

サーマルストライピングによる
き裂発生・進展に及ぼす影響因子の調査

(核燃料サイクル開発機構 契約業務報告書)

1999年3月

川崎重工業株式会社

本資料の全部または一部を複写・複製・転載する場合は、下記にお問い合わせください。

〒319-1194 茨城県那珂郡東海村村松4番地49

核燃料サイクル開発機構

技術展開部 技術協力課

Inquiries about copyright and reproduction should be addressed to :

Technical Cooperation Section,

Technology Management Division,

Japan Nuclear Cycle Development Institute

4-49 Muramatsu, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki 319-1194

Japan.

© 核燃料サイクル開発機構 (Japan Nuclear Cycle Development Institute)
1999

サーマルストライピングによるき裂発生・進展に及ぼす影響因子の調査

(核燃料サイクル開発機構契約業務報告書)

島川 貴司、前川 勇、小川 博志

要旨

高速炉実用炉には、安全性とともに経済性の向上が急務とされている。コストダウンに有効な高温構造設計上のアプローチとして、設計不確定因子の一つである熱過渡荷重評価法の合理化と、低温から高温まで一貫した高温低圧設計の確立が考えられる。

こうした背景の下、日本機械学会に事業団幹事による「熱荷重による構造物損傷評価手法に関する研究会」が発足した。本研究では、熱流動部門と構造材料部門の共同テーマとして、サーマルストライピング、温度成層化および系統熱過渡を含む熱荷重から構造健全性に至る熱・流動・構造の統合解析評価技術の開発を進め、高速炉のプラントの最適化に反映させていくことを計画されている。

本研究は、上記計画の一環として、「サーマルストライピングによるき裂進展に及ぼす影響因子」の調査を実施したものである。主な成果を以下に示す。

(1)設計上の課題の整理

現状設計を調査し、熱流動ならびに構造強度評価上の課題を整理した。熱流動上の課題としては、現状もっとも信頼性が高く、近い将来工業的に応用が可能と考えられている LES(Large Eddy Simulation)の開発と標準問題による検証を急ぐべきであることが挙げられる。構造強度評価上の課題としては、金属表面温度応答の予測精度の向上や、高サイクル疲労データの整備が挙げられる。

(2)現状の高サイクル熱疲労評価法の課題整理

サーマルストライピングによる高サイクル疲労ではき裂発生寿命が支配的となる。

しかしながら現状データの蓄積は不十分な状態であり、混合 10^9 - 10^{10} 回数の疲労データをひずみ制御下で取得していく必要がある。き裂進展評価では、下限値近傍以下の挙動の取り扱いに関する知見が十分でなく、特にランダム荷重下での下限値の存在の有無がき裂進展挙動に大きく影響する。

(3)き裂進展に及ぼす因子の感度調査

サーマルストライピングによるき裂進展評価に影響を及ぼす因子として、多軸応力、熱応力、ピークひずみ、ランダム荷重、微小き裂ならびに複数き裂の進展挙動について調査した。多軸応力、熱応力、ランダム荷重や微小き裂の影響は材料試験データ外挿に反映できる。また、き裂進展挙動に対する周波数の影響、平均応力の影響ならびに一次応力の影響についてモデル化し、感度解析を行った。温度応答スペクトルとき裂進展挙動の関連についての知見が得られ、今後の熱流動分野における研究の高度化に反映できる。

本報告書は、川崎重工業株式会社が核燃料サイクル開発機構殿との契約により実施した業務成果に関するものである。

契約番号: 10C2787

サイクル機構担当部: 大洗工学センターシステム技術開発部

* 川崎重工業株式会社 原子力本部

目次

1. 研究目的	1
2. 設計上の課題の整理	2
2.1 熱流動上の課題の整理	2
2.2 構造強度上の課題の整理	11
3. 現状の高サイクル熱疲労評価法の課題整理	18
3.1 き裂発生評価法	18
3.2 き裂進展評価法	28
4. き裂進展に及ぼす因子の感度調査	33
4.1 き裂進展に及ぼす影響因子	33
4.2 感度解析	44
5. まとめ	68
謝 辞	73

1. 研究目的

高速炉実用炉には、安全性とともに経済性の向上が急務とされている。コストダウンに有効な高温構造設計上のアプローチとして、設計不確定因子の一つである熱過渡荷重評価法の合理化と、低温から高温まで一貫した高温低圧設計の確立が考えられる。このような観点からの合理化例として、もんじゅ IHX 管板設計においては、流路変更により熱過渡条件が緩和された実績が挙げられる。

こうした背景の下、日本機械学会に事業団幹事による「熱荷重による構造物損傷評価手法に関する研究会」が発足した。大洗工学センター殿では、熱流動部門と構造材料部門の共同テーマとして、サーマルストライピング、温度成層化および系統熱過渡を含む熱荷重から構造健全性に至る熱・流動・構造の統合解析評価技術の開発を進め、高速炉のプラントの最適化に反映させていくことを計画されている。

本研究は、上記計画の一環として、「サーマルストライピングによるき裂進展に及ぼす影響因子」の調査を実施したもので、以下の項目より構成される。

- ・ 設計上の課題の整理
- ・ 現状の高サイクル熱疲労評価法の課題整理
- ・ き裂進展に及ぼす因子の感度調査

2.設計上の課題の整理

2.1 熱流動上の課題の整理

(1) サーマルストライピングを特徴づける熱流動パラメータ

サーマルストライピング現象を特徴づける主要パラメータは温度変化であり、熱流動実験、解析を通じて図 2.1-1 の例に示すように以下の量について評価が実施されてきている。

- ① ΔT_{in} : 2 流体温度差
- ② ΔT_{rms} : 温度揺らぎの自乗平均の平方根値
- ③ ΔT_{ptp} : 温度変動のピークツーピーク値
- ④ f_{max} : 温度変動の周波数

熱流動上の目的は、これらの値が高温と低温のナトリウムの混合開始点より下流において流れの中心部から壁までの領域でどのように変化し構造材に伝えられるかを、サーマルストライピングが発生する場所および流れの状況に応じて適切に評価することにある。

まず、壁からの影響のない流れの中心領域での高温と低温の流体のミキシング特性について考える。基本的に高速炉のサーマルストライピングは高温と低温のジェット（どちらかのみがジェットの場合を含めて）の相互干渉とミキシングによって発生している。このためジェットを特徴づけるレイノルズ数 Re とジェット到達距離・ノズル口径比 X/d が関係する。また、ミキシングについては流れでの伝導伝熱と対流熱輸送の比であるペクレ数 Pe が関係する。また、ジェットの流速が遅く浮力の影響が現れる場合にはリチャードソン数 Ri の影響が生ずる。また、温度の周波数に関連して無次元周波数であるストローハル数 Sr が用いられる。

- ① $Re=Ud/\nu$: レイノルズ数
- ② X/d : 無次元距離
- ③ $Pe=Ud/a$: ペクレ数
- ④ $Ri=g\beta d\Delta T/U^2$: リチャードソン数
- ⑤ $Sr=fd/U$: ストローハル数

次に、ミキシング領域での温度変化が壁に伝わるまでの影響因子を考える。通常流れの中心部での温度変動は流れと構造材の間の境界層によって減衰される。従って、温度変動の減衰は温度境界層の発達に影響を受けることになる。通常温度境界層の発達は強制対流では Re 数とプラントル数 Pr に影響を受ける。従って、減衰特性については流体によって異なる。定量的な温度変動の減衰は通常、非定常熱伝達率として流れ中心部と構造材の間の熱伝達特性を評価することで可能になる。

以下に高速炉で検討された各部について現状での評価状況を整理する。

(2) 炉心出口部(炉心上部機構 UIS 下部)

表 2.1-1 整理結果を示す。炉心出口部では、もんじゅにおいて7本集合体 1/1 モデル試験や電中研での基礎試験など実験例は多い。これまでの知見より $\Delta T_{ptp}/\Delta T_{in} : 0.45 \sim 0.55$ (もんじゅ⁽¹⁾)、 $\Delta T_{ptp}/\Delta T_{rms} : 5.5$ (Moriya et al.⁽²⁾)などが得られている。また、これらの値は高乱流下であるために流量、温度差に依存しないことが報告されている。ただし、低流速になると Re 数や Pe 数の依存性が現れる。また、これまでの平行噴流基礎試験からは構造材への温度揺らぎ低減率は水で 30~80%、ナトリウムで 10%~50%となりナトリウムの方が減衰し難いことが報告されている⁽³⁾。周波数については、もんじゅでは zero cross 周波数が 1.0~2.0Hz と報告⁽⁴⁾されている。

(3) 炉壁冷却構造出口

原子炉容器の炉壁保護構造の一つに、低温ナトリウムによる炉壁内面冷却方式がある。表 2.1-2 に実証炉最適化研究での検討例⁽⁶⁾をまとめる。

炉壁冷却アニュラス入口温度 395℃、定格流量の 2%流量 (平均流速 0.12m/s) 条件に対して上部プレナムへの出口温度は多次元解析によれば約 474℃の結果が得られている。この体系の場合、スタグナントな高温ナトリウム中に低温ナトリウムの wall jet が上部へ吹きあがることになる。

(4) 配管合流部 (コールドトラップ戻り配管合流部などの配管ティー)

表 2.1-3 にもんじゅでの検討⁽⁶⁾および常陽での計測結果⁽⁷⁾をまとめる。現象は概ね水平配管内へ異なる温度のナトリウムジェットが流入する際の流れとジェットの相互作用になる。この現象の一例を挙げると、フランスのフェニックス炉 2次主冷却系配管の枝管合流部で発生したサーマルストライピングによる貫通亀裂にたいする直接解析⁽⁶⁾がある。同解析によれば枝管から主流に直交して流入するジェットの場合、ジェット自体が流れの中の障害物となりジェットの後流にカルマン渦列による振動と、ジェット表面からの主流の剥離によって発生する対の縦渦列による振動が起きうることが示されている。主流と枝管からのジェットの相互作用は、このケースのような高乱流ケースばかりではなく、本表のようにほとんど層流域に流れがあるケースもある。この場合変動特性は平行噴流からの知見を考慮すれば一定値にならないことが予想される。また、温度差が大きくなると流れ自体に浮力が卓越して流況が変化することも考えられる。流れのレイノルズ数、主流での 2次流れの存在の有無、浮力の影響の有無、などサーマルストライピングの温度ゆらぎ特性を支配する因子の効果を体系化し現象をグローバルに把握することが求められている。

(5) DHX 1 次側出口

表 2.1-4 に実証炉での検討例⁽⁹⁾をまとめる。直接炉心冷却系(DRACS)による崩壊熱

除去運転時には、浸漬型熱交換器(DHX)の1次側出口ナトリウム温度が上部プレナム温度よりも低くなりこの低温ナトリウムの噴出によるサーマルストライピングが発生することが、水流動試験⁽¹⁰⁾によって確認されている。本表の値はこれを実機条件に外挿したものである。

参考文献

- (1) 村松寿晴、サーマルストライピング現象の数値解析に関する研究、1994年7月、東工大博士論文
- (2) Moriya et al., Thermal Striping in Coaxial Jets of Sodium, Water and Air, 424-1, LIMET-88
- (3) 守屋祥一、電中研におけるサーマルストライピング研究、機械学会「熱荷重による構造物損傷評価手法に関する研究会」第3回資料、1999年3月。
- (4) 核燃料サイクル開発機構、高速炉の炉心上部機構におけるサーマルストライピング現象の評価 7 集合体ナトリウム試験、機械学会「熱荷重による構造物損傷評価手法に関する研究会」第3回資料、1999年3月。
- (5) 実証炉プラント最適化研究(その1)(3/8) 平成8年3月
- (6) 動力核燃料開発事業団、配管合流部におけるサーマルストライピングに関する検討、もんじゅの安全総点検 参考資料 平成9年10月29日
- (7) 磯崎他、高速実験炉「常陽」2次補助冷却系プラグイン系のサーマルストライピング評価、PNC TN9410 98-055、1998年5月
- (8) 「経年変化と熱流動」特別専門委員会、4.6.2 配管合流部におけるサーマルストライピングの評価、日本原子力学会、1999年3月
- (9) 実証炉プラント概念設計研究(その1)(2/8) 平成5年3月
- (10) 実証炉予備的概念設計研究(その2)(自然循環水流動試験) 平成4年3月

表 2.1-1 サーマルストライピング評価における設計上の課題 (熱流動-1/4)

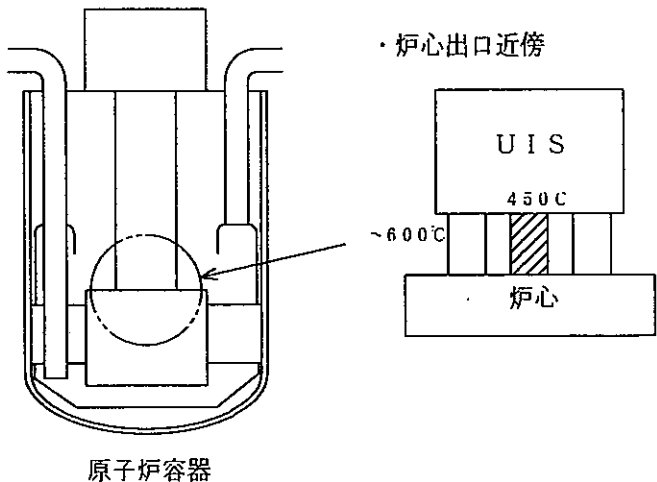
部位名	炉心出口部		
<p>部位の概要図</p>			
流体温度差	~150°C		
流体温度	600/450 °C	ペクレ数	$8.9 \times 10^3 / 1.1 \times 10^3$
流体流速	6.2/0.81 m/s	レイノルズ数	$2.1 \times 10^6 / 2.1 \times 10^5$
ミキシングの特徴	高乱流下の高温と低温の平行噴流の相互干渉とその下流での構造材への温度過渡が支配的。場所によってはさらに横流れの影響も存在する。		
温度変動減衰効果	<ul style="list-style-type: none"> ・ 噴流の混合では $\Delta T_{ptp} / \Delta T_{in} : 0.45 \sim 0.55$ ⁽¹⁾ $\Delta T_{ptp} / \Delta T_{rms} : 5.5$ ⁽²⁾ と報告例有り。これらの値は高乱流下であれば流速、温度差に依存しない。 ・ 構造材への温度ゆらぎ低減率はナトリウムで 10~50%、水で 30~80% ⁽³⁾、ナトリウムの方が減衰が少ない。 		
変動周波数域	・ zero cross 周波数が 1.0~2.0Hz (もんじゅ ⁽⁴⁾)		
備考			

表 2.1-2 サーマルストライピング評価における設計上の課題 (熱流動-2/4)

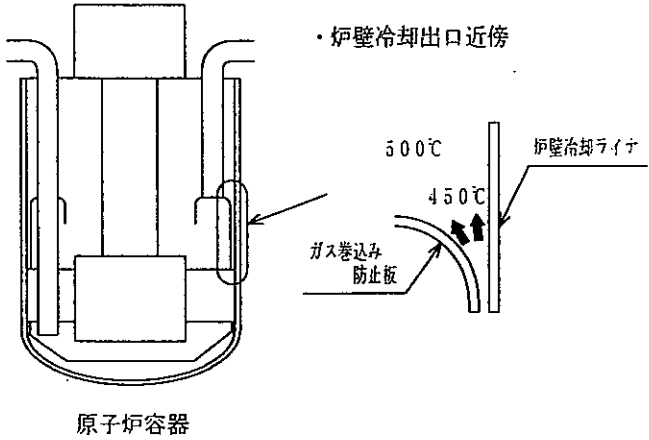
部位名	炉壁冷却構造出口		
部位の概要図			
流体温度差	~80°C		
流体温度	470/550°C	ペクレ数	192
流体流速	0.12/~0.0 m/s	レイノルズ数	3.9x10 ⁴
ミキシングの特徴	高温のスタグナント領域へ低温のジェットが流入する。(上記データはH7実証炉報告書 ⁽⁴⁾ より値を丸めたもの)		
温度変動減衰効果	不明		
変動周波数域	不明		
備考			

表 2.1-3 サーマルストライピング評価における設計上の課題（熱流動-3/4）

部位名	コールドトラップ戻り配管合流部など		
部位の概要図			
流体温度差	50~110°C (もんじゅ)		
流体温度	200~510/120~450°C	ペクレ数	58~860/14~36
流体流速	0.29~0.65/0.072~0.08m/s	レイノルズ数	10 ³ ~2x10 ⁵
ミキシングの特徴	配管内高温 (or 低温) ナトリウム流れへ直交する低温(or 高温)ナトリウムジェットの挙動。		
温度変動減衰効果	常陽での実測 ⁽⁶⁾ によれば、3/8 B 配管で 130°C Na 中 (流速 0.07m/s) に 340°C Na (流速 0.29m/s) が流入するコールドトラップ内部合流部(ティー)での配管外面計測で最大ゆらぎは 33°C(支配的周波数が 0.09~0.04Hz のため、管内面と外面のゆらぎ幅はほぼ同一)		
変動周波数域	ピークはだいたい 1Hz 以下の領域に現れる ⁽⁷⁾ 。それ以下では急激に減衰		
備考			

表 2.1-4 サーマルストライピング評価における設計上の課題（熱流動-4/4）

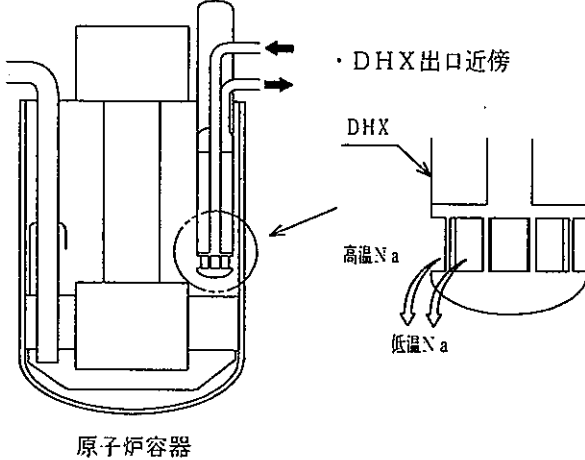
部位名	DHX 1 次側出口		
<p>部位の概要図</p>	 <p style="text-align: center;">原子炉容器</p>		
流体温度差	70°C		
流体温度	400°C程度	ペクレ数	
流体流速		レイノルズ数	
ミキシングの特徴	DHX1 次側出口からの冷ナトリウムが原子炉上部プレナムに流出。(H4 実証炉報告書 ⁽⁹⁾ より)		
温度変動減衰効果			
変動周波数域	10 秒		
備考	H3 水流動試験より DHX 出口で振幅 3°C、周期 15~20 秒の温度振動を観測。上記データはこれを実機条件に変換したもの。		

表 2.1-5 高速炉における代表的サーマルストライビング現象の熱流動データ

部位		高温側流体					低温側流体				温度差	備考
		内径	温度	流速	Re 数	Pe 数	内径	流速	Re 数	Pe 数		
炉心出口部 ⁽⁹⁾	主炉停止系	85	600	6.2	2.1×10^6	8.9×10^3	85	0.81	2.1×10^5	1.1×10^3	150	大型炉(9)を参考とした。
	後備炉停止系	85	600	6.2	2.1×10^6	8.9×10^3	85	0.65	1.7×10^5	8.9×10^2	130	
炉壁冷却構造			550	~0	—	—		0.12			80	50mm アニユラス
配管合流部 ⁽⁶⁾	ミキシングティー	81.1	510	0.65	1.8×10^5	8.6×10^2	28	0.08	7.2×10^3	36	55	もんじゅ 1 次 Na 純化系/PL 計内合流部
	ティー	53.5	361	1.4	2.1×10^5	1.2×10^3	16.7	0.08	3.4×10^3	20	60	もんじゅ 2 次 Na 純化系戻り合流部
	ティー	13.3	230	0.29	7.7×10^3	58	13.3	0.072	1.3×10^3	14	110	もんじゅ EVST1 次補助 Na 系 PL 計内合流部
	ティー	13.3	200	0.29	7.7×10^3	58	13.3	0.072	1.3×10^3	14	80	もんじゅ EVST2 次補助 Na 系 PL 計内合流部
配管合流部 ⁽⁷⁾	ティー	13.3	340	0.29	6×10^3	58	13.3	0.07	1.6×10^3	14	210	「常陽」2 次冷却系プラグイング計内, 3/8 B、肉厚 2mm
DHX 1 次側出口 ⁽⁹⁾			400	~0	—	—					70	自然循環除熱時. 水流動実験からの外挿

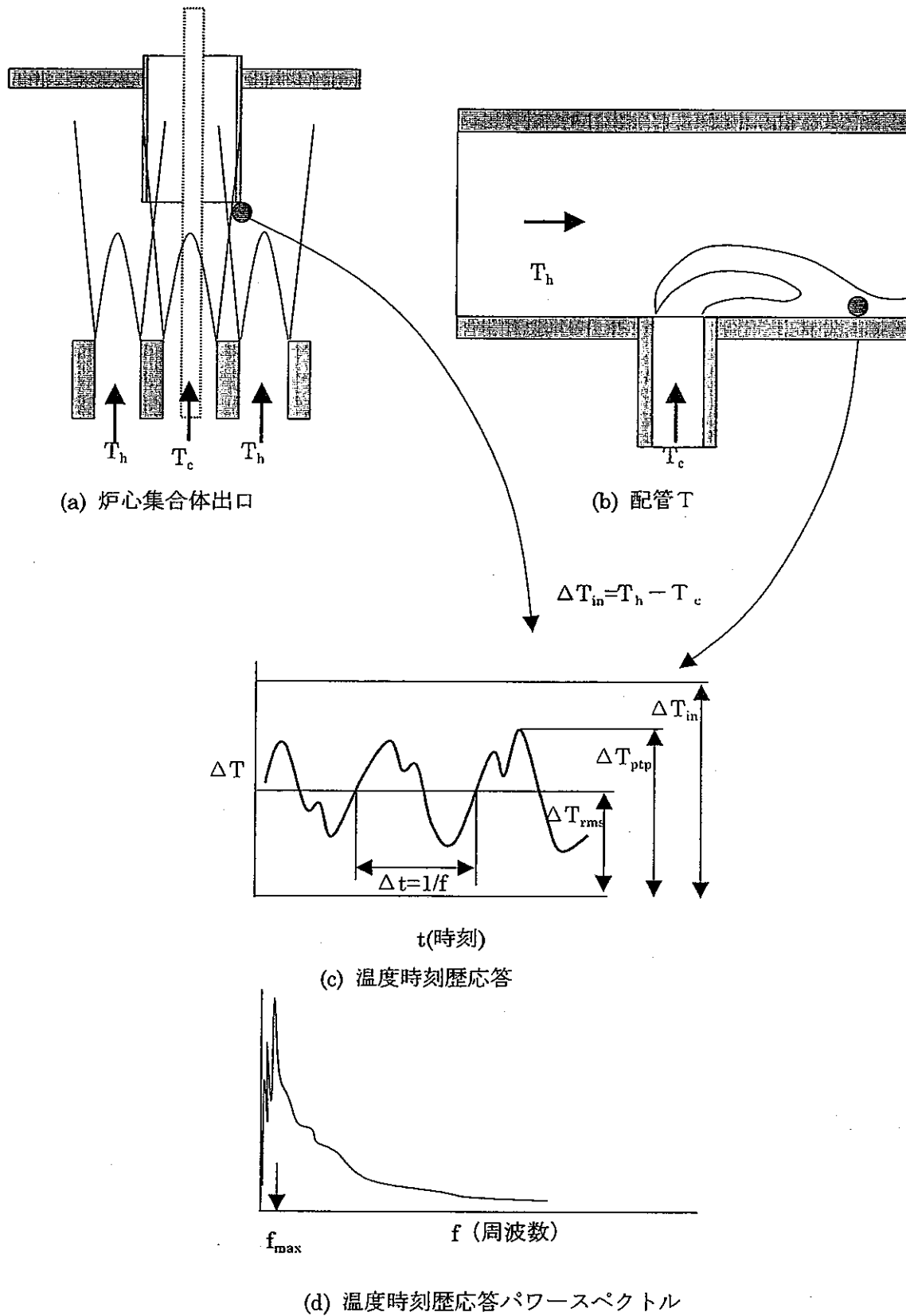


図 2.1-1 サーマルストライピングを特徴づける代表パラメータ

2.2 構造強度上の課題の整理

2.1 で整理した温度揺らぎが構造物に負荷されると高サイクル熱疲労を生じる可能性があり、これに対する構造健全性を確認しておく必要がある。サーマルストライピングを受ける構造物の高サイクル疲労強度を評価する際に考慮すべき項目として、以下が挙げられる。

- ・応力範囲
- ・周波数
- ・使用温度
- ・使用環境
- ・他の荷重との重畳(平均応力、変動応力)
- ・溶接部の有無
- ・表面仕上げ状態

2.1 で調査した炉心上部構造、ミキシングティーならびにティーについて、上記項目を表 2.2-1 から表 2.2-4 にまとめた。なお、上記の内、使用環境としては十分に純度管理されたナトリウムであり、高速炉の一般的な使用環境であることから表の調査項目より除いた。一般的に、十分に純度管理されたナトリウム環境中の疲労寿命は、大気中よりも長く、特にサーマルストライピング評価において考慮すべき課題とは考えられない。しかしながら、表面における浸炭、脱窒による疲労き裂発生への影響については、現状十分な材料データが得られていないことから、高速炉構造材における一般的な課題として今後取組んでいくべきものと考えられる。

以下に各部位について、課題を整理する。

(1) 炉心出口部(UIS 下部)

炉心出口部では、燃料によって加熱された約 600℃(実証炉最適化研究 H8 では 585℃) のナトリウムと制御棒を通ってきた加熱されていない約 450℃(実証炉最適化研究 H8 では 432℃) のナトリウムが UIS 下部に交互にぶつかるために高サイクル熱疲労を生じる。高速炉の経済性を高めるためには、両者の温度差を小さくすることは出来ず、また UIS を炉心出口より遠ざけることは、挿入性の観点より困難である。そのため現設計においては、高サイクル疲労による破損を防止する観点よりインコネル 718 のライニングを施している。

UIS 下部では、サーマルストライピング以外の荷重は負荷されず、また高温と低温のナトリウムが混合する部位では溶接線も存在しない。

当該部位における構造強度上の課題としては、構造部表面における温度変動の予測精度向上に加え、SUS 材の高サイクル疲労データの蓄積ならびに耐サーマルストライピング材料として採用されているインコネル 718 の高サイクル疲労データの蓄積が挙げられる。

(2) 炉壁冷却構造出口

炉壁冷却出口近傍の冷却ライナーとガス巻込み防止板との接合部では、炉壁を冷却する約 450℃の低温ナトリウムと上部プレナム内の約 550℃の高温ナトリウムとが混合しサーマルストライピングを生じる。この部分におけるサーマルストライピングは、UIS 下部に比較して温度差が小さく、しかも周方向ほぼ均一な分布であるため比較的緩やかなものとなる。当該部は機器区分外であり、詳細な検討は実施されていないが、高サイクル疲労に対して健全性は確保出来るものと判断されているようである。

