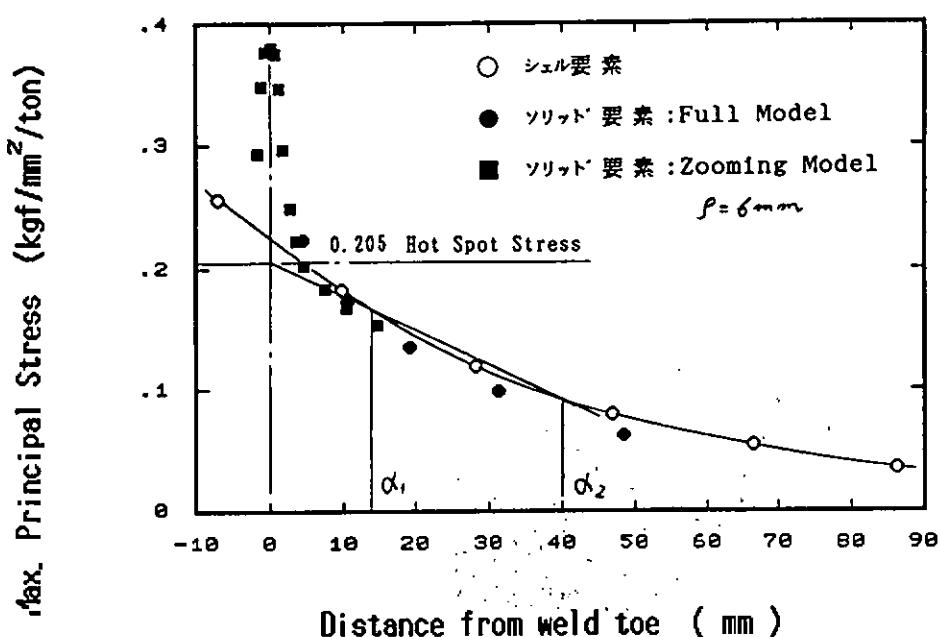


図 8.7.7 表面応力分布 (T継手)

8.8 結論

軸力を受ける十字継手および曲げを受けるT字継手について境界要素法(BEM)と有限要素法(FEM)により広範囲に形状パラメータを変化させた多数の解析を行なった。その結果に基づき疲労強度に関する種々の検討、計算を行なった。また、鋼管継手の応力解析も行なった。以上の結果、次のような結論が得られた。

- 1) 主板の板厚が10mm～80mmの広範囲に変化する場合に、軸力を受ける十字継手および曲げを受けるT字継手に対して、精度のよい応力集中係数 K_t の推定式を提案した。
- 2) 軸力を受ける十字継手及び曲げを受けるT字継手の応力集中係数 K_t に影響を及ぼす形状パラメータとして、主板厚 t_1 、リブ板厚 t_2 、脚長 l_1 、 l_2 、フランク角 θ 、止端半径 ρ 及び不溶着寸法の影響が調べられた。
- 3) 軸力を受ける十字継手もしくは曲げを受けるT字継手の主板厚 t_1 と応力集中係数 K_t の関係は