しかしながら、サーマルストライピング以外の荷重については、UIS 下部よりも厳しく、これらの荷重によってき裂が発生した場合にはサーマルストライピングによる高サイクル疲労が有意となってくる。

当該部におけるサーマルストライピング評価における構造強度上の課題としては、他の荷重との重畳を考慮した評価法の整備が考えられる。

(3) コールドトラップ戻り配管合流部

コールドトラップからの戻り配管と主配管のティーでは、コールドトラップで冷却された約 300℃の低温ナトリウムと主配管の約 350℃の高温ナトリウムが混合しティー下流部でサーマルストライピングを生じる。設計対応としては戻り配管にエコノマイザーを設け低温ナトリウムの温度を約 150℃から約 300℃に加熱して主配管のナトリウム温度との温度差を小さくする設計対応が取られている。サーマルストライピングに対する健全性評価法の信頼性が向上すれば、これらの設計対応が合理化出来、高速炉の経済性向上に結びつくものと期待出来る。

当該部におけるサーマルストライピング評価における構造強度上の課題としては、他の荷重の重畳に加え、ティーの下流に設けられた溶接部の影響が挙げられる。ティーの直径と溶接部までの距離の関係を図 2.2-1 ならびに図 2.2-2 に示す。分岐管の中心から溶接線までの距離は、ほぼ母管の直径と同等であり、ミキシングティーを採用しない場合には溶接部にサーマルストライピングによる高サイクル温度ゆらぎが作用する可能性は高い。溶接部の高サイクル疲労を評価する場合には溶接ビードによる幾何学的な応力集中を考慮する必要がある、さらに塑性サイクルを生じる場合には材料的な不連続による応力集中にも注意を払う必要がある。また、強度的なばらつきも大きく高サイクル熱疲労評価の信頼性を確保するためには、このような不確定要因を把握し、設計的な取扱いを明確にしておく必要がある。

(4) DHX 下部

DHX 下部では、原子炉容器中間プレナム内の高温ナトリウムと DHX で冷却された低温ナトリウムは熱遮蔽ライナー窓部で混合する。この部位についても機器区分外の熱遮蔽ライナーであり、重要度が低いことから特別な設計対応は施していないが、現象については十分に把握されておらず、まずは流動的な検討を行う必要があるものと考えられる。

表 2.2-1 サーマルストライピング評価における設計上の課題(構造強度- 1/4)

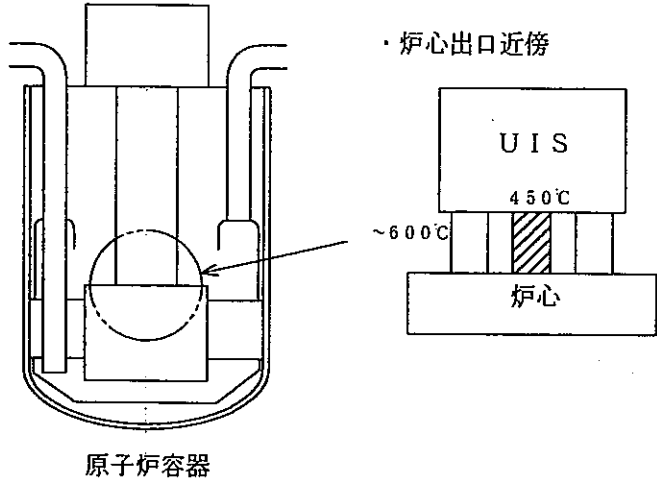
部位名	炉心出口部(UIS)
<p>部位の概要図</p>	
ひずみ変動幅	<p>炉心出口温度(600°C)と制御棒出口温度(450°C)の差ΔTより、 $\epsilon n = \alpha \cdot \Delta T / (1 - \nu) \approx 0.4\%$</p>
繰返し数	10 ⁹ 回
最高温度	600°C
圧力	静水圧
他の変動荷重	なし
平均応力	なし
溶接部の有無	サーマルストライピングを受ける部位にはなし
表面仕上げ (溶接部仕上げ含む)	40S 程度
予測における 不確実性要因	<ul style="list-style-type: none"> ・ 流体温度差と金属表面温度差の関係 ・ 変動スペクトル ・ 高サイクル疲労寿命データ ・ 時効効果
備考	

表 2.2-2 サーマルストライピング評価における設計上の課題(構造強度-2/4)

部位名	炉壁冷却構造出口
<p>部位の概要図</p>	<p>炉壁冷却出口近傍</p> <p>500°C</p> <p>450°C</p> <p>炉壁冷却ライナ</p> <p>ガス巻き込み防止板</p> <p>原子炉容器</p>
<p>応力変動幅</p>	<p>炉壁冷却温度(450°C)と上部プレナム温度(550°C)の差ΔTより、 $\epsilon n = \alpha \cdot \Delta T / (1 - \nu) \approx 0.25\%$</p>
<p>繰返し数</p>	<p>10^7回</p>
<p>最高温度</p>	<p>550°C</p>
<p>圧力</p>	<p>300Pa</p>
<p>他の変動荷重</p>	<p>通常起動-停止 手動トリップ S_n; 約 400MPa</p>
<p>平均応力</p>	<p>自重、内圧 1Mpa 以下</p>
<p>溶接部の有無</p>	<p>なし</p>
<p>表面仕上げ (溶接部仕上げ含む)</p>	<p>40S</p>
<p>予測における不確実性要因</p>	<p>・流動状況(温度差、周期)</p>
<p>備考</p>	

表 2.2-3 サーマルストライピング評価における設計上の課題(構造強度- 3/4)

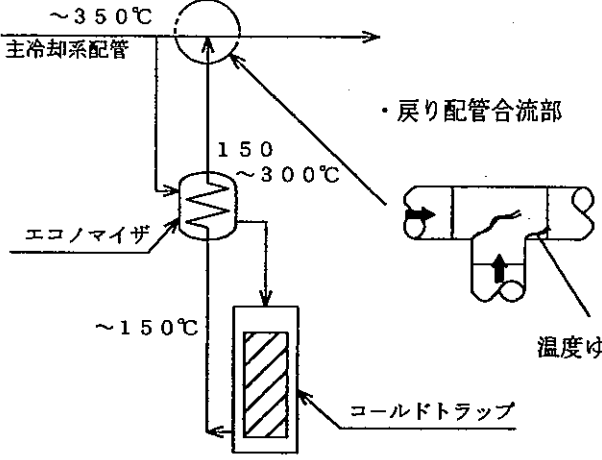
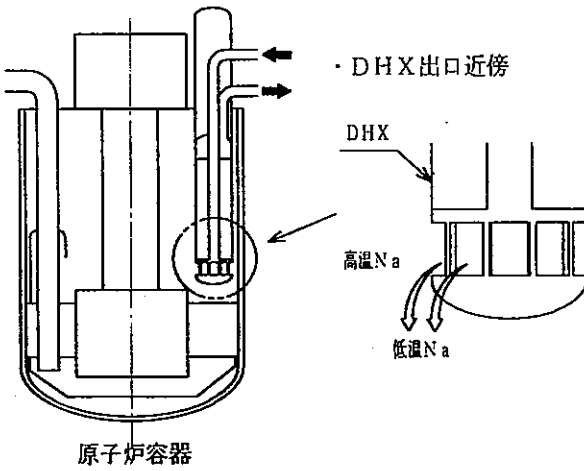
部位名	コールドトラップ戻り配管合流部
<p>部位の概要図</p>	
<p>応力変動幅</p>	<p>戻りナトリウム温度(300℃)と主配管ナトリウム温度(350℃)の差ΔTより、 $\epsilon n = \alpha \cdot \Delta T / (1 - \nu) \approx 0.12\%$</p>
<p>繰返し数</p>	<p>10⁹回</p>
<p>最高温度</p>	<p>350℃</p>
<p>圧力</p>	<p>1MPa</p>
<p>他の変動荷重</p>	<p>通常起動-停止 手動トリップ 地震</p>
<p>平均応力</p>	<p>自重、内圧</p>
<p>溶接部の有無</p>	<p>片側 TIG 溶接。 裏波。 RT による検査。</p>
<p>表面仕上げ (溶接部仕上げ含む)</p>	<p>母材部 20S(酸洗)。 ビード仕上げなし。</p>
<p>予測における 不確実性要因</p>	<ul style="list-style-type: none"> ・流動状況(温度差、周期) ・流体温度差と金属表面温度差の関係 ・変動スペクトル ・高サイクル疲労寿命データ ・時効効果 ・ビード形状 ・高サイクル疲労データ
<p>備考</p>	

表 2.2-4 サーマルストライピング評価における設計上の課題(構造強度- 4/4)

部位名	DHX 下部
<p>部位の概要図</p>	
<p>応力変動幅</p>	<p>容器中間プレナム内の高温ナトリウムと低温ナトリウムの温度差ΔTより、 $\epsilon n = \alpha \cdot \Delta T / (1 - \nu) \approx 0.1\%$</p>
<p>繰返し数</p>	<p>10^9回</p>
<p>最高温度</p>	<p>550°C</p>
<p>圧力</p>	<p>2MPa</p>
<p>他の変動荷重</p>	<p>なし</p>
<p>平均応力</p>	<p>なし</p>
<p>溶接部の有無</p>	<p>なし</p>
<p>表面仕上げ (溶接部仕上げ含む)</p>	<p>40S</p>
<p>予測における不確実性要因</p>	<p>・流動状況(温度差、周期)</p>
<p>備考</p>	<p></p>

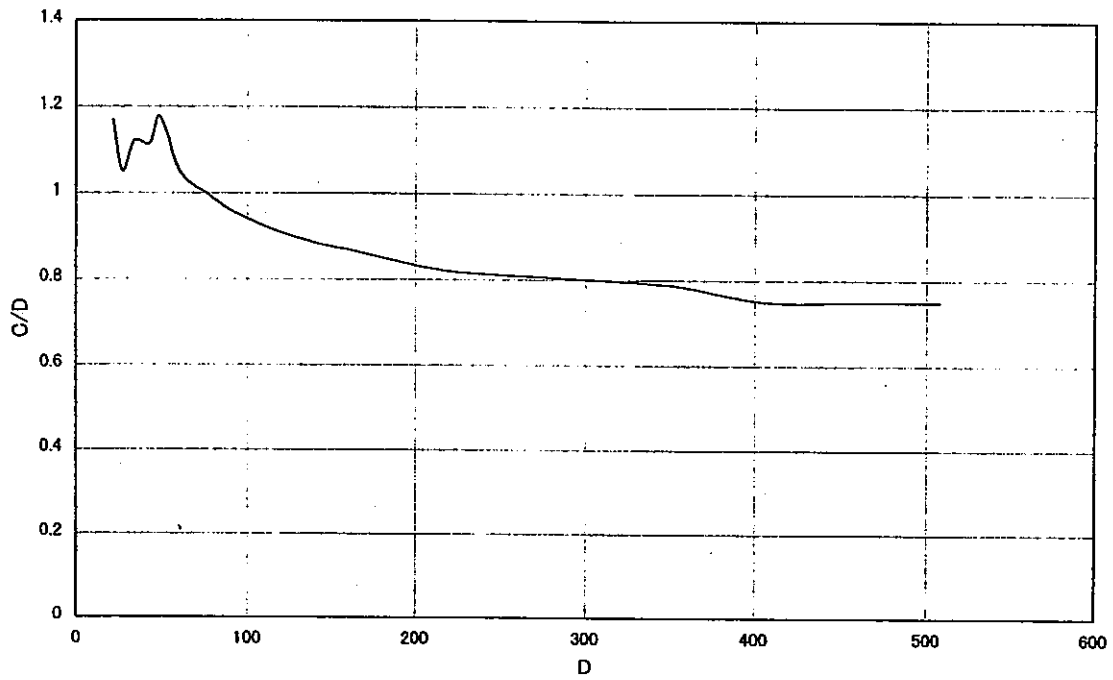


図 2.2-1 ティーの直径と溶接部までの距離の関係 (同径 T)

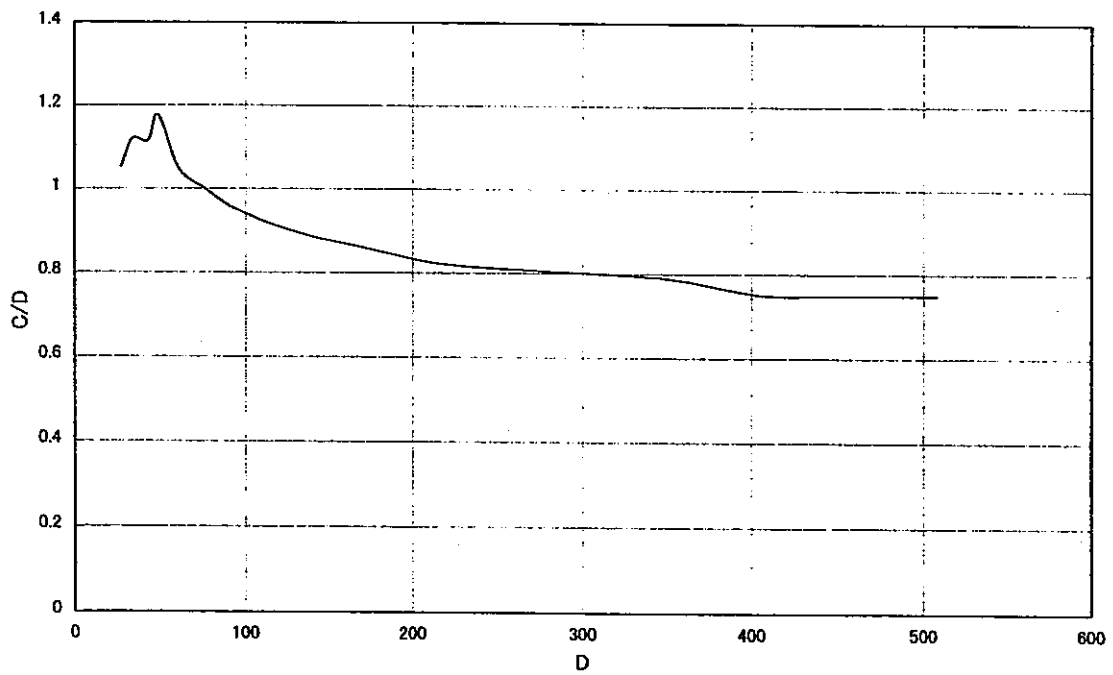


図 2.2-2 ティーの直径と溶接部までの距離の関係 (径違い T)

3. 現状の高サイクル熱疲労評価法の課題整理

3.1 き裂発生評価法

サーマルストライピングによる健全性評価は、ほとんどの場合き裂の発生を防止するという観点に立っている。これは、「多くの因子の相互作用による影響を考慮するき裂進展では、それらの不確かさが寿命予測に及ぼす影響が大きく、設計基準としては認め得ない。」という1980年当時のWoodらの認識を受けたもので有る⁽¹⁾。

サーマルストライピングによるき裂発生を考える場合に、考慮すべき特徴として、以下の5点に注意を払う必要が有る。

- 1) 高サイクル疲労に基づく現象で有り、 $10^9 \sim 10^{10}$ サイクルのデータを必要とする。材料の違いに関して、低サイクル領域では同等の寿命を示す場合であっても、高サイクル領域では寿命の差が大きく外挿について注意が必要である。さらに、高サイクル領域においては表面粗さの影響についても注意を要する。
- 2) 温度変動が局所に限定され、平面ひずみ的な挙動を示す。疲労限近くの挙動が異なるものと考えられ、例え高サイクルであってもひずみ制御型の試験を実施しておく必要が有る。
- 3) サーマルストライピングはナトリウム中で生じる現象であり、高サイクル疲労に及ぼすナトリウムの環境効果を考慮する必要がある。
- 4) サーマルストライピングによる高サイクル疲労は等二軸下で生じるため、単軸疲労データを用いる場合には注意を要する。
- 5) ランダム荷重と一定荷重による疲労寿命の差。

以下に、上記を考慮した高サイクル疲労データに関する調査結果を示す。

(1)高サイクル疲労データ

サーマルストライピングで対象となる $10^9 \sim 10^{10}$ サイクルの疲労データは現状得られていない。現状得られている $10^6 \sim 10^7$ サイクルにおけるデータから考察すると以下のような傾向となる。

Woodにより得られたサーマルストライピング評価用のデータを図 3.1-1⁽¹⁾に示す。材料は316ステンレス鋼で、550℃、1Hzの条件でひずみ制御下での試験を実施した。繰返し数が 10^6 回あたりで疲労曲線がほぼ水平となり、対応するひずみ範囲は0.38%となる。図 3.1-2⁽¹⁾には平均疲労曲線とASME Sec.III NHの設計疲労曲線との比較を示す。Jaske and O'donnellは 10^6 回以上の繰返し数については外挿することを提案しているが、図 3.1-1の 10^6 回あたりを疲労限として、それにFactor of 2を考慮した0.2%をき裂発生の設計限界と考えると、Jaske and O'donnellの提案に基づく評価は過度に保守的となる。この場合の許容ひずみ範囲は、ASMEから予測される値の約3倍となり、この領域におけるデータの蓄積による設計の合理化が期待出来る。

(2)ナトリウム環境効果

Wood は、図 3.1-1 と同様の試験をナトリウム中で実施した。図 3.1-3⁽⁴⁾にナトリウム中の疲労試験結果を示す。大気中と同様の傾向を示しているが、疲労限は 0.4%と大気中に比較して若干高くなっている。図 3.1-4⁽²⁾に 538℃から 593℃で得られた大気中の高サイクル疲労データとナトリウム中の比較を示す。全体的にナトリウム中の疲労寿命のほうが大気中に比べ大きくなっている。

(3)変動応力下の寿命予測

変動荷重下における疲労寿命評価法としては、一般的に修正マイナー則が採用されている。修正マイナー則の妥当性については、多くの変動荷重下の疲労試験で確認されているが、それらの試験における変動荷重の範囲はき裂発生繰返し数 N_i と破断繰返し数 N_f の比が 0.75~0.85 の範囲である。このような場合には、き裂発生繰返し数とき裂進展繰返し数を分離せず評価することにより良好な予測を行うことができるが、 N_i/N_f が大きく異なる荷重が組み合わさった場合には、き裂発生繰返し数とき裂進展繰返し数を分離して評価する必要がある。図 3.1-5⁽²⁾に Alloy718 におけるき裂発生繰返し数と破断繰返し数の比較を示す。長寿命側になるに従い N_i/N_f の比が大きくなり、修正マイナー則による予測が非安全側となる可能性を示唆している。

(4)材料による高サイクル疲労強度の差

図 3.1-6⁽²⁾に 9Cr-1Mo 鋼、316 ステンレス鋼ならびに Alloy718 の疲労強度の比較を示す。10² オーダーの繰返し数では各鋼種における差異は小さいが、高サイクル領域に近づくに従い鋼種による寿命の差が顕著となっている。

(5)表面仕上げの影響

図 3.1-7⁽²⁾に Alloy718 の高サイクル疲労寿命に及ぼす表面仕上げの影響を示す。通常の疲労試験で得られる疲労限が 414MPa であるのに対し、表面が粗くかつ圧縮の残留応力を除去した場合には 165MPa にまで疲労限が低下している。これは、表面粗さによりき裂発生寿命が影響を受けるためであり、き裂発生と進展に分離した評価法により合理的な評価が可能となる。

(6)平均応力の影響

弾性領域における高サイクル疲労試験では、引張り応力による顕著な疲労寿命の低下が認められる。一般的には応力 - ひずみパラメータ法が有効であると言われているが、設計では修正 Goodman 線図が採用されている。図 3.1-8⁽⁴⁾に Alloy718 の高サイクル疲労寿命評価における修正 Goodman 線図の適用性を示す。比較的小さな平均応力の場合には良い推定を与えている。

(7)熱応力場の疲労寿命評価

温度変動範囲 ΔT と疲労寿命評価に用いる全ひずみ範囲の関係は、以下に述べる通りである。

ナトリウムの温度変動 (ΔT) は減衰することなく表面に伝達するものとし、また応

力 (σ) ひずみ (ε) は弾性範囲内にあるものとする。フックの法則より、ヤング率 (E)、ポアソン比 (ν)、線膨張係数 (α) として各ひずみ成分は次のように表せる。

$$\begin{cases} \varepsilon_x = \sigma_x/E - \nu \sigma_y/E - \nu \sigma_z/E + \alpha \Delta T \\ \varepsilon_y = -\nu \sigma_x/E + \sigma_y/E - \nu \sigma_z/E + \alpha \Delta T \\ \varepsilon_z = -\nu \sigma_x/E - \nu \sigma_y/E + \sigma_z/E + \alpha \Delta T \end{cases} \quad (3.1-1)$$

構造物表面の等二軸状態を仮定すれば、その応力、ひずみに関して次式が成り立つ。

$$\begin{aligned} \sigma &\equiv \sigma_x = \sigma_y & ; & \quad \sigma_z = 0 \\ \varepsilon &\equiv \varepsilon_x = \varepsilon_y & ; & \quad \varepsilon_z \neq 0 \end{aligned} \quad (3.1-2)$$

(3.1-1)式に(3.1-2)式を代入することにより、

$$\Delta T = \frac{\varepsilon}{\alpha} - \frac{\sigma(1-\nu)}{E\alpha} \quad (3.1-3)$$

となる。対象としている構造物が面内拘束されているとして $\varepsilon \equiv 0$ とすれば(3.1-3)式は、

$$\Delta T = -\frac{\sigma(1-\nu)}{E\alpha} \quad (3.1-4)$$

と表せる。

多軸状態のデータが上式に適用される場合、等価な単軸応力を σ_e とすると

$$2\sigma_e^2 \equiv (\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2 \quad (3.1-5)$$

$$\Delta T = -\frac{\sigma_e(1-\nu)}{E\alpha} \quad (3.1-6)$$

となる。以上より、与えられた単軸状態での全ひずみをサイクリックな応力-ひずみ関係に従って応力に変換し、(3.1-6)式により ΔT を算出することができる。

以上の手順に沿って求めた 316 ステンレス鋼および Alloy718 の温度ストライピング範囲と設計ストライピング範囲をまとめたものが表 3.1-1⁽⁹⁾である。評価に用いた Alloy718 のひずみ制御高サイクル疲労試験結果を図 3.1-9⁽⁹⁾に示す。設計ストライピング範囲は、計算値に対し factor of 2 を適用したものとしている。表には他の研究から得られたストライピング範囲も併せて載せてある。同表によれば、元になったデータや評価手法の違いにもかかわらず最終的にはほぼ同一の結果が得られていることがわかる。また、Alloy718 は 316 ステンレス鋼に比較して約 3 倍の設計ストライピング範囲となっている。

316 ステンレス鋼を用いて SOMITE で得られた試験結果を図 3.1-10⁽⁹⁾に示す。表 3.1-1 で予測した許容範囲よりも高い温度変動が得られている。

参考文献

- (1) D. S. Wood, "Proposal for Design against Thermal Striping", Nucl. Energy, Vol.19, No.6 (1980), pp433
- (2) P. Marshall and C. R. Brinkman, "The Striping Resistance of Three Candidate Alloys for Above-core Service in LMFBRs", Nucl. Energy, Vol.20, No.3(1981), pp.257
- (3) N. M. Irvine, "Experimental Investigation of Fatigue Crack Initiation in Type 316 Steel Caused by Thermal Striping", ASME Pres. Ves. & Piping Conf., Vol.98 (1985), pp.105
- (4) G.E.Korth, "Mean Stress Effect on High Cycle Fatigue of Alloy 718"

表 3.1-1 サーマルストライピングに対する許容温度範囲の比較

Table Estimates of striping allowance for AISI 316 and Alloy 718

Material	Load control fatigue limit: MN/m ²	Strain control fatigue limit: %	Specimen condition	Temperature range calculated from load or strain controlled fatigue limit: deg C	Design striping range*: deg C	Comments
AISI 316	320	-	Minimum data smooth specimens	76	-	Present study
	300	-	Minimum data + mean stress 69MN/m ²	72	-	Present study
	240	-	Strip specimens with surface defects	60	-	Present study
	(400)¶	0.38	Fatigue limit under strain control (Wood)	134	67	Present study
	(340)¶	0.28	Fatigue limit under strain then load control (Jaske)	100	50	Present study
	✓	-	Mean data load control	-	54†‡	Boler & Fisher (1978) ⁴
	-	✓	Minimum data strain control US estimated striping range	- -	63 31	Wood (1978) ²
Alloy 718	680	-	Minimum data smooth specimens	182	-	Present study
	600	-	Minimum data + mean stress $S_m/S_y = 1$	160	-	Present study
	500	-	Minimum data notched	124	-	Present study
	360, 330	-	Minimum data worst machine	96, 88	-	Present study
	✓	-	UK estimated striping range	-	160†§	Boler & Fisher (1978) ⁴
	(720)¶	0.50	US estimated striping range Minimum strain controlled data	- 218	220 109	Reference 1 Present study

* Temperature range calculated from fatigue limit divided by two for design striping range.

† Value does not include factor two safety, extrapolated to 10¹¹ cycles.

‡ Value based on total stress amplitude, extrapolated to 10¹¹ cycles.

§ Value based on stress amplitude, extrapolated to 10¹¹ cycles.

¶ Converted cyclic strain to cyclic stress using cyclic stress-strain curve.