$$K_t = k \cdot t_1^n \quad (k \text{ は定数}) \quad \dots \quad (8.3.1)$$

で回帰できる。

- 4) (8.3.1)式の指數 n を応力集中係数に関する板厚効果係数と呼ぶと ' n ' は、図8.3.4に示すように、軸力を受ける十字継手及び曲げを受けるT字継手の各シリーズ間で、疲労における板厚効果係数 ' $-m$ ' と同じ様な変化挙動を示す。ただし、その絶対値は異なっており、全般的に、' $n > m$ ' の関係にある。
- 5) 板構造モデルや鋼管継手モデルにおいて推奨されているホットスポット応力の評価法を基礎継手に適用した場合には、そのホットスポット応力は基礎継手の公称応力に対応している。
- 6) 基礎継手の疲労試験片作成に使用したものと同一材料から製作した砂時計型試験片を使用して応力-1の径歪制御疲労試験を実施した。試験結果から導き出された繰り返し中の応力歪関係の係数 a および $1/n$ の値は日本海事協会の鋼船規則検査要領P編付録「疲労強度計算に関する参考資料」に提示されている簡易算定式による計算値と非常によく一致した。
- 7) As-Welded の基礎継手溶接止端部の曲率半径を $\rho = 1\text{ mm}$ 、Improved Weld の曲率半径を $\rho = 6\text{ mm}$ と仮定して基礎継手の応力集中係数 K_t を(8.2.2)式もしくは(8.2.10)式から算出し、繰り返し中の応力-歪関係(8.5.1)式、ピーク歪振幅を算出するStowellの式(8.5.4)式及び $\epsilon_{ta} - N_c$ 線図から基礎継手の疲労亀裂発生寿命 N_c を推定した。
- 8) 7)の方法により推定した疲労亀裂発生寿命 N_c から求めた 10^5 レベルでの時間強度は、図8.5.6及び図8.5.7に示すように、各継手シリーズとも疲労試験結果と良く一致した。
- 9) 7)の方法により推定した疲労亀裂発生寿命 N_c から求めた 10^6 レベルでの時間強度は、十字継手のAs-Weldedでは高目の推定に、十字継手のImproved Weld及びT字継手では低めの推定になった。
- 10) 図8.5.8及び図8.5.9に示すように、十字継手では疲労亀裂発生寿命の推定値から求めた板厚効果係数と疲労試験結果から得られている板厚効果係数とはよく一致した。しかし、T字継手のAs-Weldedシリーズではかなり低めの推定となった。
- 11) 微小亀裂の進展において、溶接止端部の微小領域がその材料の降伏応力を越えている場合に、Dugdaleモデルより得られる塑性域長さ ρ をもとに、small scale yielding状態の K と ρ との関係を利用して等価 K 値(\tilde{K})を定め、発生寿命も亀裂伝播過程に含める手法の初期検討を行なった。計算結果はほぼ試験結果と同じオーダーでの寿命評価を示したが、曲げを受ける場合は計算結果が試験結果よりも少し長寿命側となる傾向が見られた。
- 12) パリス則だけによる疲労亀裂の進展解析においては、計算結果による板厚効果係数は、AT1シリーズを除いて、全般的に試験結果よりも高めになっており、シリーズ間での変化が少なく、ほとんどの値が0.2～0.3になっている。
- 13) 鋼管継手の関するDEnの定義によるホットスポット応力はシェル要素によるFEM解析結果から導くことが出来る。ただし、要素寸法は板厚と同程度かそれ以下にする必要がある。
- 14) 鋼管継手の溶接止端部のピーク応力は基礎継手の応力集中係数の推定式から20%程度の精度で推定できる。

9. ま と め

はじめに述べた如く疲労設計法及び溶接部の品質基準の確立をはかる第1段階の研究として、これまで、海洋構造物の建造にあたり問題となり、今後の建造のために早急に解決を要する問題点について研究を行いこれを第2章から第8章にとりまとめた。

海洋構造物の設計時間問題となった構造を整理分類すると、钢管継手、ブレケット継手、ダブルーパッド溶接部、ステイフナー端溶接部に代表される。

钢管継手に関する研究は別途第7章で取りまとめることとした。

第2章では、ブレケット継手、ダブルーパッド溶接部、ステイフナー端溶接部について疲労試験及び諸解析を行い平板構造に対するホットスポット応力及び疲労強度評価法を取りまとめ提案した。