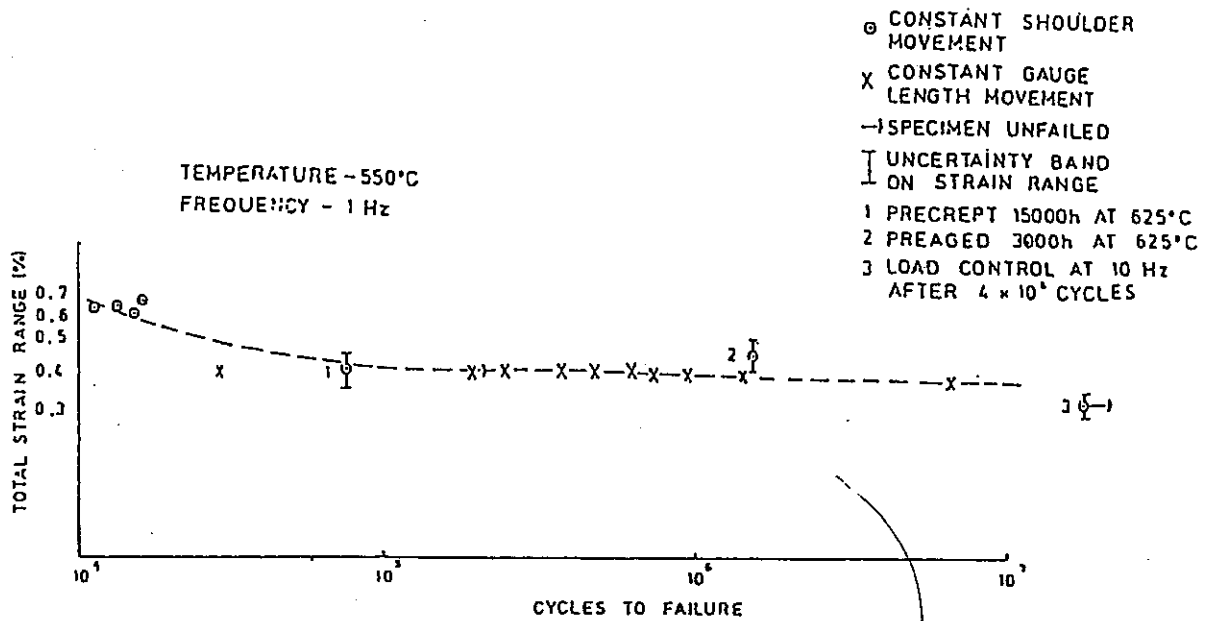


図 3.1-1 316 ステンレス鋼のひずみ制御高サイクル疲労試験結果(大気中)

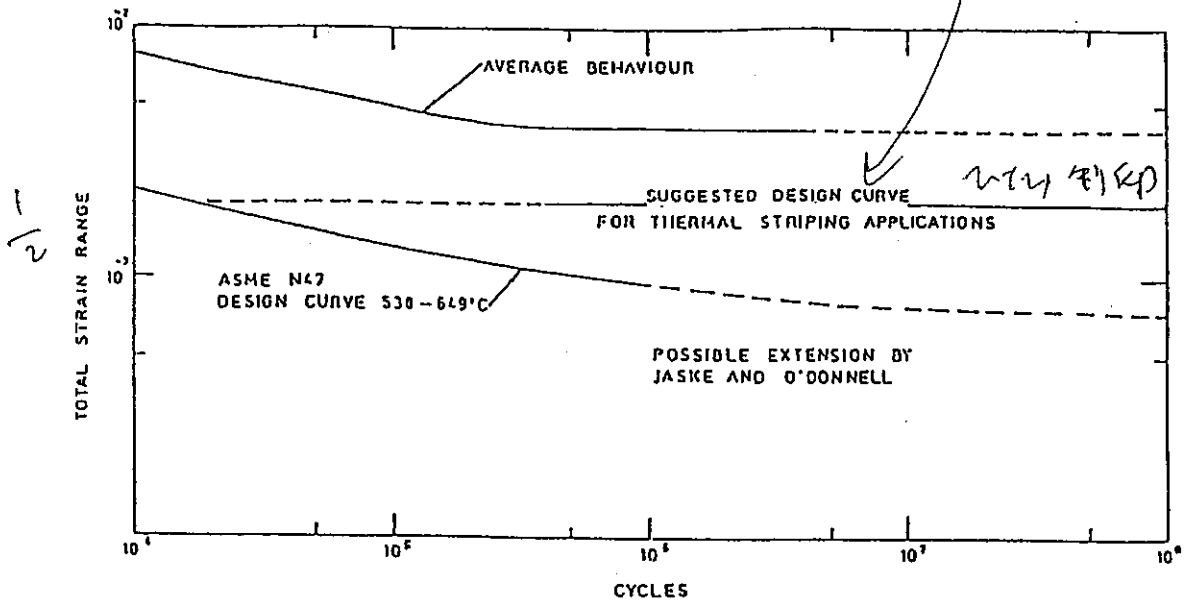


図 3.1-2 316 ステンレス鋼のひずみ制御高サイクル疲労試験結果と設計曲線との比較

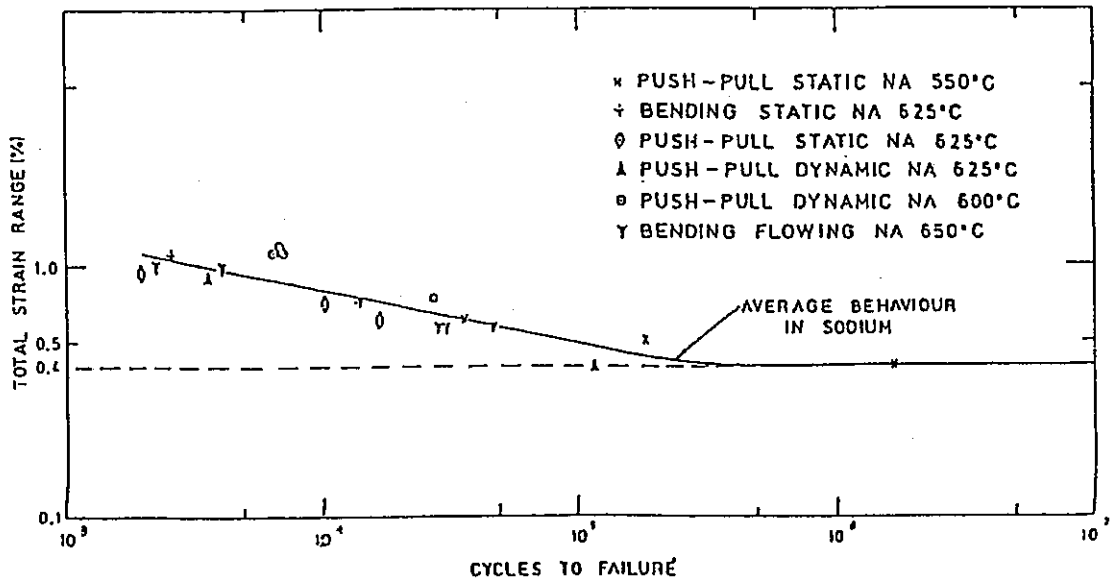


図 3.1-3 316 ステンレス鋼のひずみ制御高サイクル疲労試験結果(ナトリウム中)

MARSHALL AND BRINKMAN

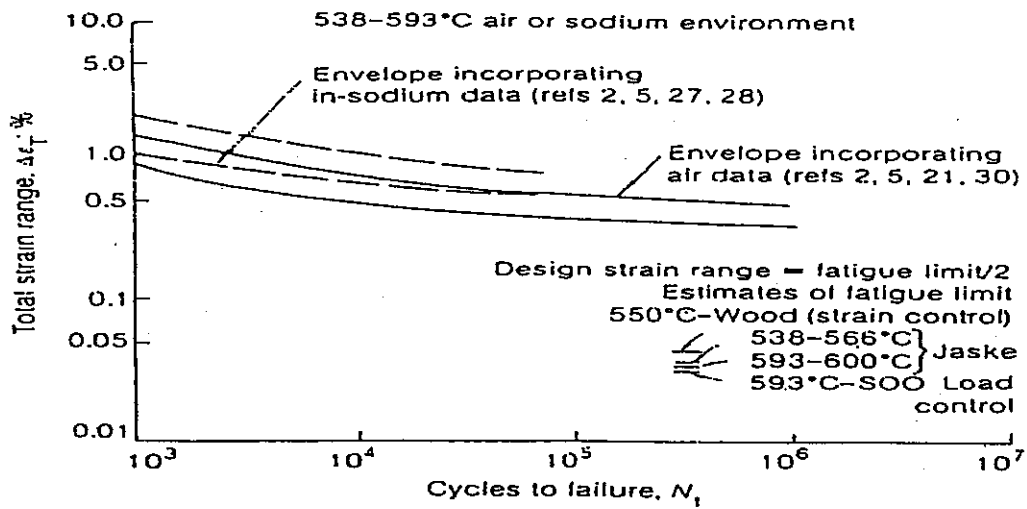


図 3.1-4 316 ステンレス鋼の疲労データの大气中とナトリウム中の比較

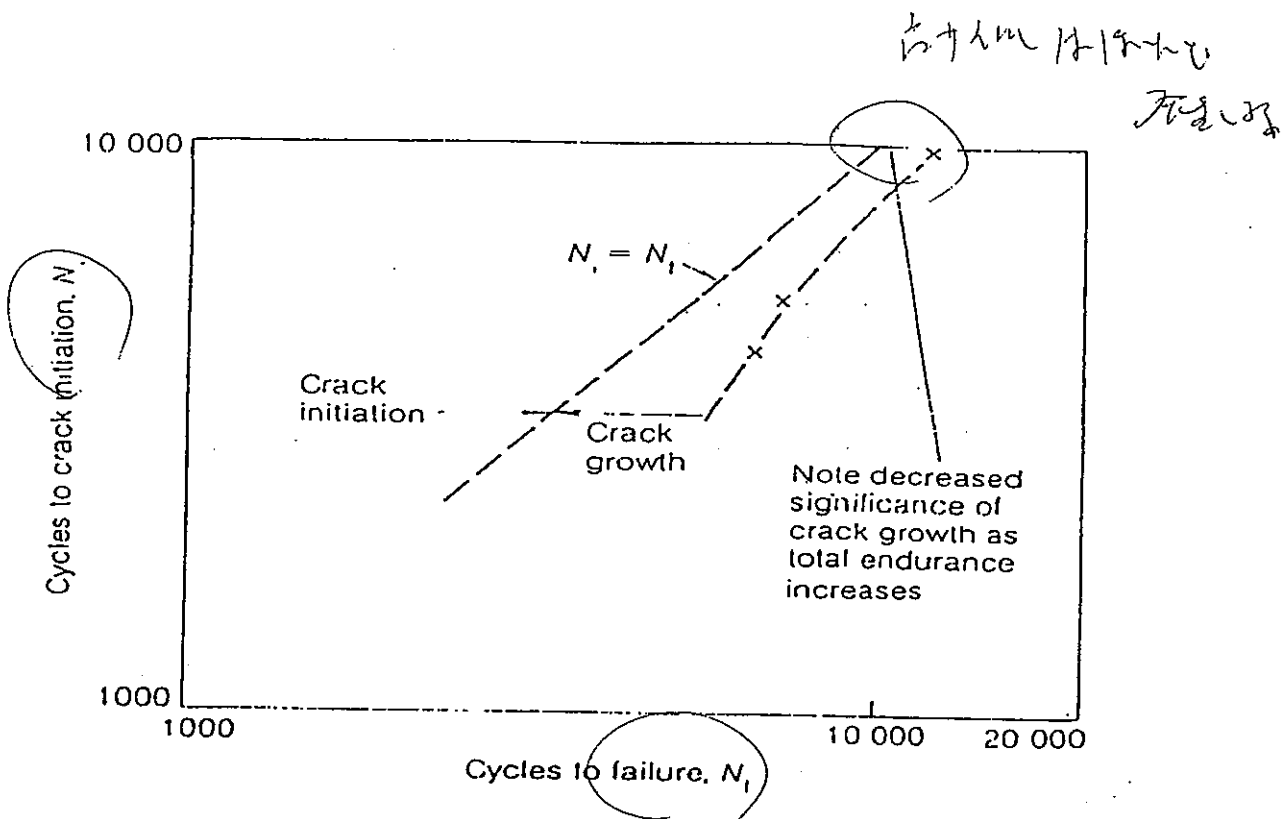


図 3.1-5 き裂発生寿命と進展寿命の関係(Alloy718)

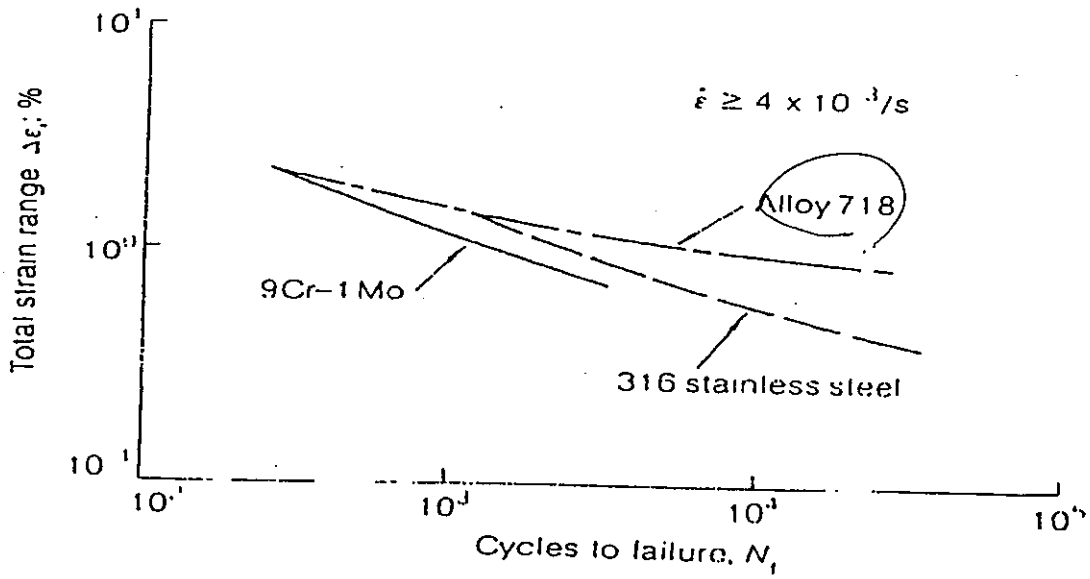


図 3.1-6 各種材料の高サイクル疲労データの比較

Metal removal conditions: machining + shot peening and post heat treatment
 Mode: cantilever bending, zero mean stress
 Temperature: 75°F

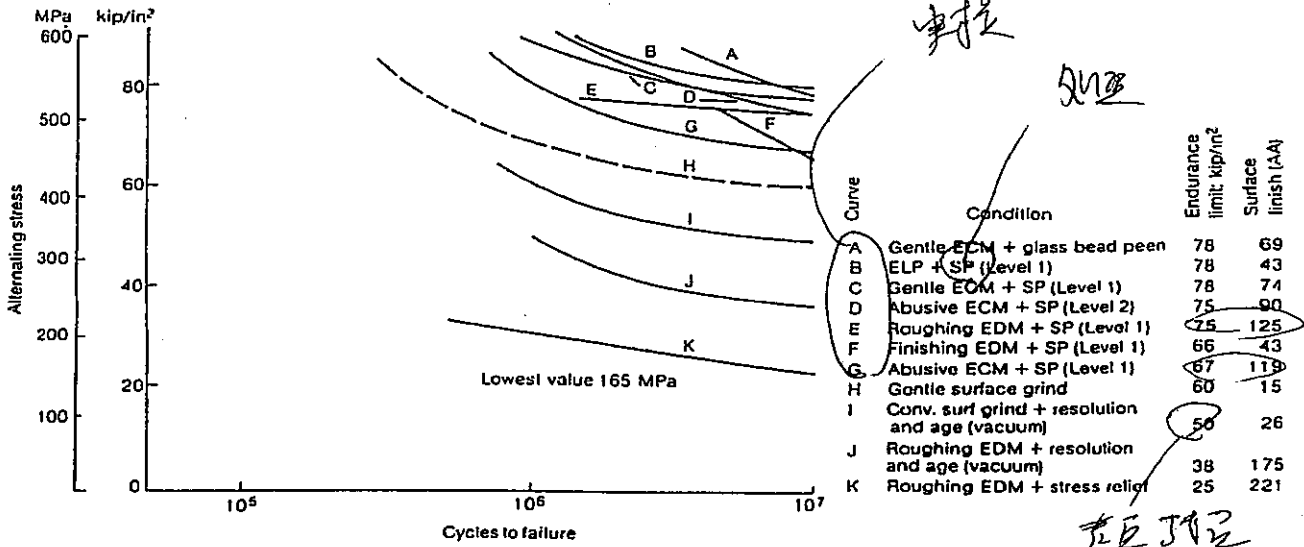


図 3.1-7 疲労寿命と表面粗さの関係(Alloy718)

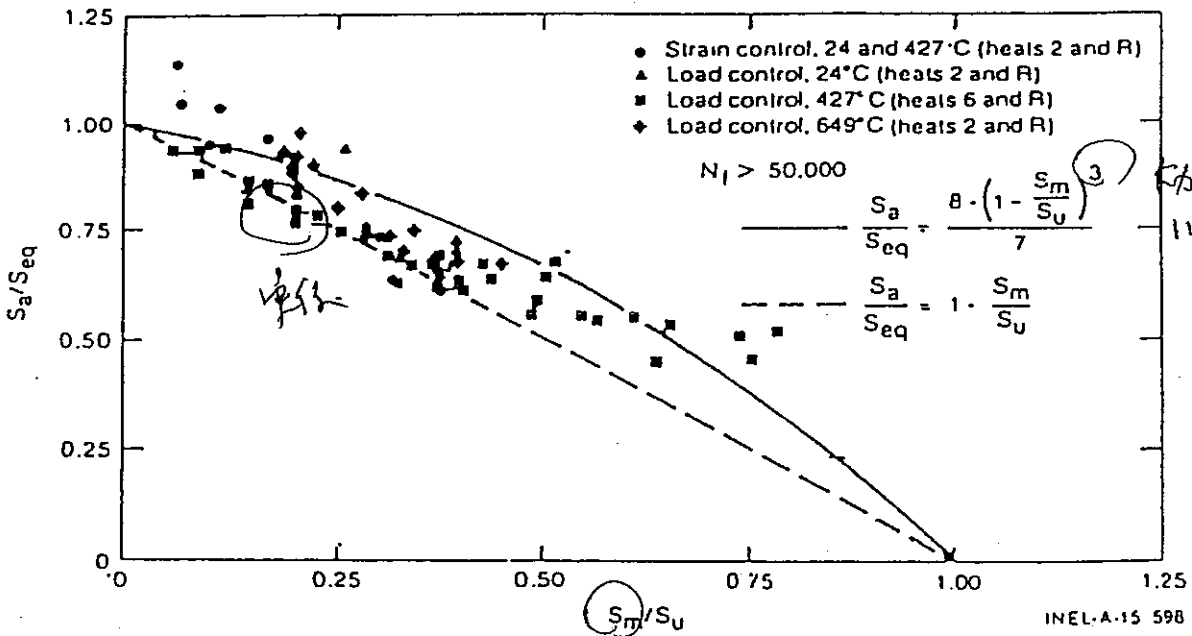


図 3.1-8 疲労寿命に及ぼす平均応力の影響(Alloy718)

-修正 Goodman 線図の適用性-

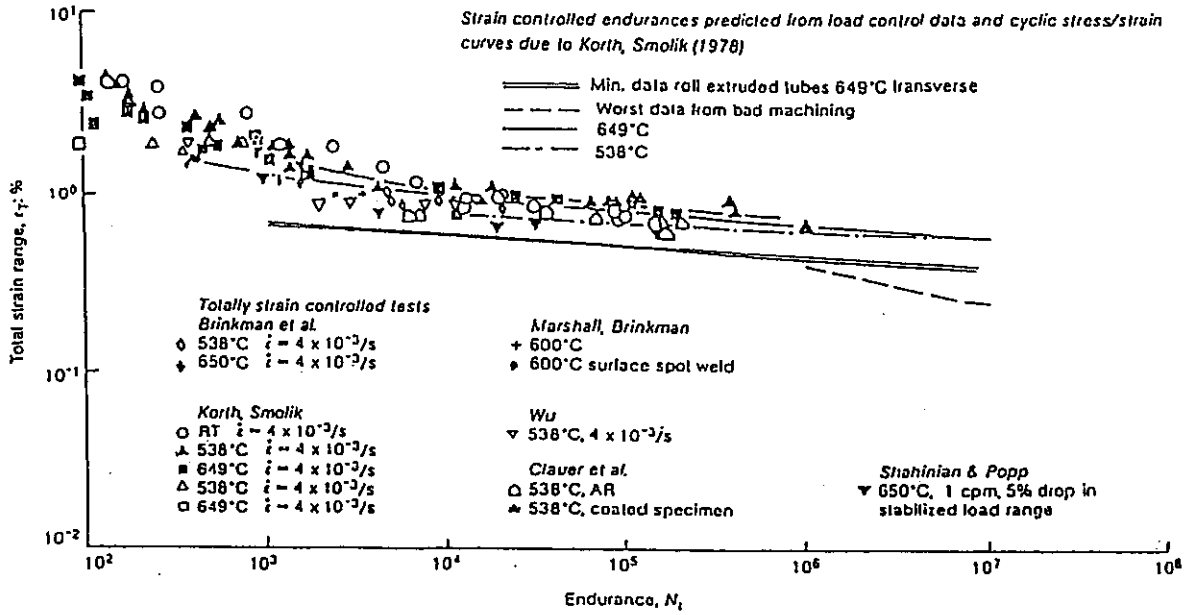


図 3.1-9 Alloy718 のひずみ制御高サイクル疲労データ

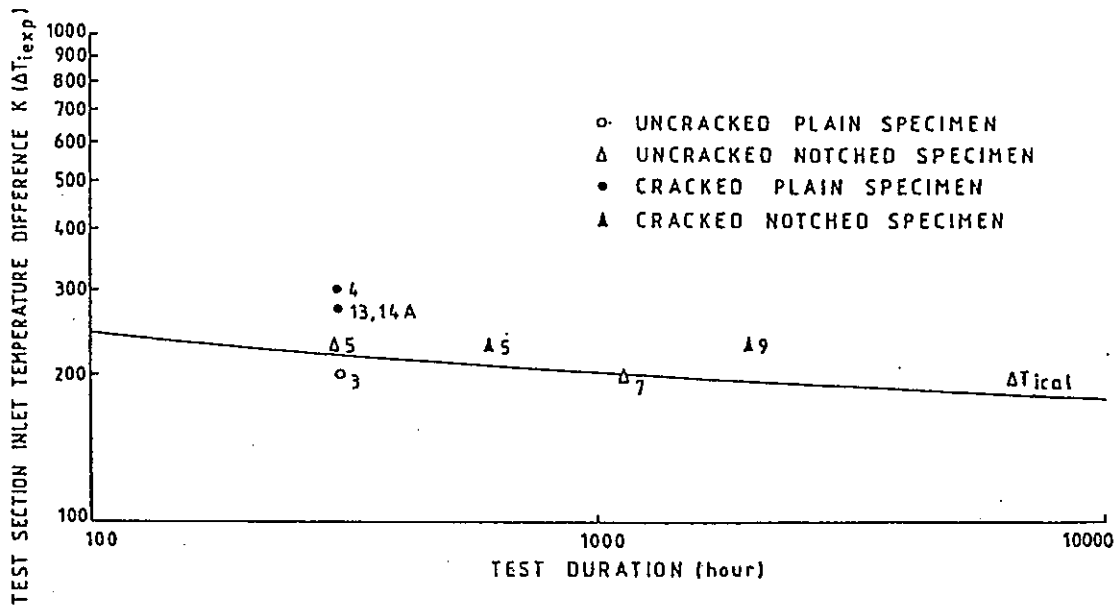


図 3.1-10 SOMITE におけるサーマルストライピング試験結果

3.2 き裂進展評価法

高サイクル熱疲労下におけるき裂進展に対する影響因子に関しては、4章で述べる。ここではき裂進展評価上の課題として、溶接残留応力ならびにき裂進展データについてまとめる。

(1) 溶接部残留応力

片側 U 開先の周方向継手では、図 3.2-1 に示すような残留応力が予測される。周方向応力 σ_θ は溶接線付近で最大の引張り応力を生じ、その値は外表面よりも内表面の方が大きい。軸方向応力 σ_x は曲げ応力が支配的となり、内外面で逆符号となる。溶接線近傍では、内表面は引張となる。オーステナイト系ステンレス鋼は、降伏応力が低く分布の最大値としては降伏応力に達している場合が多い。

(2) き裂進展速度データ

低速度領域におけるき裂進展データを調査しまとめた。

図 3.2-2⁽¹⁾ にステンレス鋼のき裂進展速度に及ぼす平均応力の影響を示す。応力比 R が大きくなるに従い同じ ΔK に対して速い進展速度となっている。同じ試験データに対し、横軸を $K_{\max}(1-R)^{0.5}$ で補正すると、図 3.2-3⁽¹⁾ のようにすべてのデータが一つのバンドの中に収まる。平均応力の影響は R を用いて補正することが出来、これについては 4.2 で検討する。

き裂進展速度に及ぼすナトリウム環境効果を図 3.2-5⁽¹⁾ に示す。高温ナトリウム中のき裂進展速度は高温大気中に比べて遅く、ほぼ室温大気中のデータと同等となっている。

オーステナイトステンレス鋼に対する高温き裂進展データとしては、以下の式が提案されている。

James の式⁽¹⁾

$$da/dN = C \cdot \Delta K^m$$

$$\Delta K < 34.44 \text{ kg mm}^{-3/2} \text{ で } C = 4.49 \times 10^{-22}, m = 11.19$$

$$\Delta K > 34.44 \text{ kg mm}^{-3/2} \text{ で } C = 4.49 \times 10^{-9}, m = 2.77$$

Lloyd の式⁽²⁾

$$da/dN = C \cdot \Delta K^m$$

$$C = 1.52 \times 10^{-10}, m = 3.26$$

ISES の式

$$da/dN = C \cdot \Delta K^m$$

$$538^\circ\text{C} \text{ で } C = 2.30 \times 10^{-9}, m = 2.78$$

$$593^\circ\text{C} \text{ で } C = 3.57 \times 10^{-8}, m = 2.21$$

調査したき裂進展データを以上の式とともに図 3.2-4 に示す。サーマルトライピング下のき裂進展評価において、き裂の進展、停留を決定するのは $\Delta K < 10 \text{ kgmm}^{-3/2}$ の

データであり、図 3.2-4 よりこの領域のデータが不十分であることが判る。また、高き裂進展速度領域のデータから外挿して求めた低 ΔK 領域のき裂進展速度は 2 オーダー以上のばらつきとなっており、評価精度を向上されるためには低速度領域のデータの拡充が重要となる。

参考文献

- (1) L. A. James, Atomic Energy Review, 14-1(1976),pp.37
- (2) G. J. Lloyd, et al., "Section Effects and the Temperature Dependence of Fatigue Crack Growth in Type 316 Stainless Steel", UKAEA ND Report 335(1979)

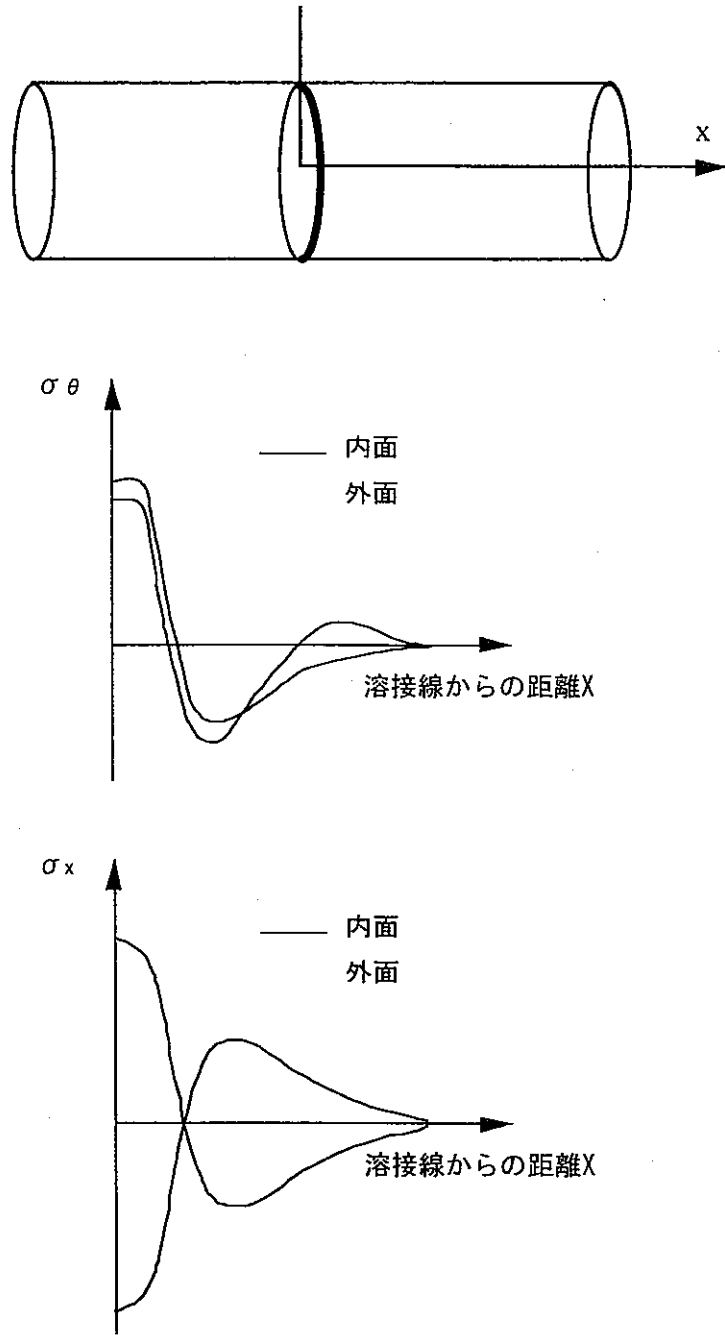


図 3.2-1 配管の溶接残留応力分布

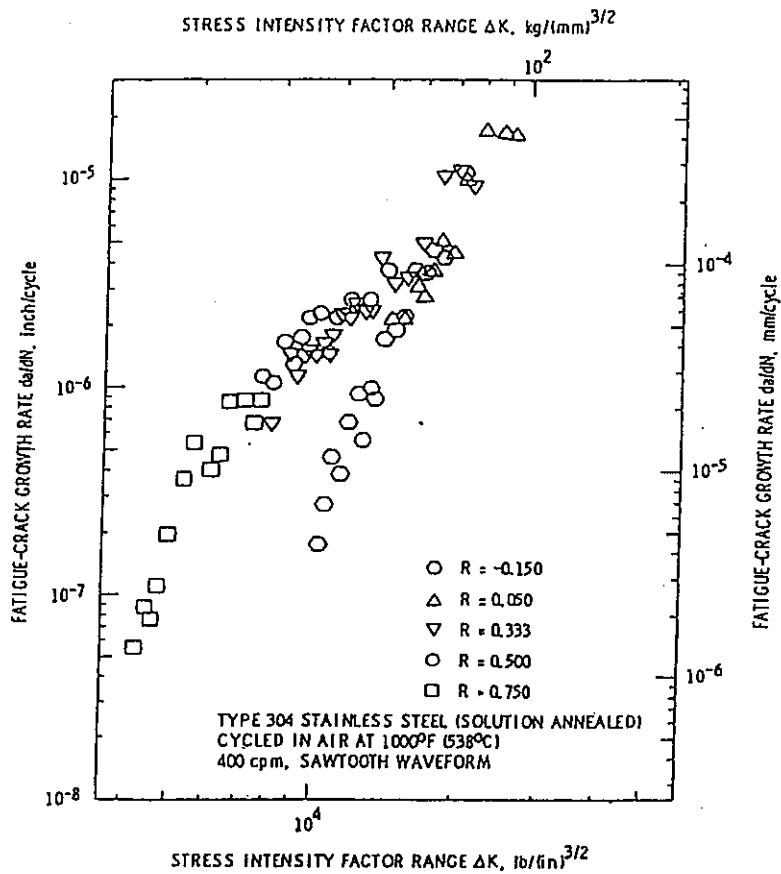


図 3.2-2 ステンレス鋼のき裂進展速度に及ぼす平均応力の影響

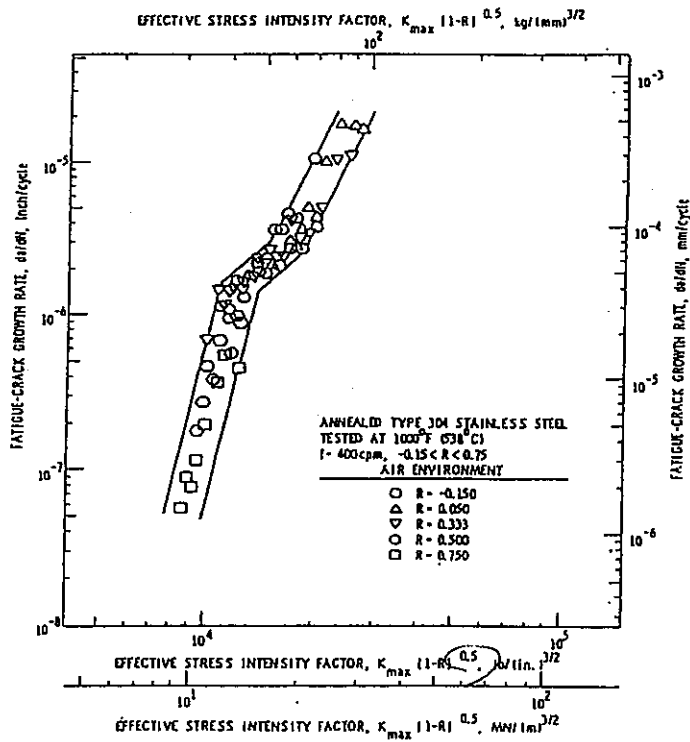


図 3.2-3 ステンレス鋼のき裂進展速度に及ぼす平均応力の影響の補正

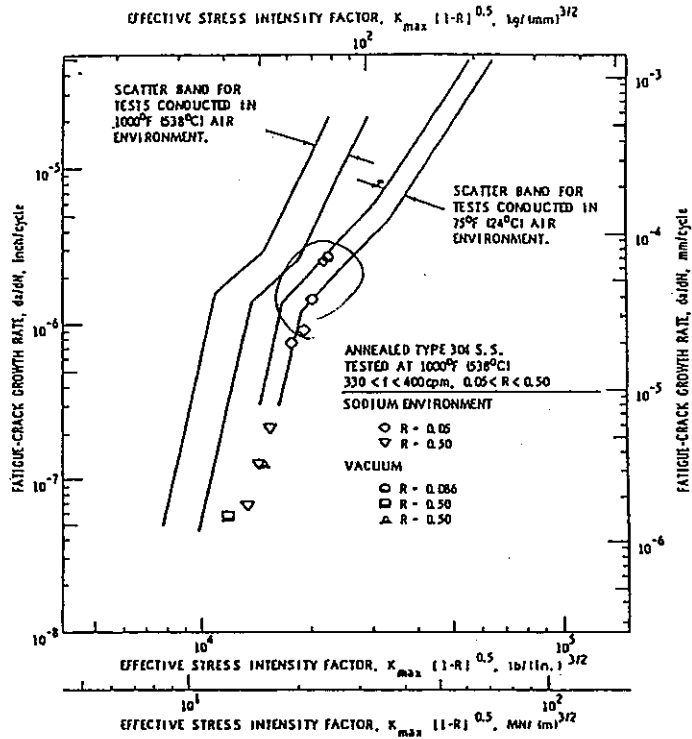


図 3.2-4 ステンレス鋼のき裂進展速度に及ぼすナトリウム環境の影響

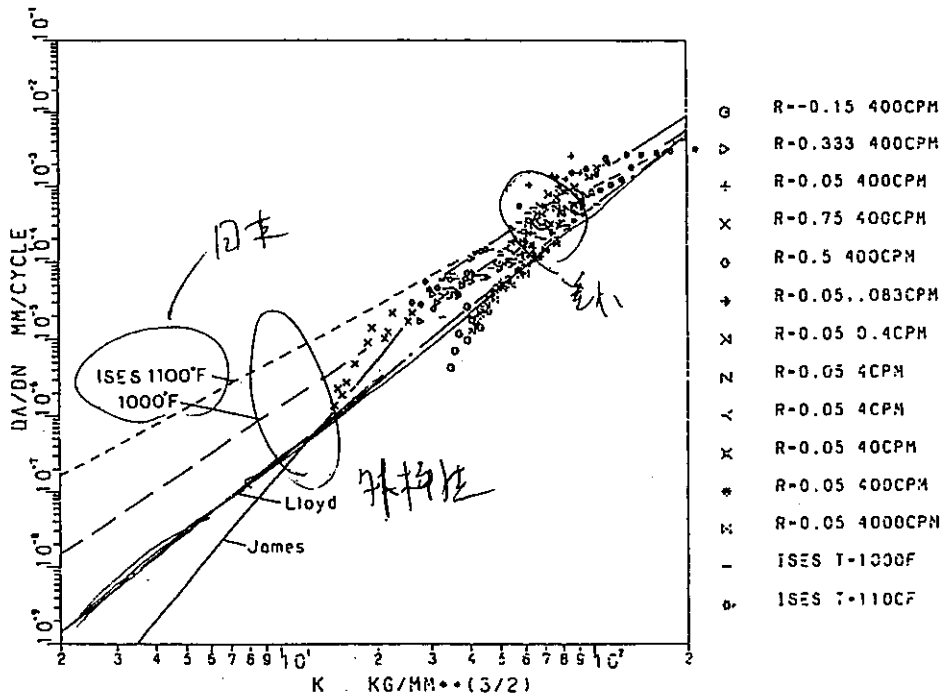


図 3.2-5 ステンレス鋼のき裂進展速度

4 き裂進展におよぼす影響因子の感度調査

4.1 き裂進展におよぼす影響因子

サーマルストライピング下のき裂進展に関しては、英国 UKAEA の Lloyd & Wood⁽¹⁾ や Miller⁽²⁾の研究、西独 INTERATOM の Gruter⁽³⁾らの研究がある。Lloyd & Wood や Gruter は板厚方向の応力拡大係数の分布を求める簡易式を導き、一定振幅下の高サイクル熱疲労き裂の進展挙動を評価すると共に、き裂進展に及ぼす各種因子の影響を検討している。一方、Miller も板厚方向の応力拡大係数の分布を求める簡易式を導き、ランダムな温度変動を受ける高サイクル熱疲労き裂の進展挙動をガウス分布で近似した温度スペクトルを用いて評価する手法を提案している。

単純な形状の試験片が比較的単純な機械荷重を受ける場合の疲労き裂進展挙動に関する研究は数多く行われ、破壊力学を用いてその挙動をかなり精度良く予測できるようになってきた。一方、本研究で対象としているサーマルストライピングを受ける場合のき裂進展挙動を評価するためには次のような特徴を考慮する必要がある。

まず、サーマルストライピングを生じる熱荷重による応力は二次応力であり、二次応力下の疲労き裂進展挙動を評価するためには、機械荷重下と熱応力下のき裂進展挙動の相違を考慮する必要がある。さらに、板厚方向温度差に起因する熱応力は二軸応力となることから多軸応力場のき裂進展挙動の取り扱いを検討する必要がある。

またサーマルストライピング下においては高サイクルの温度変動を受けることから表面近傍でのピークひずみを生じ負荷される温度変動もランダム事象である。よって、ピークひずみ場のき裂進展挙動やランダム荷重下のき裂進展挙動の取り扱いについても調査を行う。

一般に熱衝動荷重を受ける構造物では表面に多数の微小き裂の発生が観測観察され、サーマルストライピング下でもこのようなき裂の進展挙動を評価する必要がある。そこで微小き裂の進展挙動や複数き裂の進展挙動の取り扱いについても調査を行う。

本節で調査した影響因子をまとめると以下ようになる。

- (1) 多軸応力場のき裂進展挙動
- (2) 熱応力場のき裂進展挙動
- (3) ピークひずみ場のき裂進展挙動
- (4) ランダム荷重下のき裂進展挙動
- (5) 微小き裂の進展挙動
- (6) 複数き裂の進展挙動

4.1.1 多軸応力場のき裂進展挙動

サーマルストライピングを受ける構造材は、多軸応力状態に置かれる。多軸応力場におけるき裂進展挙動に関しては、これまで多くの実験、あるいは解析的研究が行われてきたが、あらゆる状況に適用可能な汎用的な評価法は確立されていない。

Smith ら⁽⁴⁾は、二軸応力下での疲労き裂進展挙動に関し、過去の研究のレビューを行った。

それによれば、き裂の横方向の繰返し応力がき裂進展速度に及ぼす影響、モード I・II 間の移行を表現するクライテリオン、き裂進展方向を記述するクライテリオン等について多くの異なった見解が得られている。これらはいずれも試験（解析）条件、試験（解析）方法、試験（解析）パラメータの制御方法、あるいは材料特性の違いによるものと考えられる。

結城ら⁽⁵⁾⁽⁶⁾は各種の二軸疲労試験を行い、応力二軸性のき裂進展に及ぼす影響について検討を加えている。応力二軸性の影響はき裂が小さいほど、また応力レベルが高いほど顕著に現れ、また小規模降伏条件を満足するような低応力下では応力二軸性はき裂進展にほとんど影響を与えないとしている。

Brown, Miller⁽⁷⁾は、多軸応力状態でのき裂進展の機構について考察した。き裂の進展方向は構造物の主ひずみの相対的な位置関係によって決まり、サーマルストライピングのような等二軸状態ではき裂深さ方向にのみ進展し、表面方向には進まないことになる。Griffin⁽⁸⁾はサーマルストライピングを模した熱疲労試験を行ったが、深さ方向のき裂進展が卓越しているという、Brown らの提案を裏付ける結果が得られている。したがってサーマルストライピングによるき裂進展評価は、深さ方向についての 1 次元の温度場、応力場の解析によって行うことができると考えられる。

Marsh⁽⁹⁾は熱疲労による二軸状態でのき裂の進展機構について言及している。すなわち、内部の弾性域でのき裂進展は線形破壊力学に基づく応力拡大係数に関係し、また表面の塑性域での進展は全ひずみ範囲に依存する。しかし、この点について Lloyd⁽¹⁾はサーマルストライピングのような速いサイクル条件では全体を弾性域で扱って差し支えないとしている。

サーマルストライピングに起因する等二軸場に対象を限定した場合の応力一ひずみ取扱いについて、Wood⁽¹⁰⁾は全ひずみを弾性成分、塑性成分に分割し、それぞれについて等価な単軸ひずみ成分を算出し、単軸ひずみへ変換する方法を提案している。しかし、同法においては弾性、塑性成分の分割に際して明確な規定がなく、別途の実験事実に基づいていることから、き裂進展評価法としては必ずしも汎用的であるとは言い

難い。これに対し、Marshall⁽¹¹⁾ら、Irvin⁽¹²⁾、Miller⁽²⁾はサーマルストライピングにおいてき裂進展を支配する応力レベルはほぼ弾性域内にあることから、フックの法則に基づいて等価な単軸応力範囲を求め、解析を行っている。同方法は評価にあたっての簡易性にすぐれており、また実際の事象と比較した場合の安全性も保証されている。しかしながら、実際のサーマルストライピング現象では表面温度分布の空間依存性⁽¹³⁾から、厳密な意味での等二軸場は形成されない。これが表面方向のき裂進展にどの程度の影響を与えるかは、構造物の表面剥離の問題からみても重要であると考えられ、今後の検討を要する。

4.1.2 熱応力場のき裂進展挙動

機械荷重を受ける場合、高温における疲労き裂進展の支配パラメータとして疲労 J 積分範囲 ΔJ_f の適用性が確認されつつある^{(14)~(16)}。青木らは J 積分を熱応力場に拡張し、 \hat{J} 積分を提案した⁽¹⁷⁾。矢川ら⁽¹⁸⁾、菊池ら⁽¹⁹⁾⁽²⁰⁾は、き裂を有する原子炉圧力容器が熱過渡荷重を受ける場合の健全性を解析的に検討し、 \hat{J} 積分が破壊パラメータとして有望であることを示している。さらに菊池らの評価した \hat{J} 積分より求まる K 値は、Cheverson ら⁽²¹⁾が簡易解析法により求めた K 値とよく一致しており、弾性範囲内では熱応力場でも応力拡大係数が支配パラメータとなり得ることを示している。

熱応力場のき裂進展に関しては以上のように解析的な検討が進められているものの、実験的な検証データは数少ない。Okazaki ら⁽²²⁾は、円筒試験片を用い機械荷重と熱荷重を重畳させた疲労き裂進展試験を実施し、熱応力下のき裂進展データも機械荷重下と同様 ΔJ_f で整理できることを示している。さらに清水ら⁽²³⁾は、円板状試験片に温度分布による自己平衡型の繰返し熱応力を負荷し疲労き裂進展試験を実施した。その結果、Paris & Shih の式より求まる応力拡大係数範囲 ΔK でき裂進展速度を整理すると、機械的荷重により得られた $da/dN - \Delta K$ 関係とよく一致することが示された。

サーマルストライピング下の炉心上部構造の損傷は高サイクル熱疲労に支配されるものであり、構造部材の応答は大部分弾性的であると考えられる。上記調査によれば弾性域内では応力拡大係数範囲 ΔK が支配パラメータとして適用でき、かつ機械荷重下で得られたき裂進展データによるき裂進展挙動の予測が可能であるという見通しを得ることができた。

ただし、Nied の解析的研究⁽²⁴⁾によれば、表面に熱過渡を受ける場合にはき裂の閉口を考慮した評価が重要となることを示している。すなわち、き裂が短い場合には表面冷却に伴う応力拡大係数が支配的となるが、き裂が長くなると、例えば厳しい熱過渡では板

厚 33%以上のき裂長さとなった場合には表面加熱に伴う応力拡大係数が卓越するという結果が、き裂の閉口を考慮した解析により求められた。この指摘はサーマルストライピング下のき裂の進展・停留を評価する上で重要であり、注意が必要である。

4.1.3 ピークひずみ場のき裂進展挙動

サーマルストライピングにより板厚表面に急激なピーク熱ひずみを生じる。ピークひずみ（応力）場に存在するき裂の挙動については、解析による検討が行われ以下に示す知見が得られている。

中央切欠き平板の切欠き底に存在するき裂の応力拡大係数は、北川ら⁽²⁵⁾や Newman⁽²⁶⁾により求められている。解析結果によれば切欠きの効果は切欠き底近傍に限られ、その後は切欠きも含めたき裂長さで評価した中央き裂平板の解に近くなるという結果が得られている。よって切欠き底の微小き裂の挙動に重点が置かれ、二次元の簡便評価式が中井ら⁽²⁷⁾により、3次元の簡便評価式が村上ら⁽²⁸⁾により提案されている。

熱応力場も含めた2次元非均一応力場における応力拡大係数の算出法が、Eshelby⁽²⁹⁾、Bueckner⁽³⁰⁾、Tada-Paris⁽³¹⁾より提案されている。サーマルストライピング下のき裂進展評価においてもこれらの手法が採用され、Lloy & Wood⁽¹⁾や Miller⁽²⁾は Eshelby の式、Gruter⁽³⁾は Bueckner の式を用いている。

矢川ら⁽³²⁾表面き裂を有する板の熱衝撃問題に重み関数法を適用し、板厚方向に2次元多項式で近似される熱応力場の応力拡大係数を解析している。一方、3次元任意分布力に対する表面き裂前縁に沿う応力拡大係数の平均値を効率よく求める影響関数法が Besuner⁽³³⁾により提案され、白鳥ら⁽³⁴⁾はさらに表面き裂前縁に沿う応力拡大係数の分布を求めるように発展させた。

これらの手法はいずれも汎用性が高く、き裂のない構造材の応力分布を有限要素法で求めることにより、効率的に応力拡大係数を求めることができる。しかし、各手法の比較や精度に関しては十分な検証が行われておらず、塑性の影響についても検討がなされていないことから、サーマルストライピング評価への適用に際しては注意が必要である。

4.1.4 ランダム荷重下のき裂進展挙動

サーマルストライピングを受ける構造体の温度変動はその支配的な周波数が 1/10～1Hz のオーダーのランダム事象であり、正確なき裂進展評価を行うためにはランダム荷重の適正な取り扱いに配慮が必要である。

ランダム荷重の最も簡便な取り扱いとして、変動を包絡するある一定の応力変動を仮

定し一義的に疲労き裂進展挙動を予測する方法がある。例えば、Lloyd⁽¹⁾らは応力分布を2次曲線で近似しており、また、Gruter⁽³⁾らは周波数依存性を有する指数曲線を用いて評価を行っている。これらの方法は、ランダム変動の包絡に伴い、実際の現象に対して保守的な評価を与える可能性が高いが、パラメトリックな解析による安全裕度の把握が容易であり、また一定温度変動下でき裂進展試験との比較により、手法の妥当性の検証ができるといった有利さを持っている。

累積疲労損傷によるランダム荷重の評価に関しては、数多くの研究成果が出されている^{(35), (36)~(43)}。

これらはランダム荷重の時間的推移をレインフロー法等の手法を用いて計測し、マイナー則・修正マイナー則・Corten-Dolan 法等の累積疲労損傷則に従って疲労損傷値を求めるものである。しかし、これらの手法はいずれも疲労損傷値を評価の唯一の尺度としており、き裂進展の時間的な推移を捉えることはできない。また、累積損傷値がき裂進展評価のための有効なクライテリオンとなり得るかどうかについても否定的な見解が出されている⁽¹⁰⁾。Pradel は、サーマルストライピングを対象とした損傷評価用の寿命曲線を提案しているが、その具体的な形を決定するのは困難であると考えられる。

Clayton ら⁽⁴⁴⁾は表面温度の変動を離散化し、各温度パルスによるひずみ変動を重ね合わせるにより構造物表面のひずみ履歴を求める方法（コンボリューション法）を開発した。

同手法によって得られるひずみ履歴をもとにき裂進展評価を行うことも考えられるが、ランダムな事象を実時間レベルで取り扱う必要があり、現実的には非常に困難である。

ランダム荷重の特性を何らかの確率事象にモデル化することにより、確率論的なアプローチでき裂進展を取り扱う手法もいくつか提案されている。鶴井ら⁽⁴⁵⁾は定状不規則荷重下における疲労き裂進展挙動を確率論的に考察し、任意の時刻におけるき裂長さ分布・残存寿命分布を算出した。また、Sobczyk⁽⁴⁶⁾はランダム荷重下での疲労き裂進展の統計的なモデルについて記述し、非線形微分方程式の数値解法によりき裂長さの確率分布を求めている。Miller⁽²⁾は温度変動のパワースペクトル密度から応力拡大係数分布の応答を計算し、き裂進展を評価する汎用的な手法を提案している。ただし、こういった手法に共通して、確率事象のモデル化の過程で入ってくる安全裕度を定量的に掴むことは難しいという点に留意する必要がある。

また、例えば不規則変動を定状ガウス分布で置き換える場合、実事象に即して（すなわち変動の最大幅に応じて）その分布の裾野を切り捨てるといったことも評価の保守性を軽減する上で有効であるといった指摘もある。

4.1.5 微小き裂の進展挙動

サーマルストライピングを受ける構造材では、熱衝撃により多少の微小き裂が発生し、これらのき裂の進展挙動を評価する必要がある。微小疲労き裂の進展挙動については、田中が文献⁽⁴⁷⁾で総説としてまとめてあり、長いき裂と挙動の異なる理由として、き裂長さが結晶粒径のような材料の微視組織寸法程度では均質材を想定した連続体力学が適用できなくなること、ならびにき裂開閉口挙動の差異を挙げている。そして微小疲労き裂の進展挙動の特徴として、き裂長さが短い間は長いき裂の $da/dN-\Delta K$ 関係で予測されるよりも速い速度で進展し、しだいに長いき裂の進展速度に一致すること、ならびに長いき裂の下限界値 ΔK_{th} 以下でもき裂が進展し ΔK_{th} の値はき裂長さに依存することを挙げている。

微小き裂の進展速度が長いき裂の $da/dN-\Delta K$ 関係に一致するようになるき裂長さとして Taylor らは⁽⁴⁸⁾結晶粒径の数倍、Lankford⁽⁴⁹⁾は塑性域寸法が結晶粒径に等しくなるき裂長さなどを提案しているが、未だ不明確である。そこで微小き裂の評価法として、Haddad ら⁽⁵⁰⁾はき裂進展の下限界値 ΔK_{th} と疲労限応力範囲 $\Delta \sigma_w$ より求まる有効き裂長さ a_0 の導入を提案している。しかし、サーマルストライピングの評価対象となる高温のオーステナイト系ステンレス鋼では疲労限応力が定義できず Haddad らの手法は適用できない。

中井、田中は⁽⁵¹⁾⁽⁵²⁾、微小き裂の進展挙動にき裂開閉口が本質的に重要な役割を果たしていることを指摘し、有効応力拡大係数範囲 ΔK_{eff} により微小疲労き裂進展が支配されることを実験的に示すと共に、 ΔK_{eff} の簡便評価法を提案している。

いずれの手法においても下限界応力拡大係数範囲 ΔK_{th} を用いた評価を採用している。しかし、 ΔK_{th} は荷重履歴や実験方法に依存することが知られており、材料物性値としては確立されていない。

よって設計的な観点から、サーマルストライピング下のき裂進展評価においては、微小き裂の効果が問題とならない初期き裂長さを想定し、微小き裂の間の進展期間は安全裕度として取り、疲労き裂の下限界値 ΔK_{th} は存在しないものとして、評価を実施するのが現実的と考えられる。

4.1.6 複数き裂の進展挙動

サーマルストライピングのような熱衝撃荷重を受ける場合には、構造物表面に多数の表面き裂を生じる。

一直線上に並んだ有限個のき裂の相互干渉については、2次元問題が石田⁽⁵³⁾や Irwin⁽⁵⁴⁾, Tada⁽⁵⁵⁾らによる解があり、いずれも相互干渉により単一き裂の場合よりも応力拡大係数が低下する結果を示している。一直線上に並んだ複数個の表面き裂の相互干渉の取り扱いとして ASME Sec.XI⁽⁵⁶⁾ではき裂深さの2倍まで接近した場合に合体した単一欠陥とみなし、干渉効果もこの合体した単一欠陥とみなし、干渉効果もこの合体判定基準の中に入れていた。しかし、飯田ら⁽⁵⁷⁾、新井ら⁽⁵⁸⁾の実験結果によれば、き裂進展寿命に及ぼす干渉効果は小さく Sec. XI の合体判定基準は安全裕度が大きすぎることが明らかにされている。柴田らも一連の実験結果^{(59)~(61)}から、複数表面き裂の相互作用は認められるものの疲労き裂進展寿命に及ぼす影響は小さいことを確認し、これらの知見をもとにした複数表面欠陥からの疲労き裂進展挙動評価法を提案している。