第3章では海洋構造物ではかなりの厚板が使用され、厚板使用時の評価法が問題となっているので板厚効果について研究を進めた。

これまでには、継手種類に関係なく、 $-1/4$ 乗則を用いていたが負荷形式と継手種類の組合せに応じて $m = -1/3, -1/5, -1/6, 0$ となる板厚効果評価基準を取りまとめた。また溶接部の整形によって疲労強度の向上効果を明確にすることが出来、整形によって板厚効果を減少出来ることも明らかにした。

また、海洋構造物では700 Mpa級の超高張力鋼など色々な高張力鋼が使用されるので

第4章では鋼材の種類と疲労強度の関係を調査した。その結果母材については疲労強度の鋼材強度依存度が顕著に認められたが、溶接ままの継手及び止端部改善処理継手の疲労強度の鋼材依存度は小さいという結果になった。

疲労による損傷の多くは溶接継手の止端部から発生している。日本造船学会では「海洋構造物の工作法懇談会」を設置して「海洋構造物の品質基準（JOQS）」を制定したが溶接部の品質基準については「研究が進み、データが集積された時点で別途定める」と云うことで仮基準の設定にとどめている。従って、第5章では溶接欠陥の許容基準に関する研究を進め、溶接のまゝの状態でのアンダーカットの許容量を明らかにし基準をとりまとめ提案した。

また、止端処理、プロファイル処理によって溶接止端部の微細な欠陥が除去されることも疲労強度の改善に寄与しているのでアンダーカットを取除くようこれらの処理を行う必要があること等を明らかにした。

海洋構造物で溶接部の形状検査に使われているコインチェック法は余盛角の検査は可能であるが止端部の形状及びアンダーカットの検査は出来ないので溶接部の品質管理は行なえないことなどを明らかにした。

第6章では溶接止端部の処理方法の研究を行った。止端処理の方法は色々あるが、こゝでは一般に使われているトウグライニング以外の方法として実用的と思われるショットピーニング、及びTIGドレッシングの方法について検討を行った。

今回検討を行った方法の内TIGドレッシングの2ラン処理が最も有効であるが入熱量など施行条件と深くかゝわっているので施工にあたっては充分な注意が必要である。

第7章では钢管継手の疲労強度評価法の検討を行った。はじめに述べた欧州の疲労強度基準の内钢管継手に関するものは多くの研究が盛込まれたとされている。

本研究の結果もこれらの基準はほぼ妥当なものであることを示している。

また、疲労亀裂発生寿命は溶接部の止端半径およびアンダーカットとの相関が大きいことを示しており、疲労強度の改善方法としては止端半径3mm以上、深さ0.4mm以下に削り込むのが適当であると提案している。

第8章、止端部の応力集中が溶接継手の疲労強度にもっとも影響があると考えられ、余盛形状を考慮した応力集中係数算定式が色々作成提案され、これらを比較整理して取りまとめた。

応力集中係数と板厚効果、応力集中係数と疲労発生寿命、応力集中係数と疲労亀裂進展寿命の関係を調査取りまとめた。

以上、本研究により得られた成果を各項目毎に概説したが、これらを取りまとめると、先ず海洋構造物の寿命を評価する疲労設計法としては、プラケット構造、ダブルーパッド溶接部、スティフナー端部および鋼管継手構造等のホットスポット応力算定法および疲労強度評価法を取りまとめると共に、厚板使用時の板厚効果についての評価基準を明確にし、また鋼材の種類と疲労強度の関係を把握することができた。

さらに海洋構造物の建造に際しての溶接部の品質基準については、アンダーカットの許容量を提案すると共に、止端処理、プロファイル処理および今後実用化が期待されるショットピーニング、TIGドレッシングについてもその効果を明らかにし、また止端部の応力集中係数の計算法を示し、応力集中係数と疲労亀裂発生・進展寿命の関係を明確にした。

これらは、海洋構造物の設計・建造に際し有効に活用し得るものであり、はじめに述べた所期の目的をほぼ達成できたものと考えられるが、今後は更にこれらの成果を各種規則に反映させるべく各機関に働きかけていくことが期待される。