平行き裂の相互干渉については、一様引張を受ける2次元き裂に対する解が、石田⁽⁶²⁾や Yokobori ら⁽⁶³⁾により求められている。これらの数値解によれば、隣接き裂の距離が近ければ近いほど、またき裂の数が多ければ多いほど相互干渉が大きく、いずれの場合でも単一き裂の応力拡大係数よりも低下する結果となっている。

以上のことから、疲労き裂進展挙動に及ぼす複数き裂の相互干渉の影響として、一直線上に並んだ相互作用は小さく、平行き裂の相互干渉を考慮した場合には長寿命側の評価になると考えられる。

Lloyd & Wood⁽¹⁾のサーマルストライピング評価においても平行き裂の相互干渉を考慮しており、Tomkins⁽⁶⁴⁾の手法を用いて隣接き裂の開口による熱ひずみの解放を評価している。

複数き裂の相互干渉を考慮することにより、より短いき裂長さで停留するという結果が得られ、合理的な評価となっている。

参 考 文 献

- (1) G. J. Lloyd and D.S. Wood, "Fatigue Crack Initiation and Propagation as a Consequence of Thermal Striping, "Int. J. Pres. Pres. Ves. & Piping. Vol. 8, No.4,(1980) pp.225.
- (2) A. G. Miller, "Crack Propagation due to Random Thermal Fluctuation ; Effect of Temporal Incoherence. "Int. J. Pres. Ves. & Piping, Vol.8(1980), pp. 15.
- (3) L. Gruter and W. Huget, "Fatigue Crack Behavior under Thermal Stresses," Int. J.Pres. Ves. & Piping, Vol.10 (1982), pp.335.
- (4) E. W. Smith and K. J. Pascoe, "The Behavior of Fatigue Cracks Subject to Applied Bi-axial Stress ; a Review of Experimental Evidence, "Fatigue Eng. Mat. & Strct., Vol.6, No.3, pp. 201.
- (5) 結城、北川、東郷、田辺、"疲労き裂に及ぼす応力二軸性の影響"
材料、Vol. 33, No.373 (1984), pp. 1271.
- (6) 結城、北川、東郷、田辺、
"疲労き裂成長特性に及ぼす応力二軸性の影響とその影響因子"
機論(A)、Vol. 51, No.469 (1985), pp. 2057.
- (7) M. W. Brown and K. J. Miller, Proceedings, Institution of Mechanical Engineers, Vol. 187, 65/73 (1973), pp.745.
- (8) D.S. Griffin et al., "Validation of Inelastic Analysis by Full Scale Component Testing, "Trans. ASME J. Pres. Ves. Tech., Vol.109(1987), pp.42.
- (9) D. J. Marsch and D. W. Charlesworth, "The Determination and Interpretation of Thermally Promoted Crack Initiation and Its Correlation with Corrected Uni-axial Design Data," Multi-axial Fatigue (1982), pp.700.
- (10) ASME Boiler and Pressure Vessel Code, Code Case N-47, ASME (1979).
- (11) P. Marshall and C. R. Brinkman, "The Striping Resistance of Three Candidate Alloys for Above-Core Service in LMFBRs, "Nucl. Energy, Vol.20, No.3 (1981), pp.257.
- (12) N. M. Irvine, "Experimental Investigation of Fatigue Crack Initiation in Type316 Steel Caused by Thermal Striping, "ASME Pres. Ves. & Piping Conference, Vol.98 (1985), pp.105.
- (13) A. G. Miller, "Equivalent Strain Range Due to Random Thermal Fluctuations; Effect of Spatial Incoherence, "Int. J. Pres. Ves. & Piping, Vol.8(1989), pp.105.

- (14) 大谷 他、“304 ステンレス鋼の高温低サイクル疲労き裂伝播”、
日本機械学会論文集 A,48-435 (1982), pp. 1378~1390
- (15) 大谷、久保 他、 日本機械学会論文集 A,50-454(1984), p. 1218
- (16) K. Kitagawa, T. Shimakawa et. Al., “A Creep-Fatigue Crack Propagation Study of Type 304 Stainless Steel”.
- (17) S. Aoki, K. Kishimoto and M. Sakata, “Energy Release Rate in Elastic-Plastic Fracture Problem”, ASME J. of App. Mech., 48 (1981), p.825.
- (18) 矢川 他、 機械学会講演論文集, No.820-11 (昭 57), p. 86
- (19) 菊池 他、 材料力学新方式講演会講演前刷集, (昭 59), p. 381
- (20) M. Kikuchi, H. Miyamoto, “Evaluation of the J-integral of a Crack in a Pressure Vessel under Thermal Transient Loading”, Trans. ASME J. of Pres. Tech., 108 (1986), pp.312-319.
- (21) R. D. Cheverton, et. al.,
NUREG/CR-0107, ORNL/NUREG-40
- (22) M. Okazaki and T. Koizumi, “Crack Propagation of Steels during Low Cycle Thermal-Mechanical and Isothermal Fatigue at Elevated Temperatures”, Meta. Trans., 14A (1983), pp. 1641-1648.
- (23) 岡本、清水、“ステンレス鋼の熱衝撃疲労におけるき裂発生と伝ば”、
日本機械学会論文集 A, 52-475(昭 61), pp.672-676
- (24) H. F. Nied, “Thermal Shock in an Edge-Cracked Plate Subjected to Uniform Surface Heating”, Engng. Frac. Mech., 26(1987), pp.239-246
- (25) H. Kitagawa and R. Yuuki, “Analysis of the Non-Linear Shaped Cracks in a Finite Plate by the Conformal Mapping Method”, Trans. JSME, 43-376 (1977), pp.4354-4362
- (26) J. C. Newman, Jr., “An Improved Method of Collocation for the Stress Analysis of Cracked plates with Plates with Various Shaped Boundaries”, NASA Report TN D-6376(1971)
- (27) 中井 他、 日本機械学会論文集 A、 50-460 (昭 59), p.2017
- (28) 村上 他、“応力集中部における微小表面き裂の応力拡大係数”、
材料、 35-396(昭 61), pp.998-1003
- (29) J. D. Eshelby, “fracture Toughness; Theory and Practice”, Univ. of Sheffield (1968), C4.

- (30) H. F. Bueckner, "Field Singularities and Related Integral Expressions," *Mechanics of Fracture, Vol.1, Method of Analysis and Solutions of Crack Problems (1973)*, pp.239.
- (31) H. Tada, et. al., "The Stress Analysis of Cracks Handbook", DEL Research Corporation(1973)
- (32) 矢川 他、日本機械学会論文集 A, 45-395 (昭 54), p. 734
- (33) P. M. Besuner, ASTM STP 590 (1976), p.403
- (34) 白鳥、三好 他、"任意分布力を受ける表面き裂の応力拡大係数の解析"、
日本機械学会論文集 A、51-467 (昭 60), pp.8128-1835
- (35) たとえば、P. H. Wirsching and A. M. Shehata, "Fatigue under Wide Band Random Stresses Using Rain-Flow Method," *Trans. ASME J. of Eng. Mats. & Tech., Vol.99 No.3 (1977)*, pp.205.
- (36) Y. S. Shin, "prediction of Random High-Cycle Fatigue Life of LWR Components," *Trans. ASME J. of Eng. Mat. & Tech., Vol. 102 (1980)*, pp.378.
- (37) F. Kozin and J. L. Bogdanoff, "On Life Behavior Under Spectrum Loading," *Eng. Frac. Mech., Vol. 18, No.2 (1983)*, pp.271.
- (38) 八木 他、"ランダム荷重下の応力ひずみ関係と累積被害との相関について"、
造船学会論文集、Vol.154 (1983), pp.425
- (39) D. Kujawski and F. Ellyin, "A Cumulative Damage Theory for Fatigue Crack Initiation and Propagation," *Int. J. Fatigue, Vol. 6, No.2(1984)*, pp.83.
- (40) 二瓶 他、"疲労損傷パラメータを用いた寿命予測、"
造船学会論文集、Vol. 156 (1984), pp.469.
- (41) H. H. H. Leipholz, "Lifetime Prediction for Metallic Specimens Subjected to Loading with Varying Intensity," *Comput. & Struct., Vol.20, No.1 (1985)*, pp.239.
- (42) 豊田 他、"変動ひずみ条件下におけるタービンロータ材の高温疲労特性とその評価法"、*材料、Vol.34, No.377(1985)*, pp.208.
- (43) S.E.Stanzl et. al., "lifetime Measurements for Random Loading in the Very High Cycle Fatigue Range," *Int. J. Fatigue, Vol.18, No4(1986)*, pp.195.
- (44) A. M. Clayton and N. Irvine, "Structural Assessment Techniques for Thermal Striping." *ASME Pres. Ves. & Piping Conference. Vol.98 (1985)*, pp. 147.
- (45) 鶴井 他 "定常不規則荷重に対する疲労き裂進展分布の理論的考察"
日本機械学会論文集 A、Vol.51, No.461(1985), pp.31.

- (46) K. Sobczyk, "Modeling of Random Fatigue Crack Growth," Eng. Frac. Mech., Vol.24, No.4(1986), pp.609.
- (47) 田中、 "微小疲労き裂の伝ば"、材料 33-371 (昭 59), PP.961-972
- (48) D. Taylor and J. F. Knott,
Fatigue Engng. Mat. Struct., 4(1981), p.147
- (49) J. Lankford,
Fatigue Engng. Mat. Struct., 5(1982), p.233
- (50) M. H. El Haddad, et.al., "Fatigue Crack Propagation of Short Crack", Trans. ASME J. Engng Mat. Tech., 101 (1972), pp.42-46
- (51) K. Tanaka, et. al., Int. J. Fract., 17-5(1981), p.519
- (52) 中井 他、 "短い疲労き裂の伝ば速度評価法"、
日本機械学会論文集 A, 53-487 (昭 62), pp387-392
- (53) 石田, 日本機械学会講演論文集、No760-1(1976), pp.25-36.
- (54) G. R. Irwin, J. Appl. Mech., 24-3(1957), pp.361-364
- (55) H. Tada Engng Frac, Mach., 2(1970), pp.177-180
- (56) ASME Boiler and Pressure Vessel Code Sec. XI (1986 ed.)
- (57) 飯田 他、造船学会論文集、 148(1980), p.284
- (58) 新井 他、 日本機械学会論文集 A, 19-437 (昭 58), P.29
- (59) 柴田 他、"複数表面欠陥からの疲労き裂伝ば挙動評価法(I)"、
日本原子力学会誌、27-3(1985), pp.250-262
- (60) 柴田 他、"複数表面欠陥からの疲労き裂伝ば挙動評価法(II)"、
日本原子力学会誌、28-3(1986), pp.258-265
- (61) 柴田 他、"複数表面欠陥からの疲労き裂伝ば挙動評価法(III)"、
日本原子力学会誌、28-11(1986), pp.1056-1065
- (62) 石田, 日本機械学会論文集 A, 35-277(1969), pp.1815-1822.
- (63) A. Kamei and T. Yokobori,
Reports of the Research Institute for Strength and Fracture of Metals, Tohoku Univ.,
10-2(1974), pp.29-93
- (64) B. Tomkins, "The Interpretation of Elevated Temperature Fatigue Data", Soc. Of
Env. Eng. Fatigue Testing & Design Conf., 17 (1976)

4.2 感度解析

2.3 章では、サーマルストライピングを考慮した設計上の課題について整理した。

本章では、これらの課題の中でき裂進展に及ぼす影響因子として次の3つの因子について感度解析を行い、き裂進展評価法の検討を行った。

① 平均応力（残留応力）の効果

サーマルストライピング現象の対象となる部位は、UIS 下部、炉壁冷却構造、コールドトラップティー、DHX 下部など比較的構造上複雑な部位であるため、溶接を用いた製造となり、き裂進展においてこの溶接による残留応力を考慮する必要がある。

② 一次応力の効果

上記部位においては一定の運転圧力が加わるため、この圧力による一次応力も考慮する必要がある。

③ スペクトルの効果

サーマルストライピング現象は冷却材の流動によるものであり、流速、流体温度等により様々に変化するが、周波数分析によりパワースペクトルとして現せることができるため、この影響についても考慮する必要がある。

感度解析に使用した解析コードは川崎重工業開発のサーマルストライピングき裂進展評価プログラム「THERST1」である。本研究では、平均応力（残留応力）及び一次応力が考慮できるように一部修正したものを使用した。「THERST1」は、一定温度変動下のき裂進展評価プログラムであり、サーマルストライピングに対して提案されている各種の評価式を組込んでいる。Lloyd 式・Gruter 式・修正 Gruter 式のような熱応力を直接求め応力拡大係数まで算出することができる方法や、伝熱工学資料の式や Miller の式から温度応答を求め、温度応答から熱応力応答を算出し、この熱応力応答に対して Eshelby の式、Bueckner の式、Tada-Paris の式、Miller の式を用いて応力拡大係数を求める方法が組込まれている。

これらの評価方法の妥当性に関しては、有限要素解析による検証を実施し、伝熱工学資料の式で温度応答を求め、Eshelby の式で応力拡大係数を求める方法が完全変位制御条件下では最も精度の良い解を与えることが明らかとなっている。以下の検討においては、「THERST1」の中で、伝熱工学資料→Eshelby のアルゴリズムを用いた。

4.2.1 平均応力の効果

i) き裂進展評価式のサーベイ

残留応力は、疲労き裂進展に対して平均応力として作用する。疲労き裂進展における平均応力効果は、応力比 R を用いて記述され、以下の式が提案されている。

$$\frac{da}{dN} = \frac{C}{1-R} \Delta K^m \text{-----Tall の式}^{(1)}$$

- $\frac{da}{dN} = C \{(a + b \cdot R) \Delta K\}^m$ ----- Elber の式⁽²⁾
 a=0.5、b=0.4、ただし R= -0.1~0.7
- $\frac{da}{dN} = C \{(1 - R)^{n-1} \Delta K\}^m$ ----- Walker の式
- $\frac{da}{dN} = C (\Delta K^m - \Delta K_{th}^m)$ ----- Klensil, Lukas の式⁽³⁾
- $\frac{da}{dN} = \frac{C \Delta K^m}{(1 - R) K_c - \Delta K_{th}}$ ----- Forman の式⁽⁴⁾
- $\frac{da}{dN} = \frac{C (\Delta K^m - \Delta K_{th}^m)}{(1 - R) K_c - \Delta K_{th}}$ ----- Shutz の式⁽⁵⁾
- $\frac{da}{dN} = C (q_0 \cdot \Delta K)^m$ ----- R5 の式⁽⁶⁾

$$q_0 = \left\{ \begin{array}{l} 1 \dots \dots \dots R > 0 \\ 1 + R / 5 \dots \dots 0 > R > -2.5 \\ 0.5 \dots \dots \dots -2.5 > R \end{array} \right\}$$

溶接部の残留応力は、熱応力と同様に変位制御型であることから、残留応力分布を $\sigma_r(x)$ とすると応力拡大係数は Eshelby の式で算出できる。

$$K_r = 2.24 \sqrt{\frac{a}{\pi}} \int_0^a \frac{\sigma_r(x)}{\sqrt{a^2 - x^2}} dx$$

残留応力によって計算される応力拡大係数を K_r とし、サーマルストライピングによる温度変動より計算される応力拡大係数範囲を ΔK_{ts} とすると、応力比 R は次式により求められる。

$$R = \frac{2K_r - \Delta K_{ts}}{2K_r + \Delta K_{ts}}$$

上記疲労き裂進展則の中で、 ΔK_{th} による評価は材料データが十分揃っていないため、評価対象外とした。また、Walker 式の指数 n についても十分な知見が無いため評価対象外とした。従って、Tall 式と Elber 式及び R5 式について平均応力の効果の感度解析を実施する。

ii) 平均応力の想定

平均応力としては、保守的に考慮して以下の3ケースを想定した。

- ①弾完全塑性を仮定した曲げの全断面降伏状態
- ②降伏応力を表面応力とする線形曲げ分布
- ③降伏応力の1/2を表面応力とする線形曲げ分布

iii) 平均応力の感度評価

サーマルストライピング条件としては、フェニックスの条件を参照し選定した。

高温側流体温度	$T_h = 430 \text{ }^\circ\text{C}$
低温側流体温度	$T_l = 340 \text{ }^\circ\text{C}$
温度変動幅	$\Delta T = 90 \text{ }^\circ\text{C}$ (流体温度差)
温度変動周波数	$f = 1.0 \text{ Hz(1 sec)}$
板厚	$t = 7 \text{ mm}$
初期き裂長さ	$a_0 = 0.35 \text{ mm}$
体積比熱	$C_p = 1.036 \times 10^{-6} \text{ kcal/mm}^3$
熱伝導率	$\lambda = 16.74 \text{ kcal/m hr }^\circ\text{C}$
ヤング率	$E = 17300 \text{ kg/mm}^2$
ポアソン比	$\nu = 0.294$
線膨張率	$\alpha = 19.46 \times 10^{-6}$
降伏応力	$\sigma_y = 12.1 \text{ kg/mm}^2$
き裂進展則係数	$c = 1.61 \times 10^{-11}$
き裂進展則指数	$m = 3.632$

図 4.2-1 に応力拡大係数のき裂長さに対する分布図を、図 4.2-2 は平均 (残留) 応力による応力拡大係数のき裂長さに対する分布図を、図 4.2-3 には応力比のき裂長さに対する分布図を示す。図 4.2-4~図 4.2-6 に疲労き裂進展評価式 (Tall の式、Elber の式、R5 の式) 毎のき裂長さとの関係について解析結果を示す。以降の図においても縦軸・横軸はそれぞれ応力拡大係数・応力比とき裂長さの関係、及び、き裂長さとの関係を示す。

Elber の式は適用範囲が明記されており、残留応力が存在する場合は適用範囲内にある。一般的に Elber はき裂開口範囲を小さ目に予測すると言われており、図 4.2-5 においても同様の傾向が認められる。一方、Tall の式は残留応力の影響を大き目に見積っている。また、R5 の式についても Tall の式と同様に大き目に見積っているが、残留応力による影響はき裂長さが 5mm を超えた辺りで若干の変化が見られる程度で、残留応力分布の効果は殆ど認められなかった。

4.2.2 一次応力の効果

i) 評価式

応力拡大係数の簡易評価式を有限要素解析と比較した結果、変位制御型応力の場合には Eshelby の式が、荷重制御型応力の場合には Tada & Paris の式が有効であることが確認されている。そこで、一次応力による応力拡大係数を K_r ・断面分布を $\sigma_p(x)$ 、二次応力による応力拡大係数を ΔK_{ts} ・断面における応力範囲の分布を $\Delta \sigma_s(x)$ とすると、それぞれの応力拡大係数は次式で計算される。

$$\Delta K_{ts} = 2.24 \sqrt{\frac{a}{\pi}} \int_b^a \frac{\Delta \sigma_s(x)}{\sqrt{a^2 - x^2}} dx$$

$$K_r = \frac{2}{\sqrt{\pi a} \left(1 - \frac{a}{h}\right)^{3/2}} \int_b^a \frac{\sigma_p(x) G\left(\frac{x}{a}, \frac{a}{h}\right)}{\sqrt{1 - \left(\frac{x}{a}\right)^2}} dx$$

一次応力の影響を、平均応力効果として考えると応力比 R は次式により求められる。

$$R = \frac{2K_r - \Delta K_{ts}}{2K_r + \Delta K_{ts}}$$

ii) 一次応力の想定

一次応力として、内圧による設計限界が設計応力強さ (S_m) であるため、保守的に

- ① 設計応力強さ S_m の 0.1 倍
- ② 設計応力強さ S_m の 0.5 倍
- ③ 設計応力強さ S_m の 1.0 倍

の 3 ケースを想定した。

ここでは、設計応力強さを $S_m = 10.9 \text{ kg/mm}^2$ とした。

iii) 一次応力の影響

図 4.2-7 に応力拡大係数のき裂長さに対する分布図を、図 4.2-8 に一次応力による応力拡大係数のき裂長さに対する分布図を、また、図 4.2-9 に応力比のき裂長さに対する分布図を示す。図 4.2-10~12 に疲労き裂進展評価式毎のき裂長さにと時間の関係について解析結果を示す。

平均応力 (残留応力) の影響結果と同様に、Elber の式は一次応力の影響を少な目に見積もり、Tall の式及び R5 の式は大き目に見積っている。

Elber の式は適用範囲が明記されており、適用範囲外となる一次応力無し及び 0.1 S_m のケースについては正確なき裂進展を示していない。

一般的に一次応力は常時負荷される応力であり、き裂進展に対しては加速させる作用がある。また、一次応力の大きさに対して比例的にき裂進展は加速される。

このれまでの一次応力の影響検討結果から上記の事は確認された。

4.2.3 パワースペクトルの効果

i) パワースペクトルの考慮の方法

これまでの検討では、ある特定のサーマルストライピング条件下において温度変動が一定であると仮定した場合のき裂進展に対する影響評価であった。しかしながら、実機構造ではこれらの因子は不確定要素が強く、一義的に決めることは困難である。ここでは、温度変動のばらつきをパワースペクトルに置換えてこれらの因子がき裂進展に与える影響を検討した。

パワースペクトルの考慮の方法として、あるき裂長さに対して、その時点で最大となる応力拡大係数が発生する周波数を求め、その応力拡大係数に従って一定量のき裂進展を行う手法を用いた。

ii) パワースペクトルの想定

今回、考慮したサーマルストライピング条件としてのパワースペクトルを表 4.2-1 及び図 4.2-13 に示す。

CASE-A は温度差一定のケースであり、CASE-B は正規分布に従うと仮定した。

表 4.2-1 パワースペクトル

	CASE-A	CASE-B
周波数 (Hz)	温度差 (°C)	温度差 (°C)
0.01	90	7
0.02	90	18
0.04	90	38
0.07	90	58
0.10	90	71
0.20	90	90
0.40	90	91
0.70	90	79
1.00	90	68
2.00	90	42
4.00	90	21
7.00	90	10
10.00	90	6

iii) パワースペクトルの影響

パワースペクトルの影響検討として実施した解析ケースを表 4.2-2 に示す。

表 4.2-2 解析ケース

CASE No.	Power Spectrum		Residual Stress		Primary Stress
	A	B	Gross Yield	Sy Bending	1.0Sm
0	—	—	—	—	—
A-1	○	—	—	—	—
A-2	○	—	○	—	—
A-3	○	—	—	○	—
A-4	○	—	—	—	○
A-5	○	—	○	—	○
A-6	○	—	—	○	○
B-1	—	○	—	—	—
B-2	—	○	○	—	—
B-3	—	○	—	○	—
B-4	—	○	—	—	○
B-5	—	○	○	—	○
B-6	—	○	—	○	○

図 4.2-14 はあるき裂長さにおける応力拡大係数が最大となる周波数をき裂長さに対する分布図を示す。図 4.2-15～図 4.2-20 に応力拡大係数と応力比のき裂長さに対する分布図を示す。図 4.2-15,16 はパワースペクトル+平均（残留）応力の影響を、図 4.2-17,18 にはパワースペクトル+一次応力の影響を、また、図 4.2-19,20 にはパワースペクトル+平均（残留）応力+一次応力の影響について示している。

図 4.2-21～図 4.2-26 は疲労き裂進展評価式に対する荷重組合せ毎の影響について解析結果を示す。図 4.2-27 にはパワースペクトルA+平均（残留）応力（全断面降伏条件）+一次応力（ $1.0 S_m$ ）におけるき裂進展評価結果を示す。

図 4.2-15,17,19 の応力拡大係数の比較で、いずれのケースにおいてもパワースペクトルの影響が現れているのは、き裂長さが 2.3mm を超えた辺りである。また、図 4.2-17 の平均応力（全断面降伏条件）+一次応力の組合せ荷重の比較で、パワースペクトルの違いにより生じる応力拡大係数の差は、最大で $3.7\text{kg/mm}^{2/3}$ である。このパワースペクトルの影響を図 4.2-13 の周波数分布図で検討すると、CASE-A はき裂長さが 2.3mm を超えた辺りで 0.01Hz の低周波数領域となっている。これに対して CASE-B は全き裂長さに対して $0.1\sim 0.4\text{Hz}$ の範囲内にあり、温度差は $70\sim 90^\circ\text{C}$ の範囲である。

これは、き裂長さが 2.3mm を超える辺りから、温度変動が一定であるならばより低周波数側に最大応力拡大係数が発生することを示している。一方、温度変動が周波数により分布を持っている場合は、最大応力拡大係数を発生する条件は限られてくる事を示している。

この影響について示したのが図 4.2-27 である。パワースペクトル CASE-A,B における応力拡大係数の差は最大で $3.7\text{kg/mm}^{2/3}$ と小さいにもかかわらず、き裂長さが

2.3mm を超えた辺りで、き裂進展に大きな違いが現れている。パワースペクトル CASE-A はき裂長さが 2.3mm を超える辺りで、一旦、き裂進展速度は低下するが、CASE-B においてはき裂進展速度が低下することなく進展している。言い換えるとき裂長さが 2.3mm を超える辺りから、CASE-A は 0.01Hz の低周波数領域で、CASE-B は 0.1~0.4Hz の周波数領域でき裂は進展している。これを横軸に時間を単位としたき裂進展速度で比較すると 10~40 倍の差となり、き裂進展に大きな影響を与えていることがいえる。

疲労き裂進展評価式の違いによる影響は、(1)、(2)の検討結果と同様に、Elber の式は Tall の式、及び R5 の式に比べ、平均応力及び一次応力を低めの見積った結果となっている。

4.2.4 まとめ

サーマルストライピング条件下における疲労き裂進展に影響を及ぼす因子として、平均（残留）応力と一次応力及びパワースペクトルが考えられる。ここでは、これらの因子が疲労き裂進展に及ぼす影響について感度解析を実施した。

その結果以下の結論を得ることができた。

① 平均応力の評価式

溶接による残留（平均）応力は、変位制御型の応力となるため、応力の評価式は Eshelby の式が有効である。

② 一次応力の評価式

内圧等による応力は、荷重制御型応力となり、応力の評価式は Tada & Paris の式が有効である。

③ パワースペクトル

実機構造では冷却材の流動によるサーマルストライピング現象であり、周波数及び温度変動は一定ではないため、パワースペクトルによる評価が必要である。

④ 疲労き裂進展評価式

平均応力・一次応力を考慮した疲労き裂進展評価式として Tall の式、Elber の式、及び R5 の式が有効である。

⑤ 疲労き裂進展評価式に及ぼす平均応力・一次応力の影響

Tall の式及び R5 の式は平均応力・一次応力の影響を大き目に見積もるが、Elber の式は影響を少な目に見積もる。また、Elber の式は適用範囲が有り、平均応力・一次応力の影響が小さい場合は正確に評価することができない。

⑥ パワースペクトルの影響

パワースペクトルの違いによるき裂長さに対する応力拡大係数の変化は小さいが、最大応力拡大係数を発生させる周波数が異なる。このため、この周波数でき裂進展速度を評価すると、横軸に時間を単位とした比較において、き裂進展速度が大きく異なる結果を得た。

今回の感度解析では、一定温度変動下のき裂進展評価プログラム「THERST 1」を基にして、平均応力・一次応力を考慮できるように一部修正して使用した。また、パワースペクトルの影響検討方法として、あるき裂長さに対してその時点における最大応力拡大係数が発生する周波数を求め、この周波数により一定量のき裂進展を行う手法を採用した。

その結果、上記①～⑥の成果を得ることができたが、き裂伝播の評価において横軸に時間を単位とした場合、パワースペクトルは重要な影響因子の一つであると考えられる。従って、このパワースペクトルの影響を如何に評価していくのかが今後の課題である。

今回、2 種類のパワースペクトルを想定して感度解析を行ったが、実機ではより複

雑なサーマルストライピング条件であると考えられる。これらを考慮する方法として、パワースペクトル発生頻度を確率分布によって求めることができる。また、応力拡大係数についてもパワースペクトルの概念を取入れた評価も考えられる。

従って、今後これらの概念を取入れ、温度変動及び応力拡大係数のパワースペクトル化、更には、サーマルストライピング条件の発生頻度を確率論的に評価する手法の開発などを行う必要が有ると考えられる。

参考文献

- (1) Tall, L., Fatigue of Welded Structure Conf., (1970)
- (2) Elber, W., ASTM STP-486, p.230, (1970)
- (3) Klensil, M. and Lukas, P., Engng. Fract. Mech. 4, p.77, (1972)
- (4) Forman, F. G. et al., Trans. ASME, D, 89,3,p459, (1967)
- (5) Schtz, W. and Oberparleiter, W., IABG-Bericht B-TF-583, (1976)
- (6) Goodall, I.W., Goodman, A. M., Chell, G. G., Ainsworth, R. A. and Williams, J. A.,
"An Assessment Procedure for the High Temperature Response of Structures", R5
rule Nuclear Electric (1990)

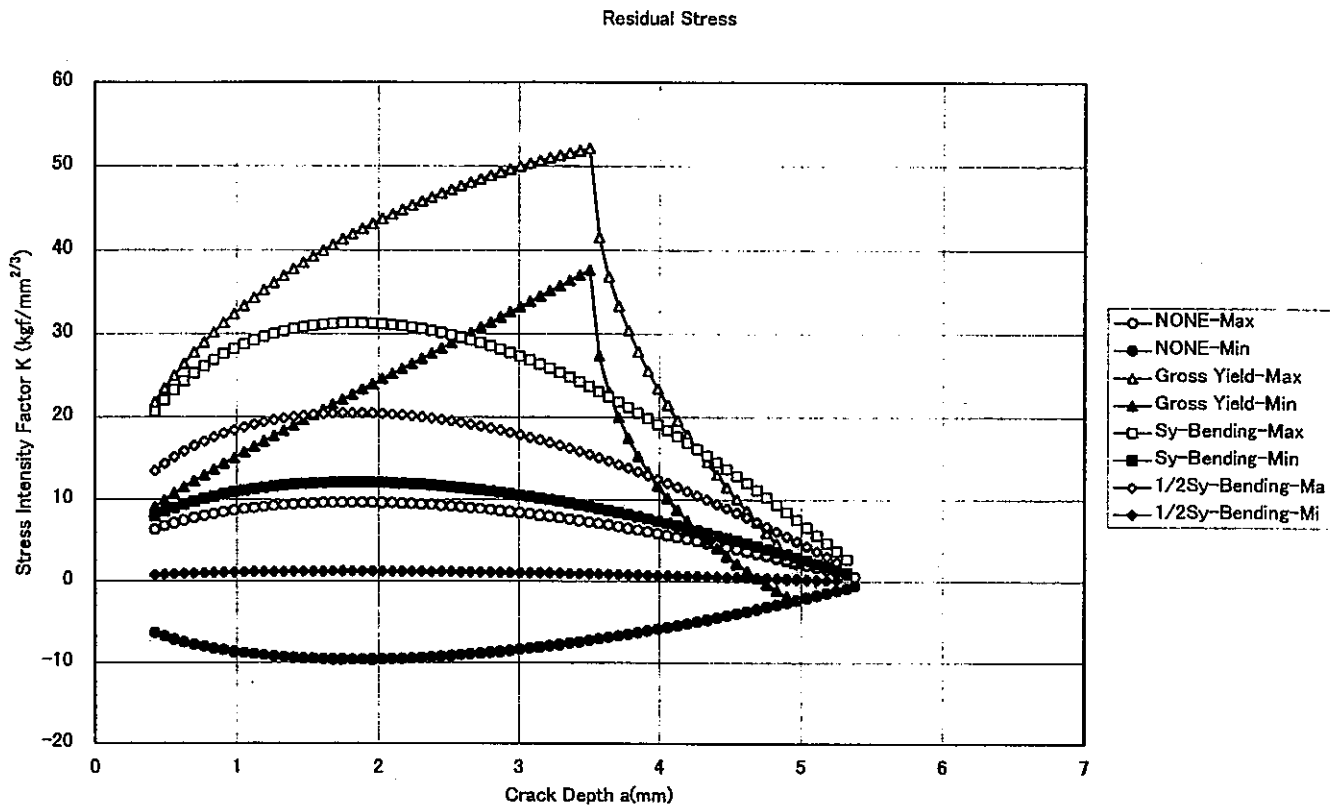


図 4.2-1 残留応力下の応力拡大係数のき裂長さに対する分布図

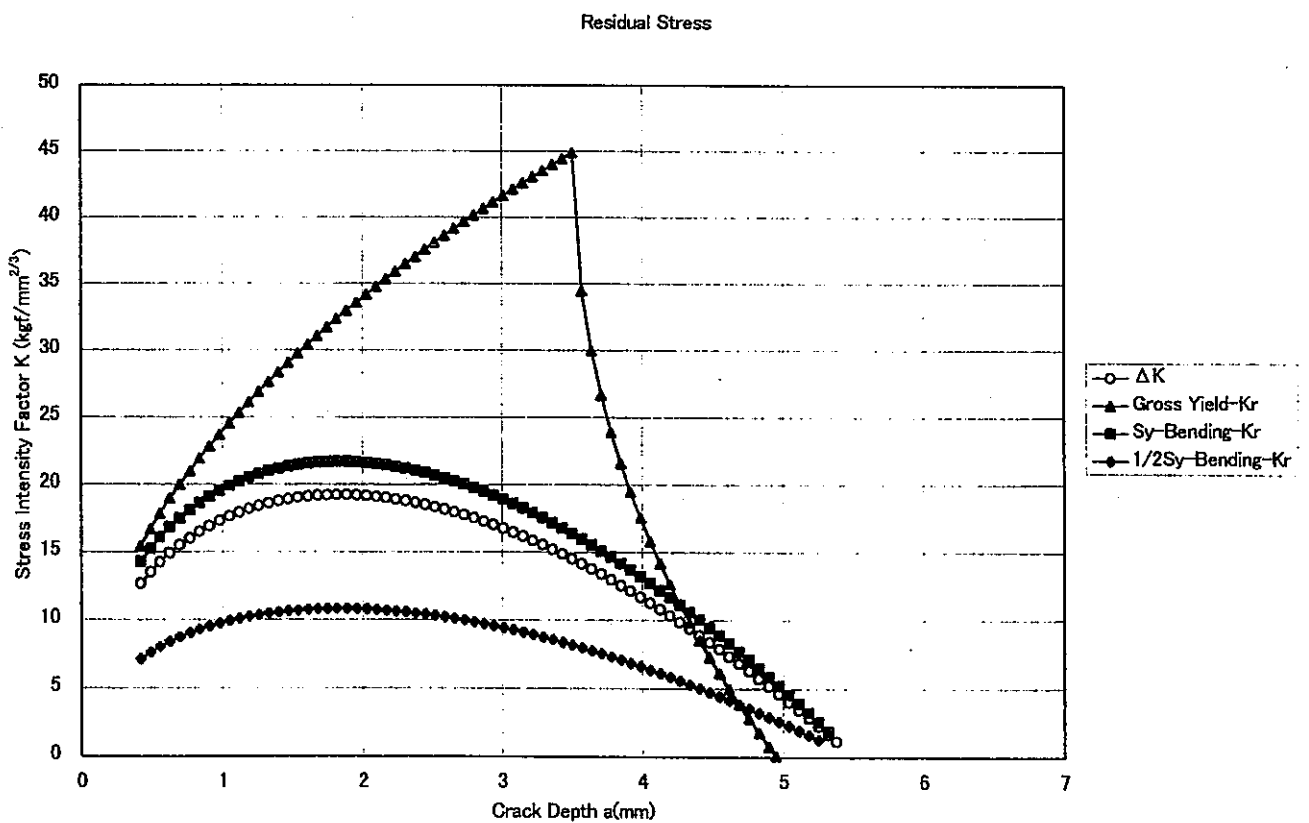


図 4.2-2 残留応力による応力拡大係数のき裂長さに対する分布図

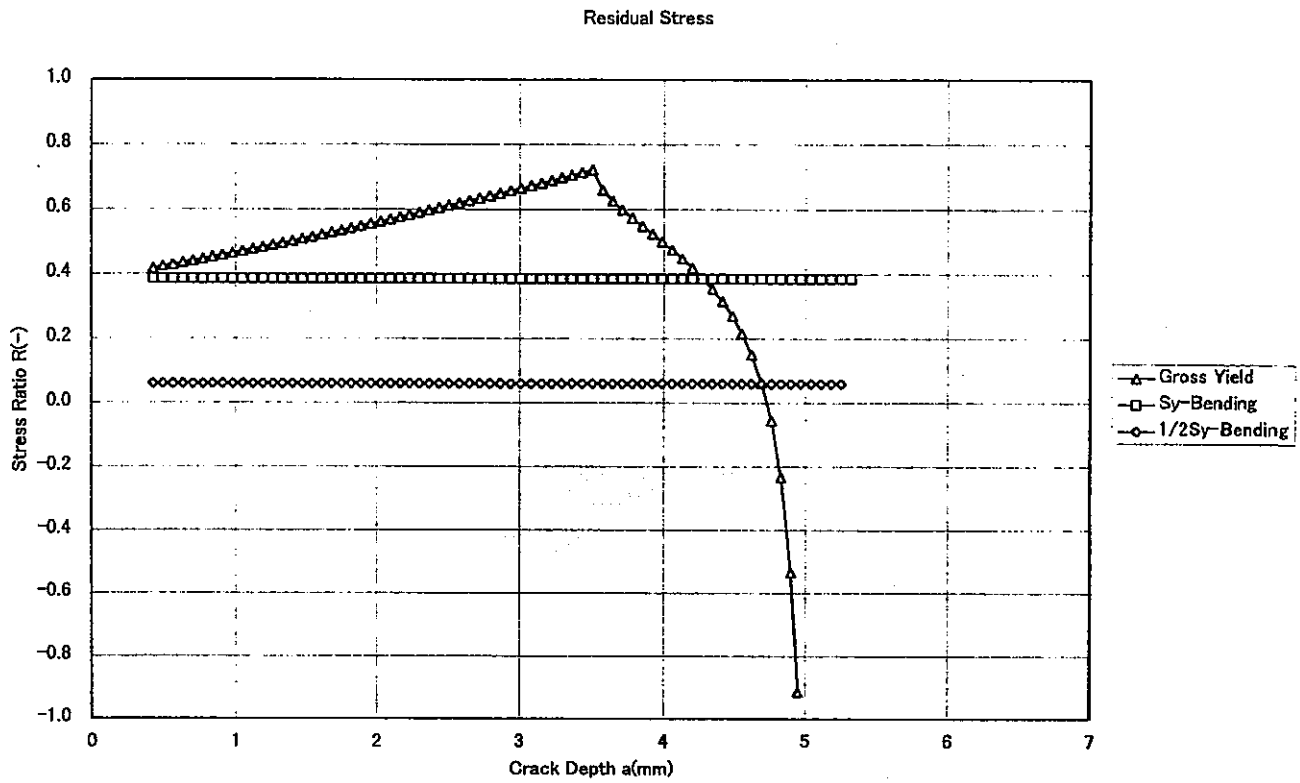


図 4.2-3 残留応力下の応力比のき裂長さに対する分布図

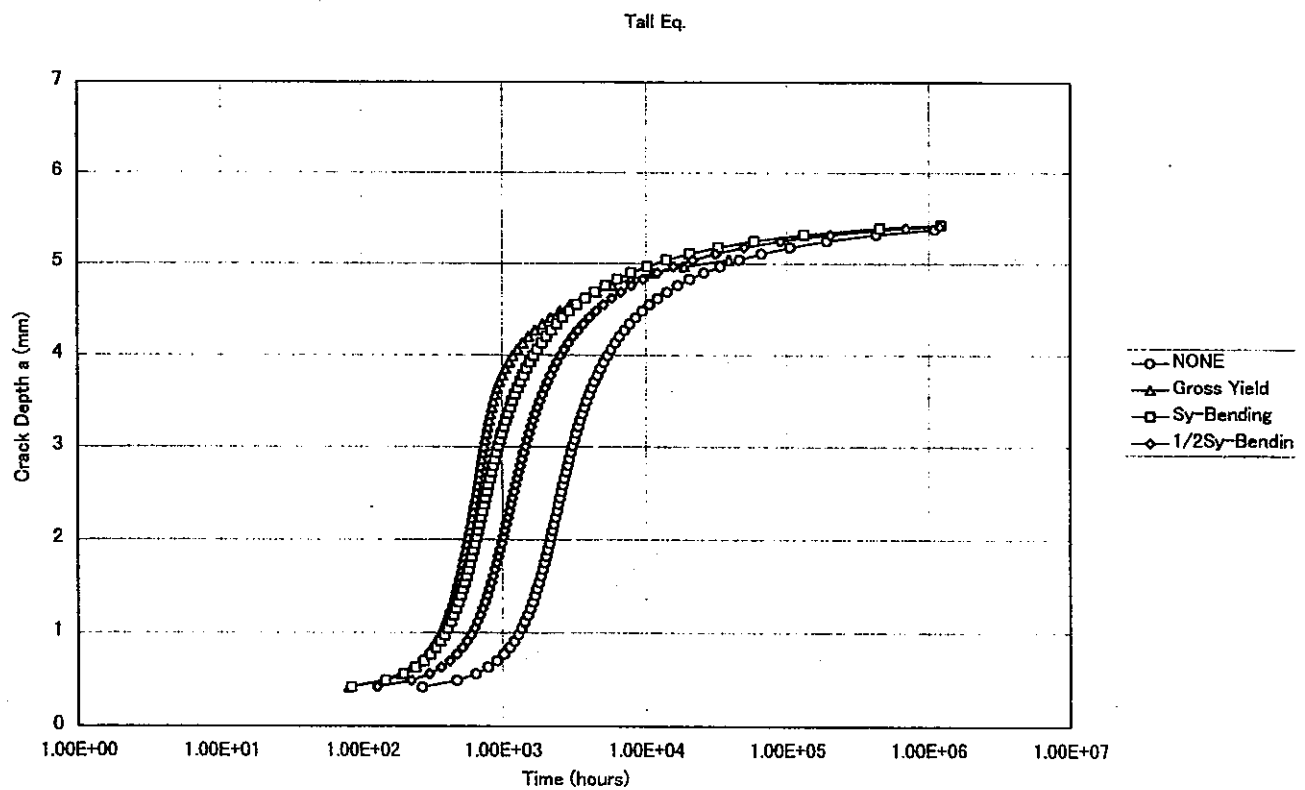


図 4.2-4 き裂進展挙動に及ぼす溶接残留応力の影響(Tall の式)

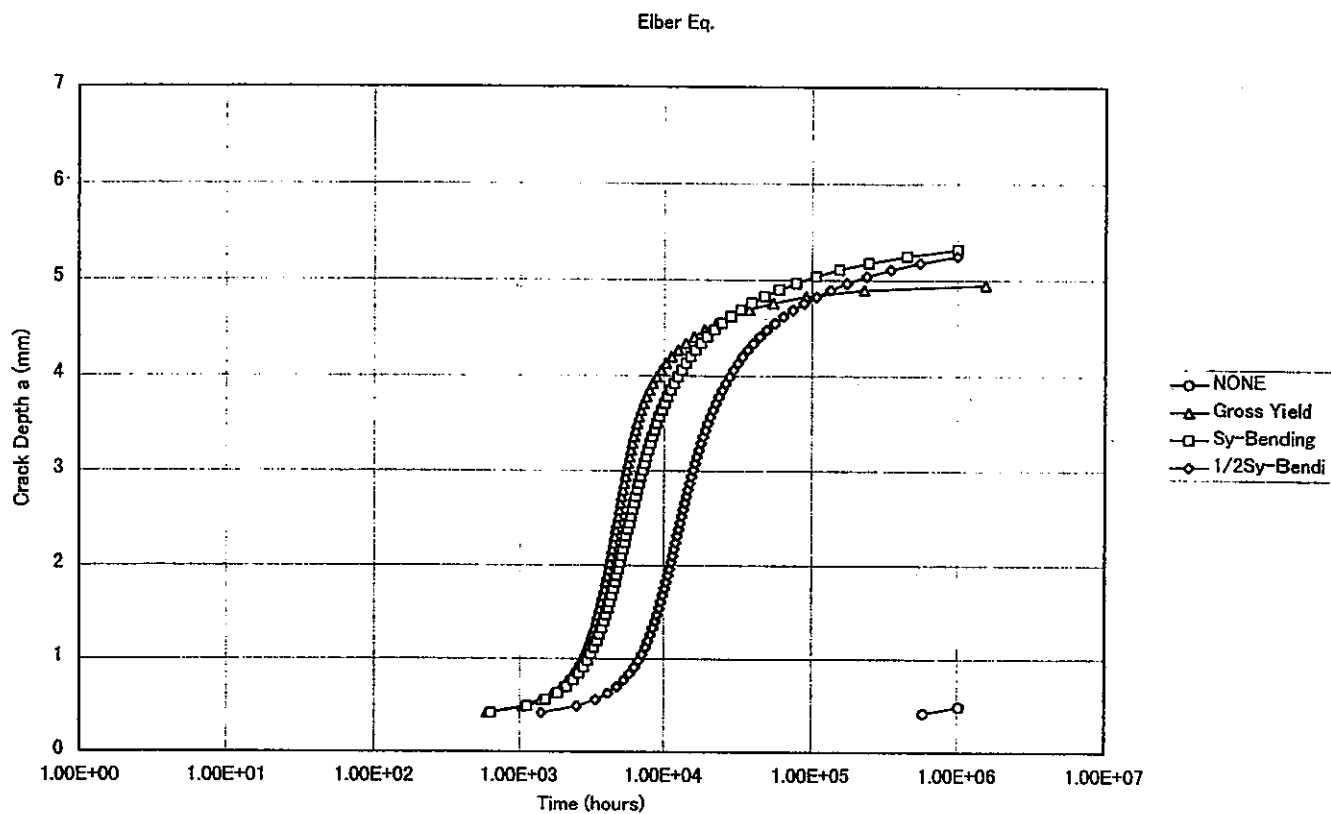


図 4.2-5 き裂進展挙動に及ぼす溶接残留応力の影響(Elber の式)

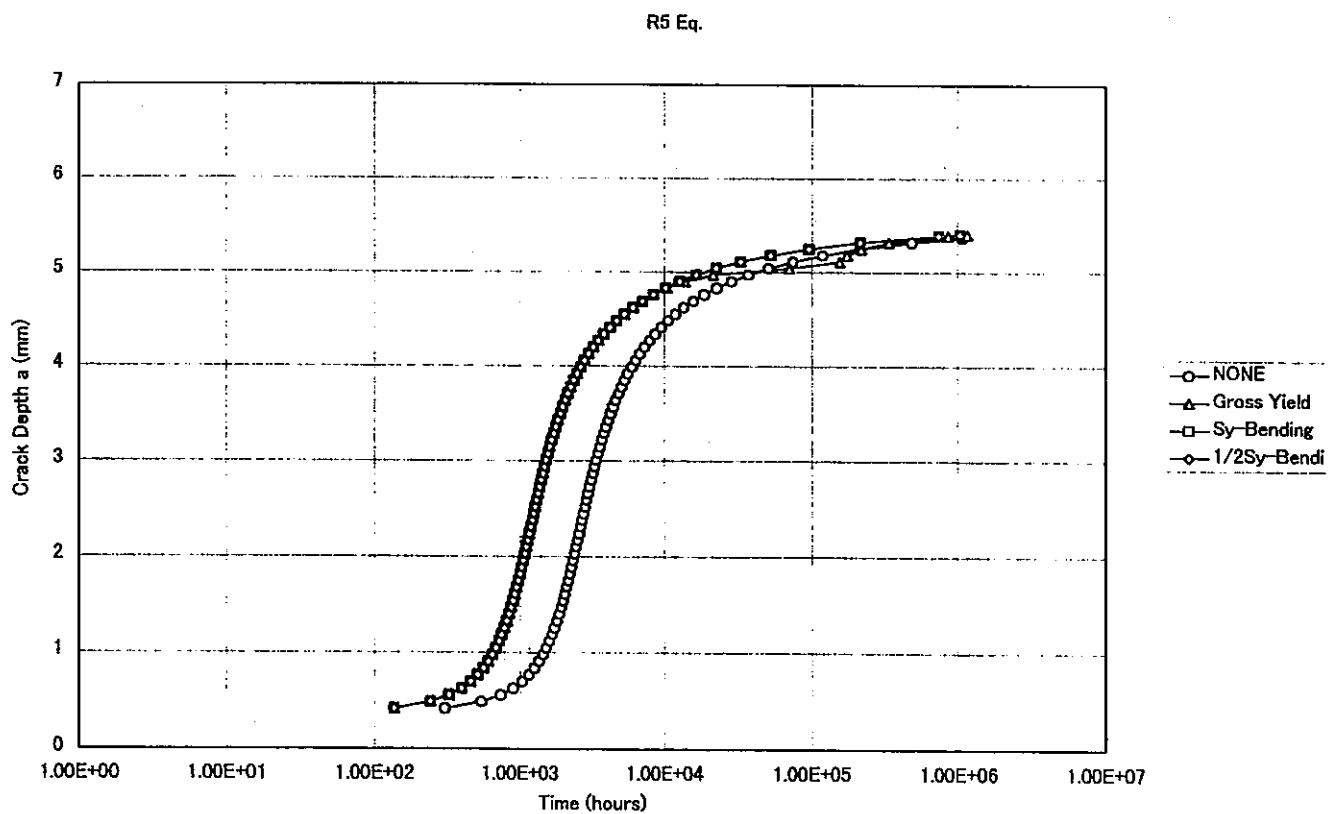


図 4.2-6 き裂進展挙動に及ぼす溶接残留応力の影響(R5 の式)

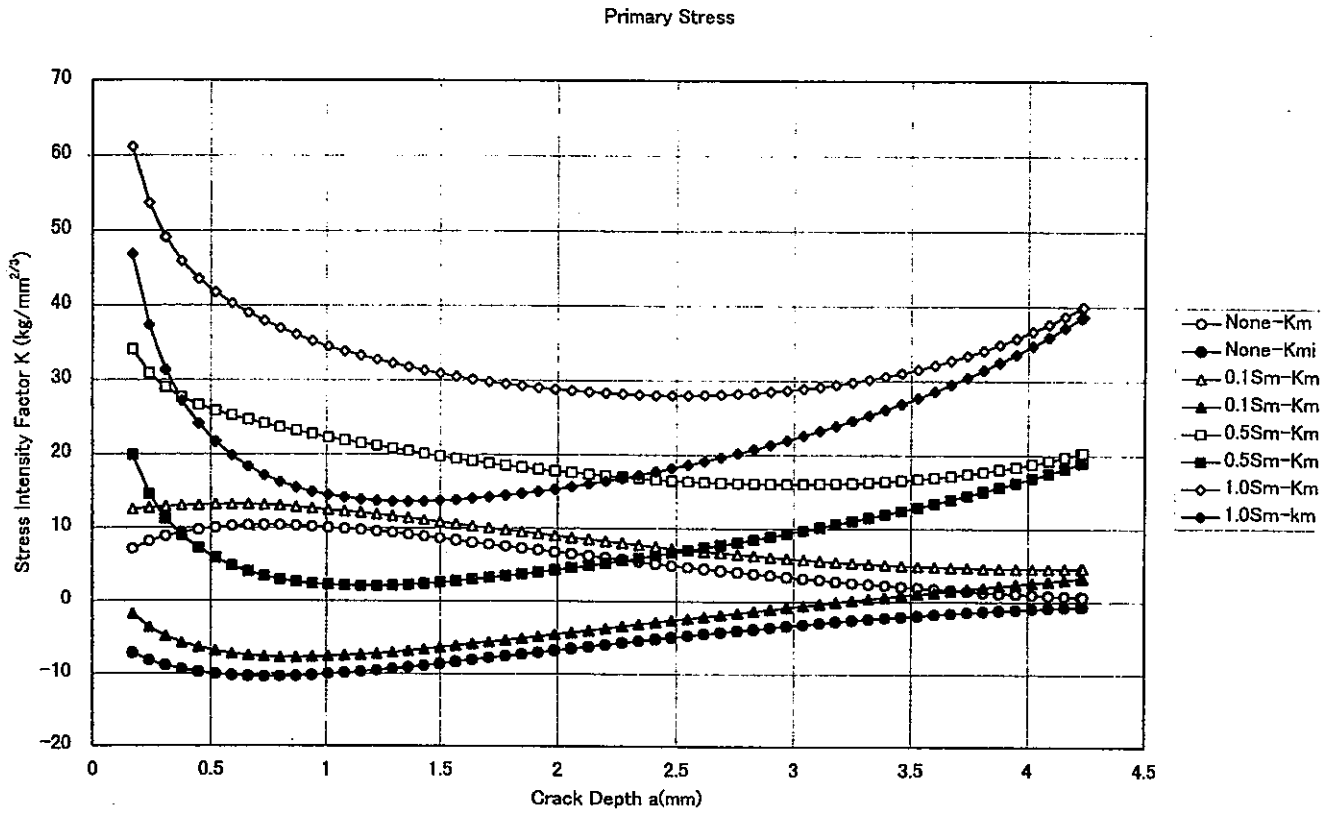


図 4.2-7 一次応力下の応力拡大係数のき裂長さに対する分布図

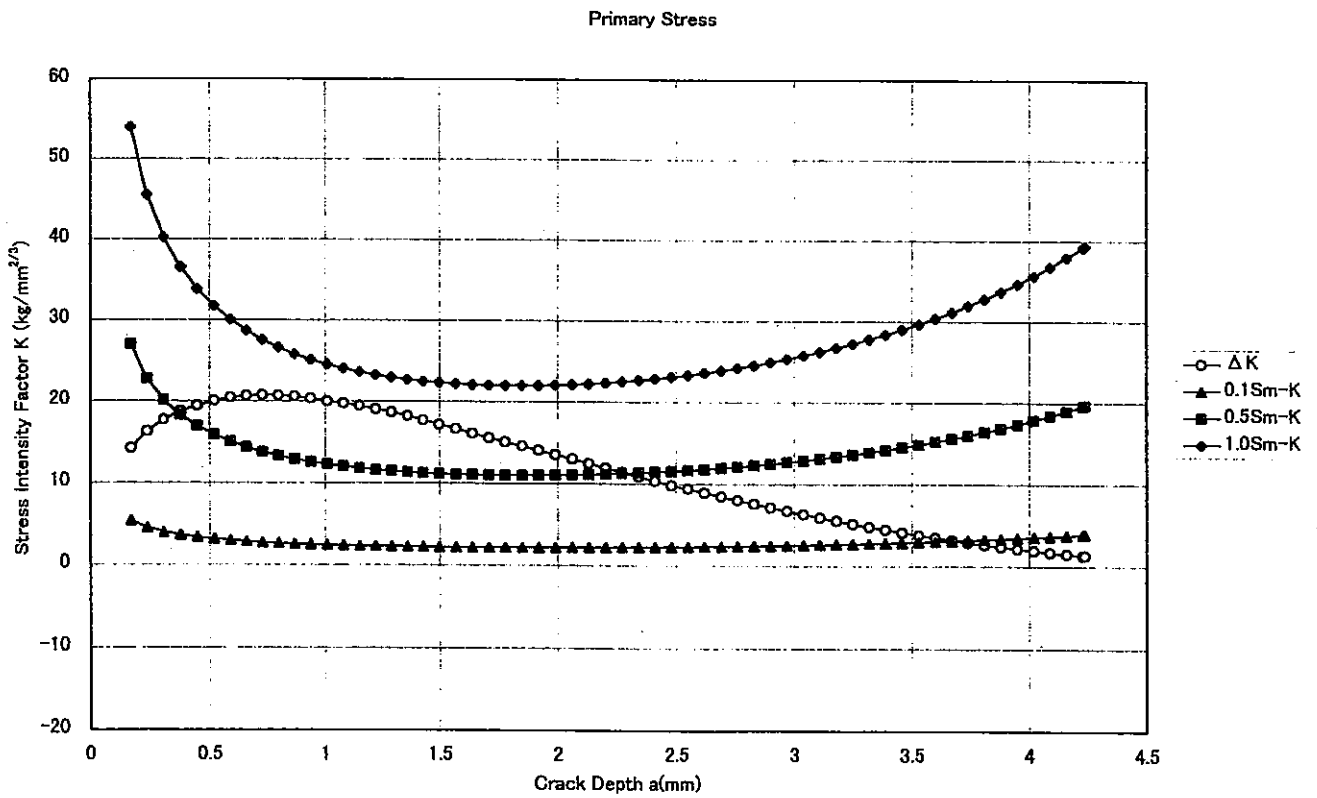


図 4.2-8 一次応力による応力拡大係数のき裂長さに対する分布図

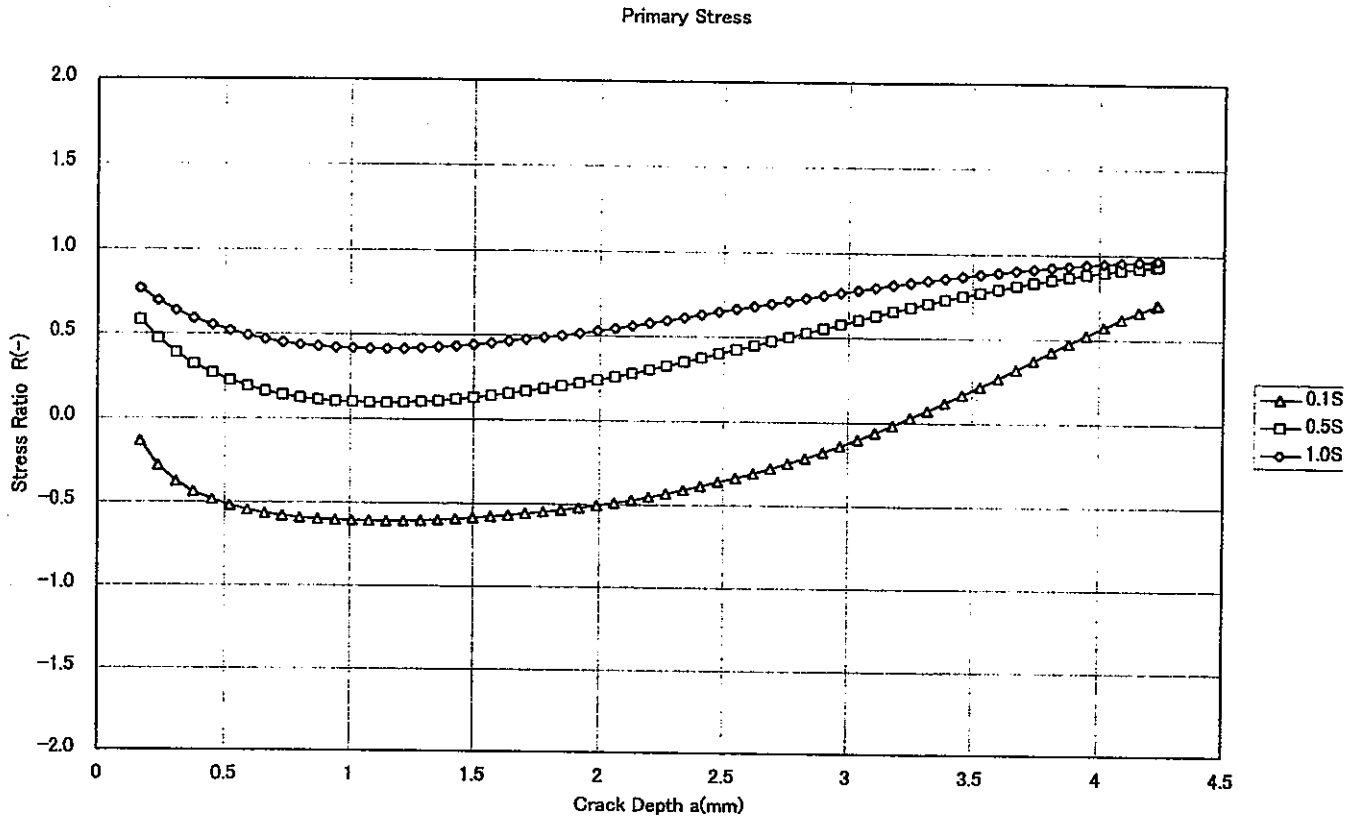


図 4.2-9 一次応力下の応力比のき裂長さに対する分布図

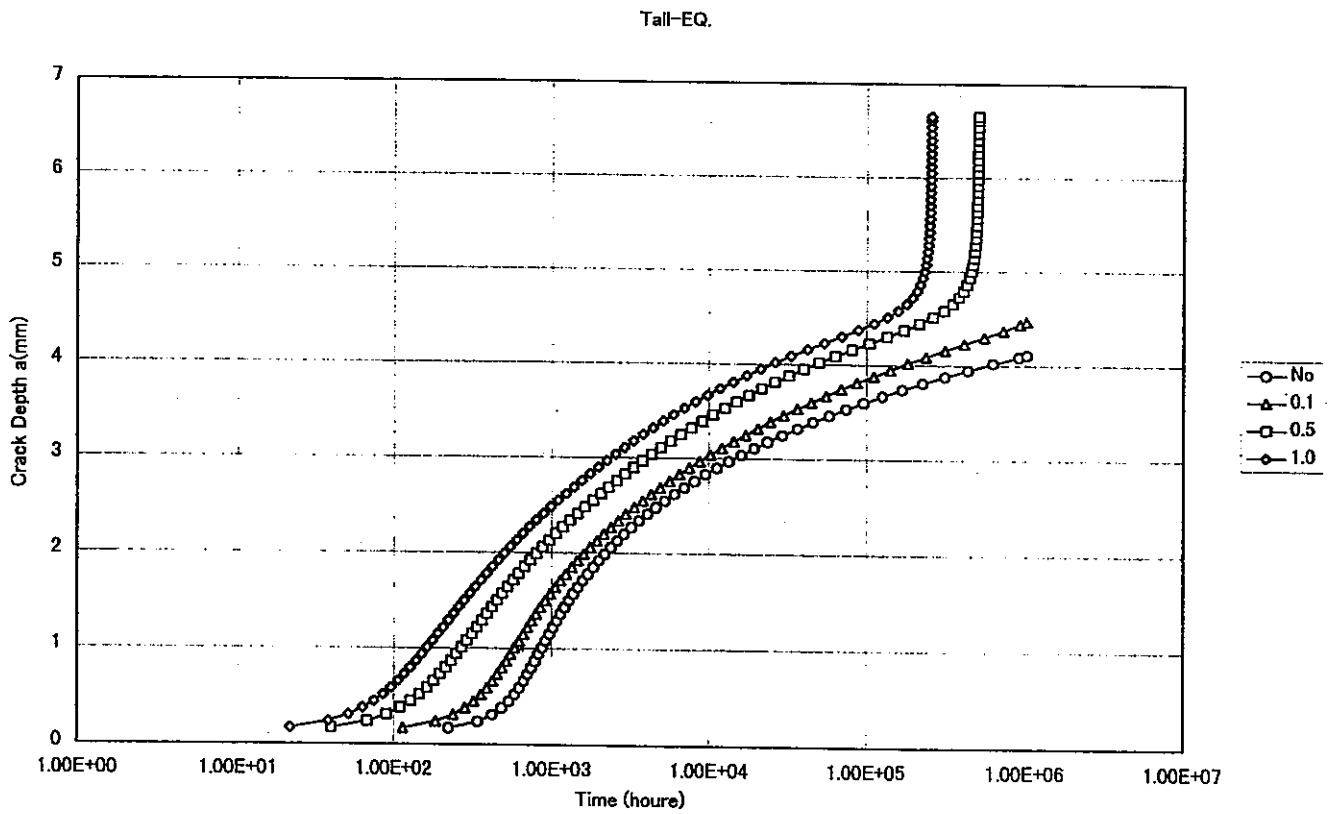


図 4.2-10 き裂進展挙動に及ぼす一次応力の影響(Tall の式)

Elber-EQ.

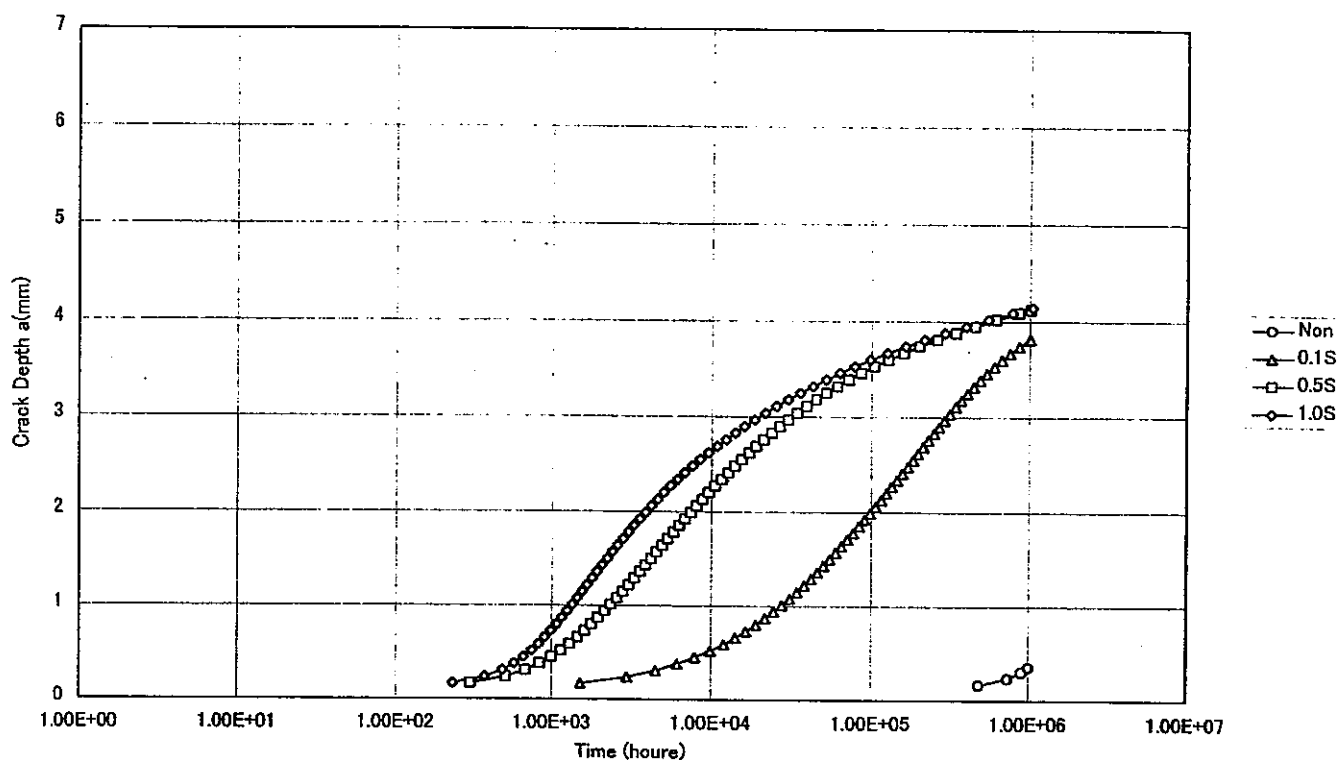


図 4.2-11 き裂進展挙動に及ぼす一次応力の影響(Elber の式)

R5-EQ.

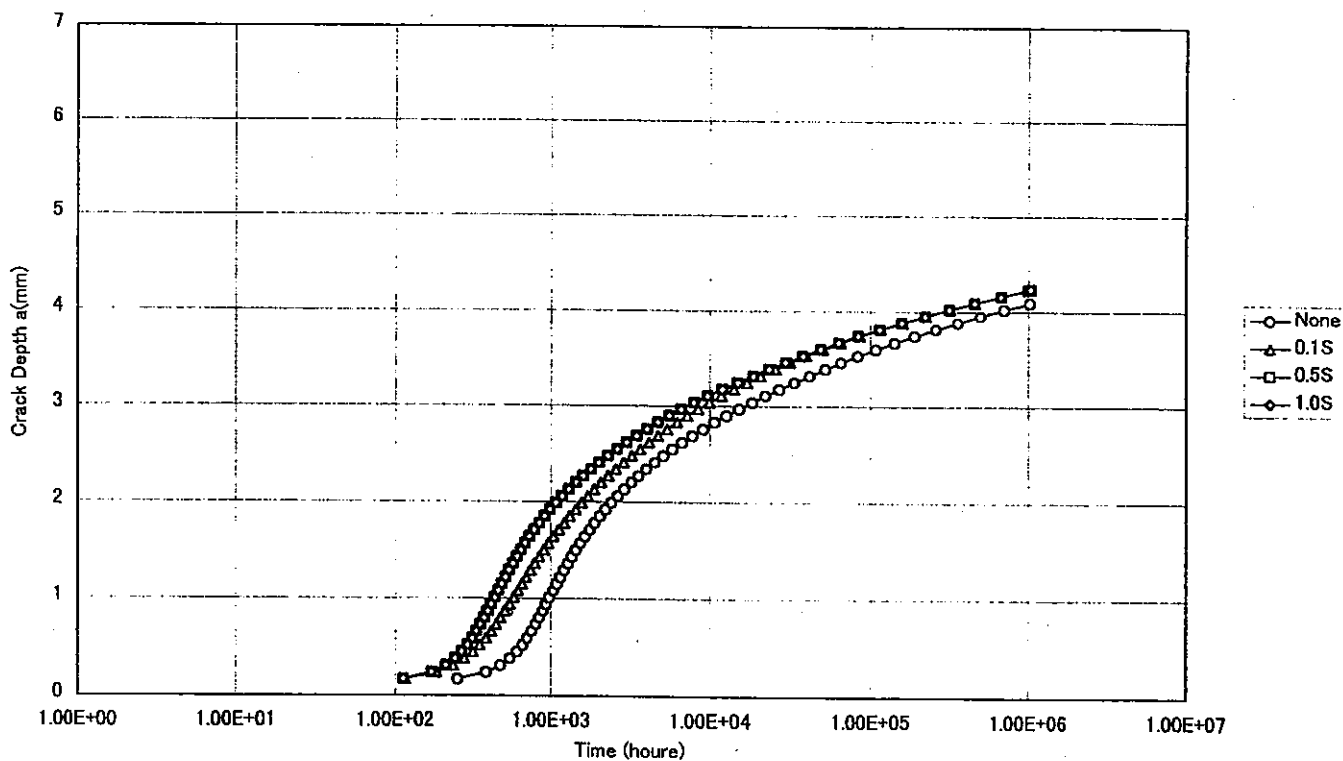


図 4.2-12 き裂進展挙動に及ぼす一次応力の影響(R5 の式)

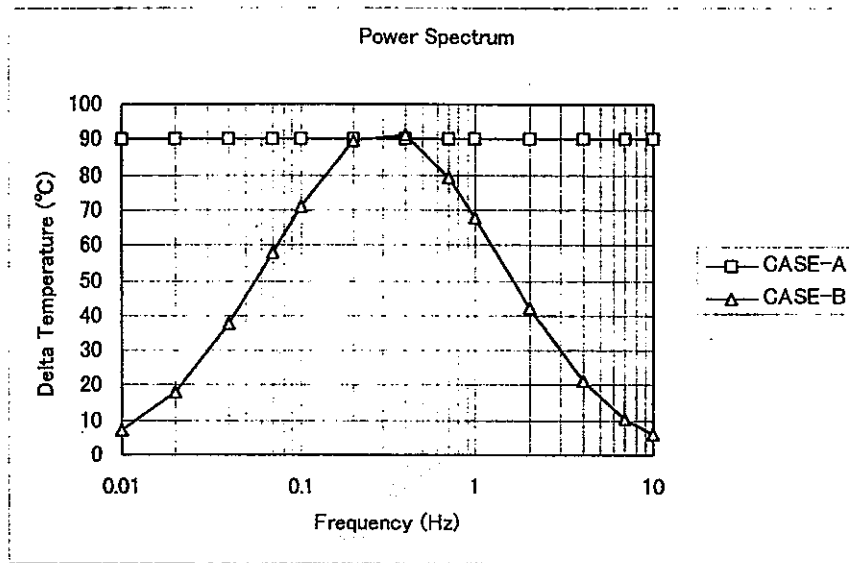


図 4.2-13 パワースペクトル図

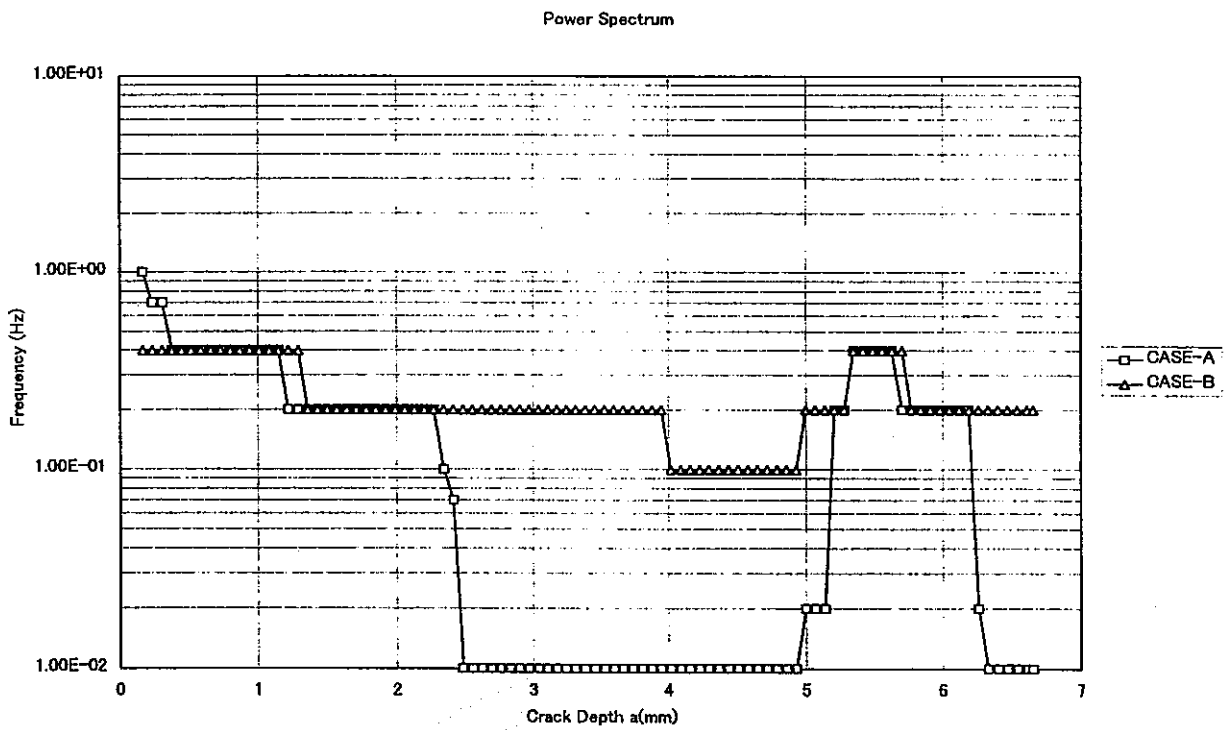


図 4.2-14 最大応力拡大係数を発生する周波数のき裂長さに対する分布図

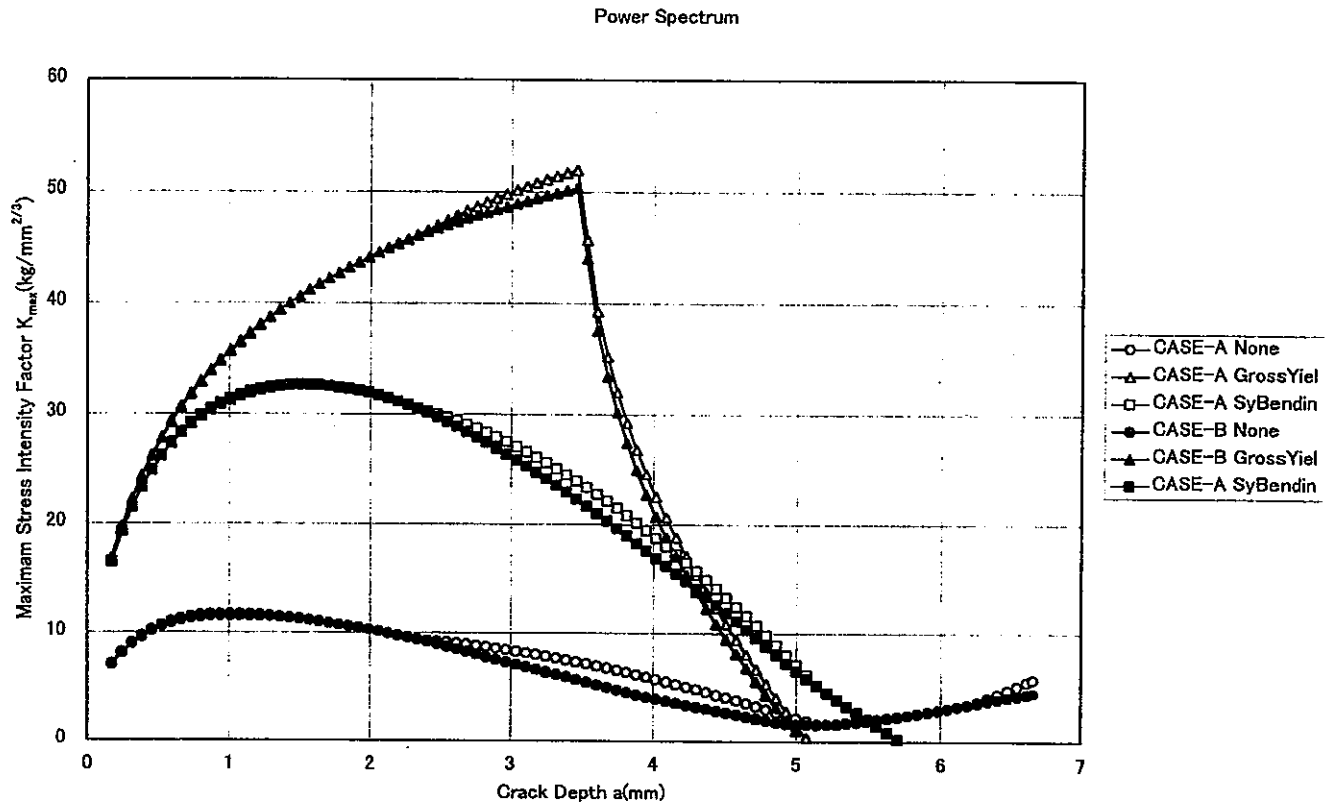


図 4.2-15(1/2) パワースペクトル+平均応力の応力拡大係数のき裂長さに対する分布図(最大)

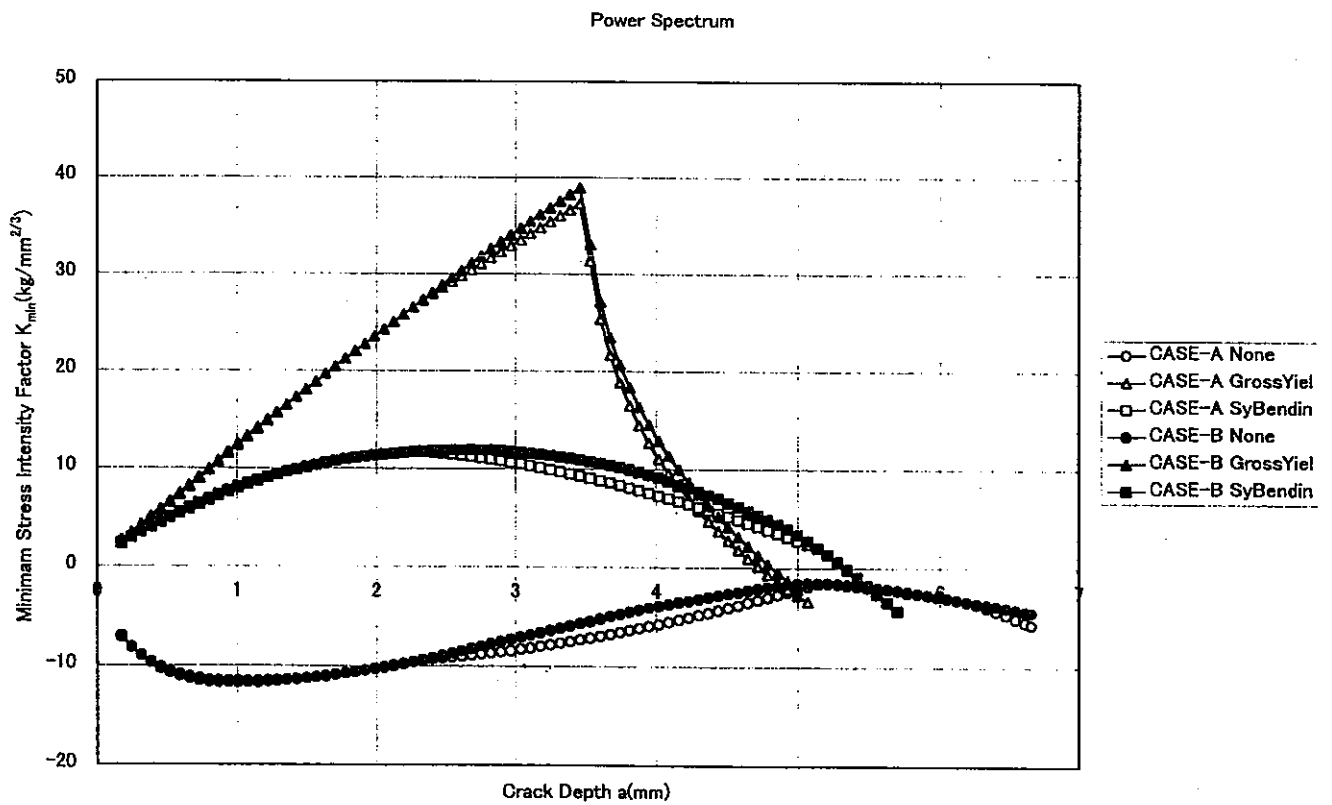


図 4.2-15(2/2) パワースペクトル+平均応力の応力拡大係数のき裂長さに対する分布図(最小)

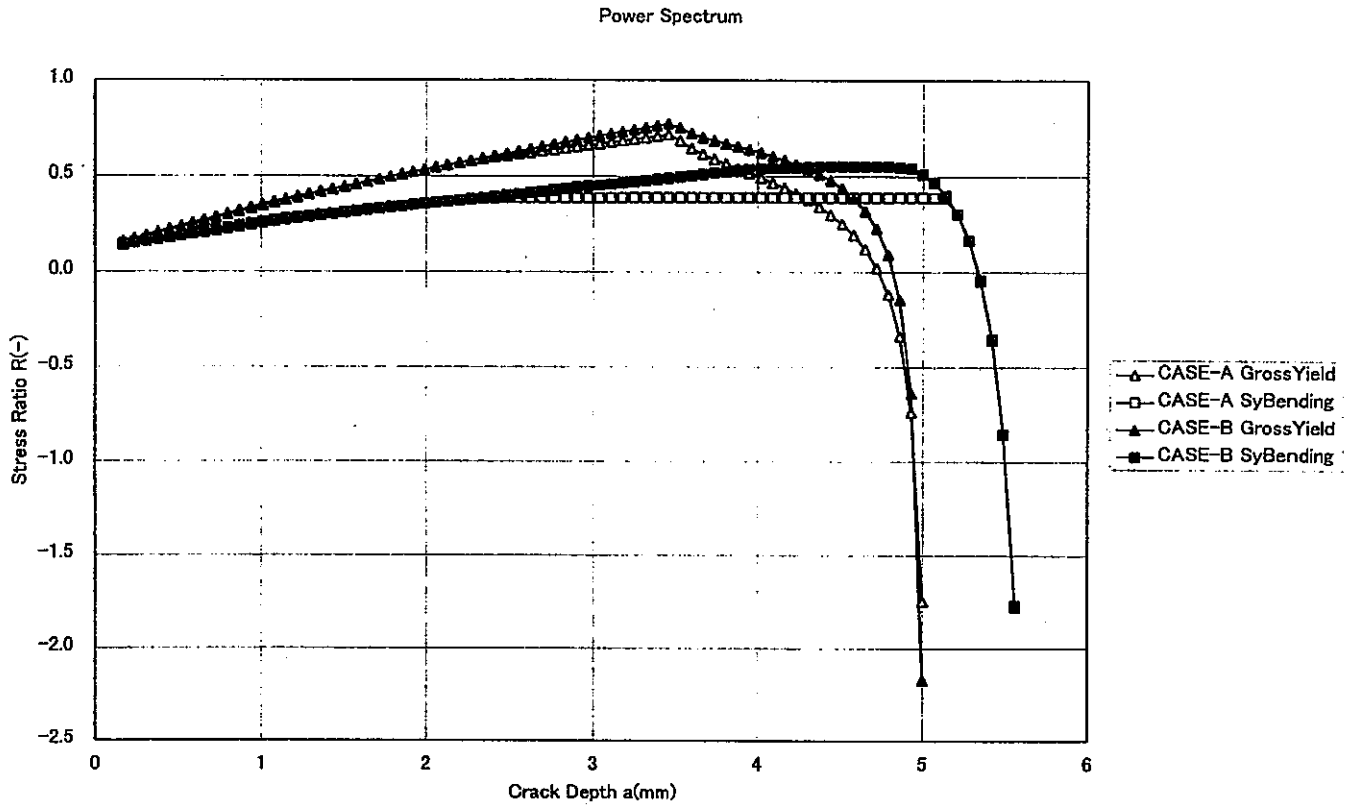


図 4.2-16 パワースペクトル+平均応力の応力比のき裂長さに対する分布図

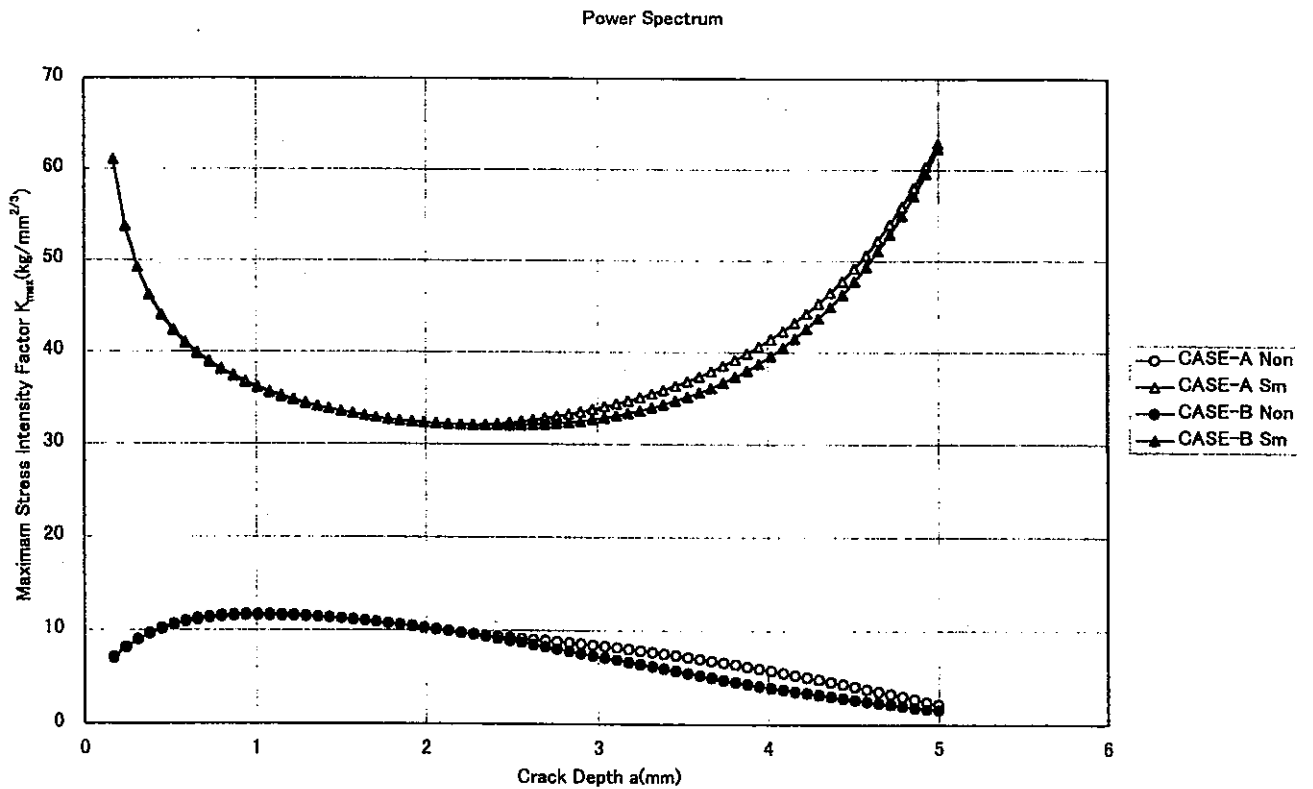


図 4.2-17(1/2) パワースペクトル+一次応力の応力拡大係数のき裂長さに対する分布図(最大)

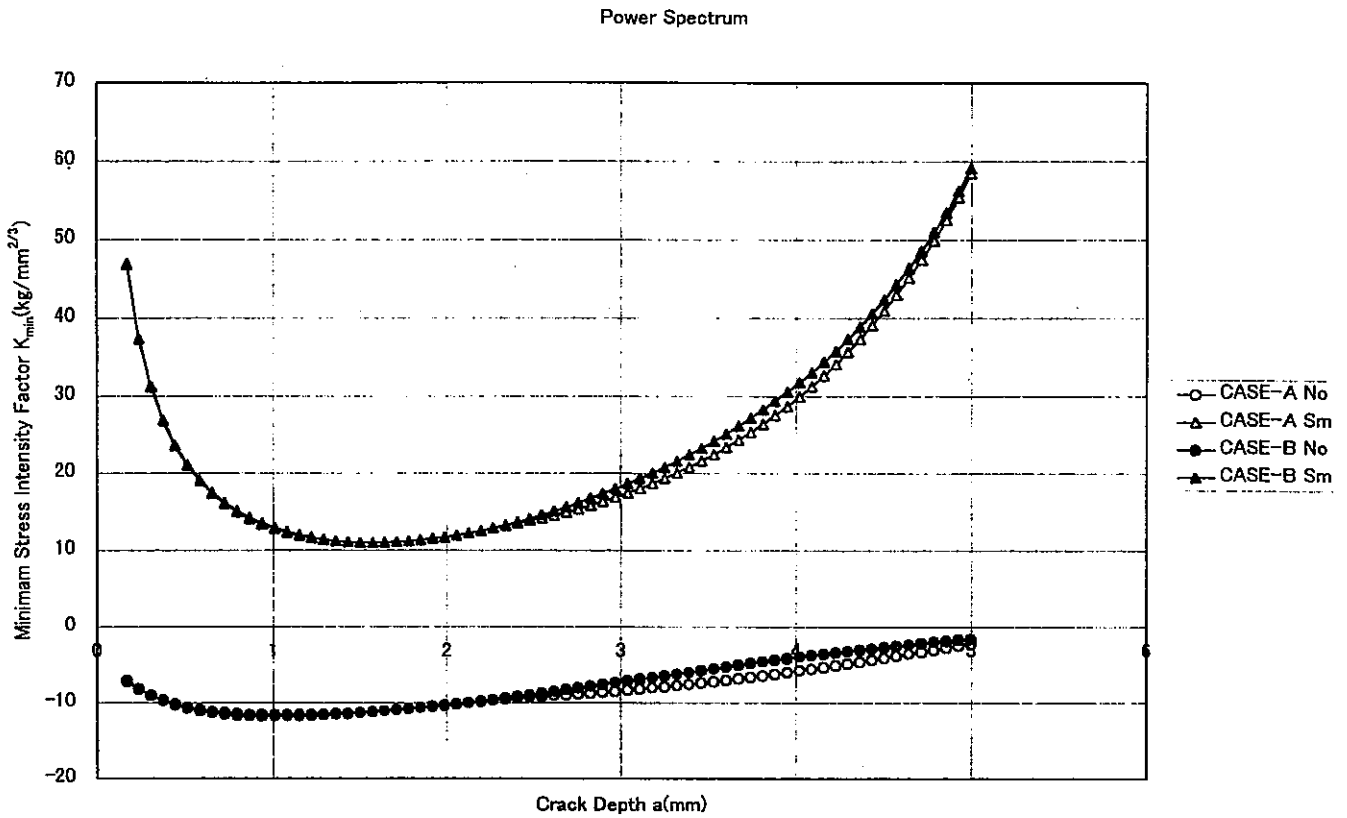


図 4.2-17(2/2) ハースペクトル一次応力の応力拡大係数のき裂長さに対する分布図(最小)

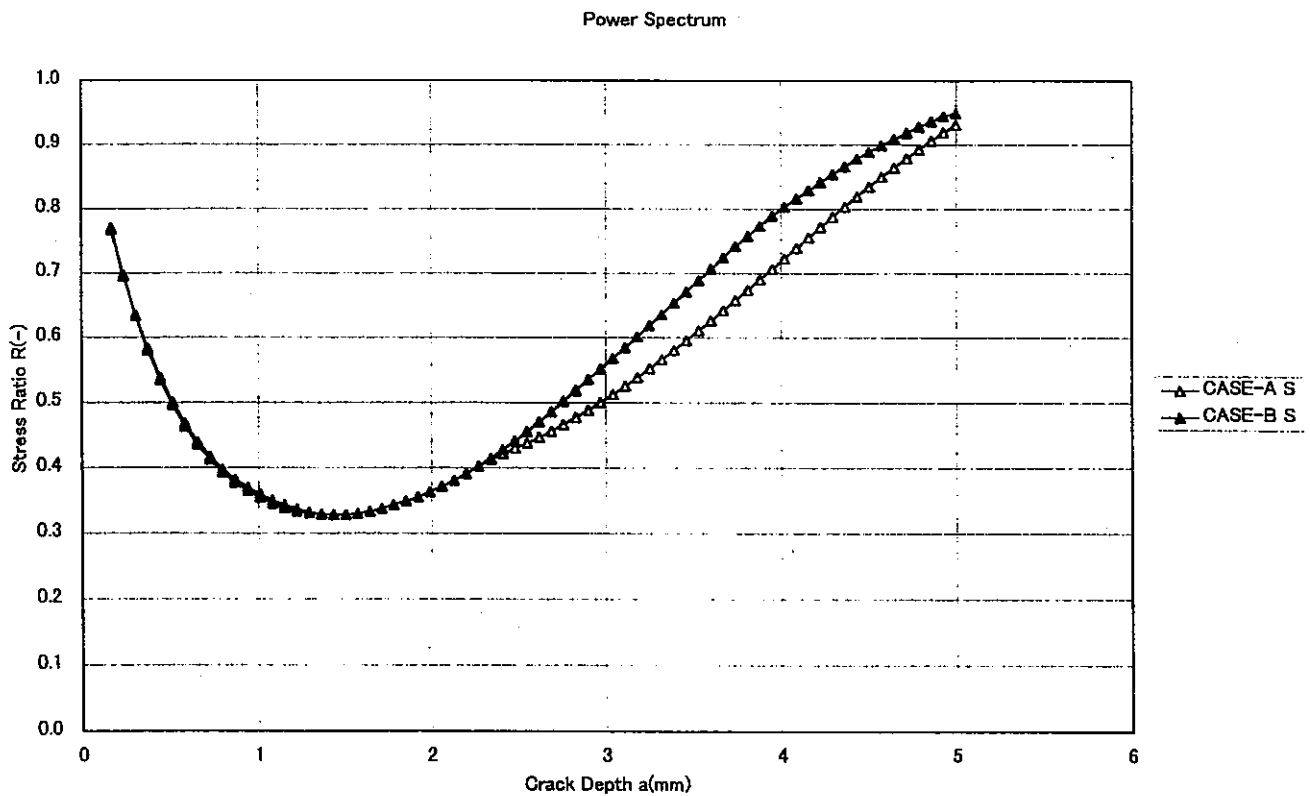


図 4.2-18 ハースペクトル一次応力の応力比のき裂長さに対する分布図

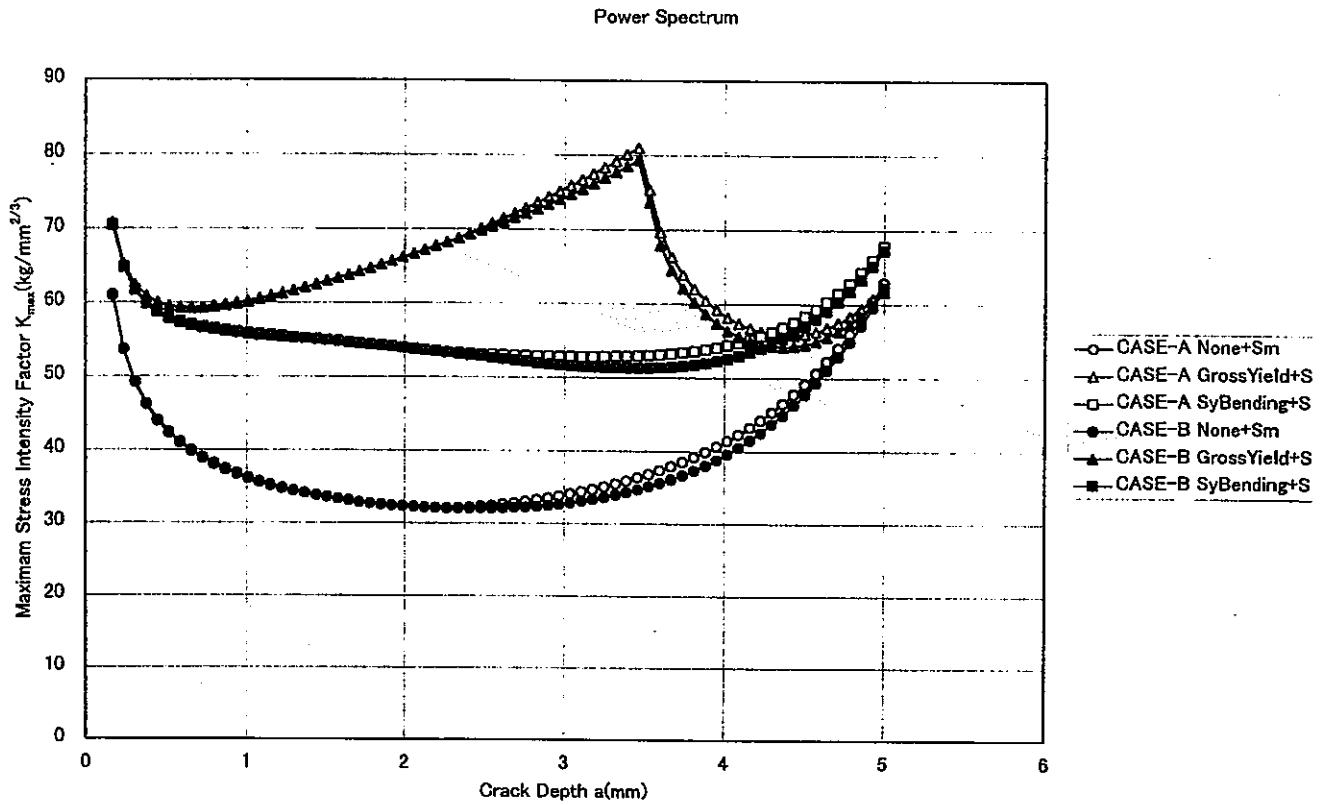


図 4.2-19(1/2) ハリスベ^レ外^レ平均応力+一次応力の応力拡大係数のき裂長さに対する分布図(最大)

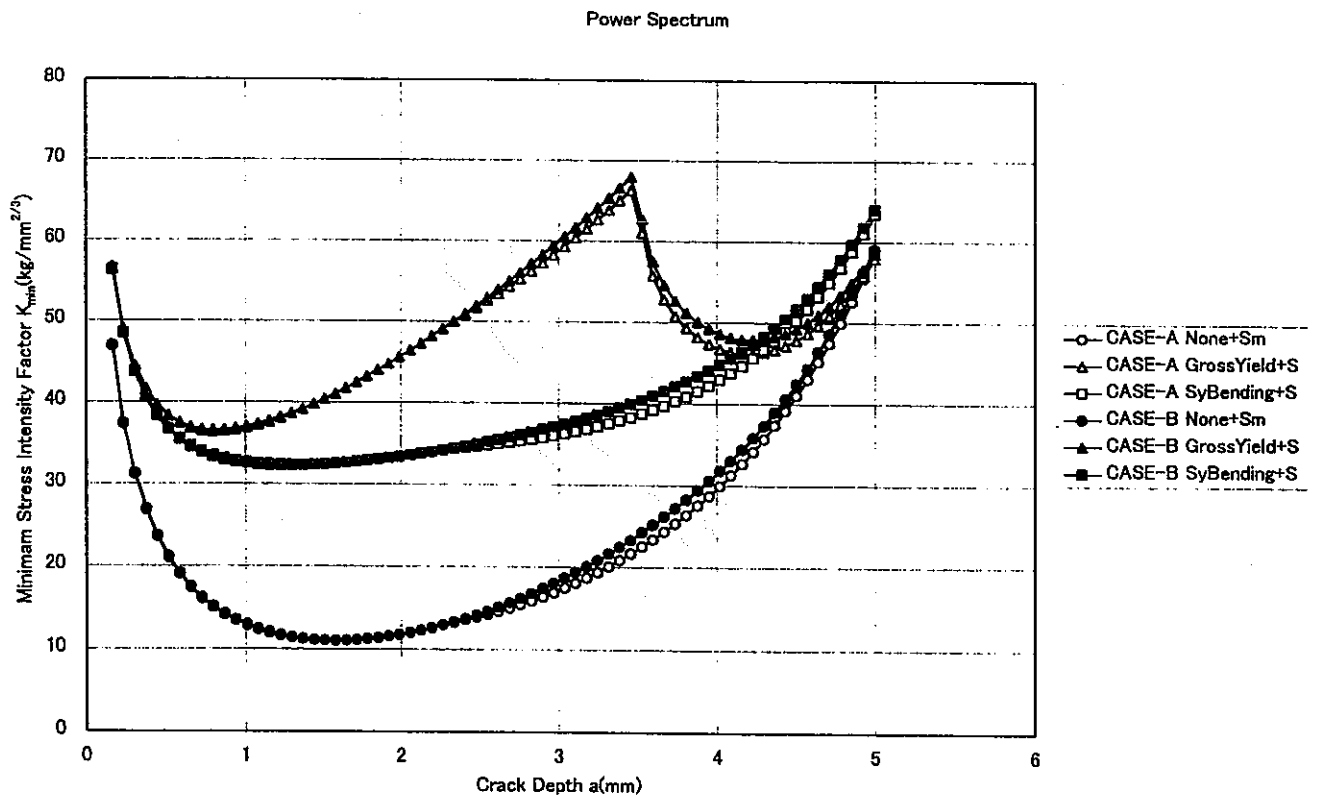


図 4.2-19(2/2) ハリスベ^レ外^レ平均応力+一次応力の応力拡大係数のき裂長さに対する分布図(最小)

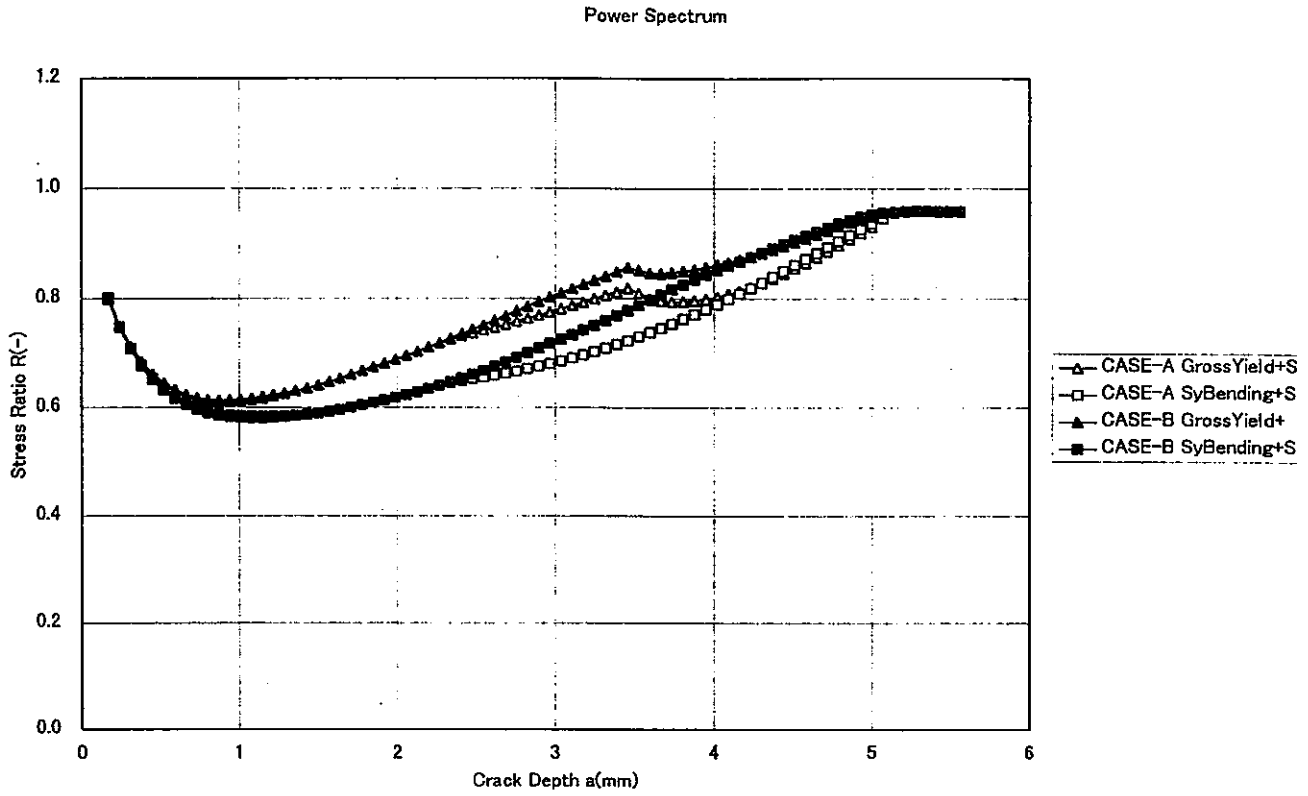


図 4.2-20 パワースペクトル+平均応力+一次応力の応力比のき裂長さに対する分布図

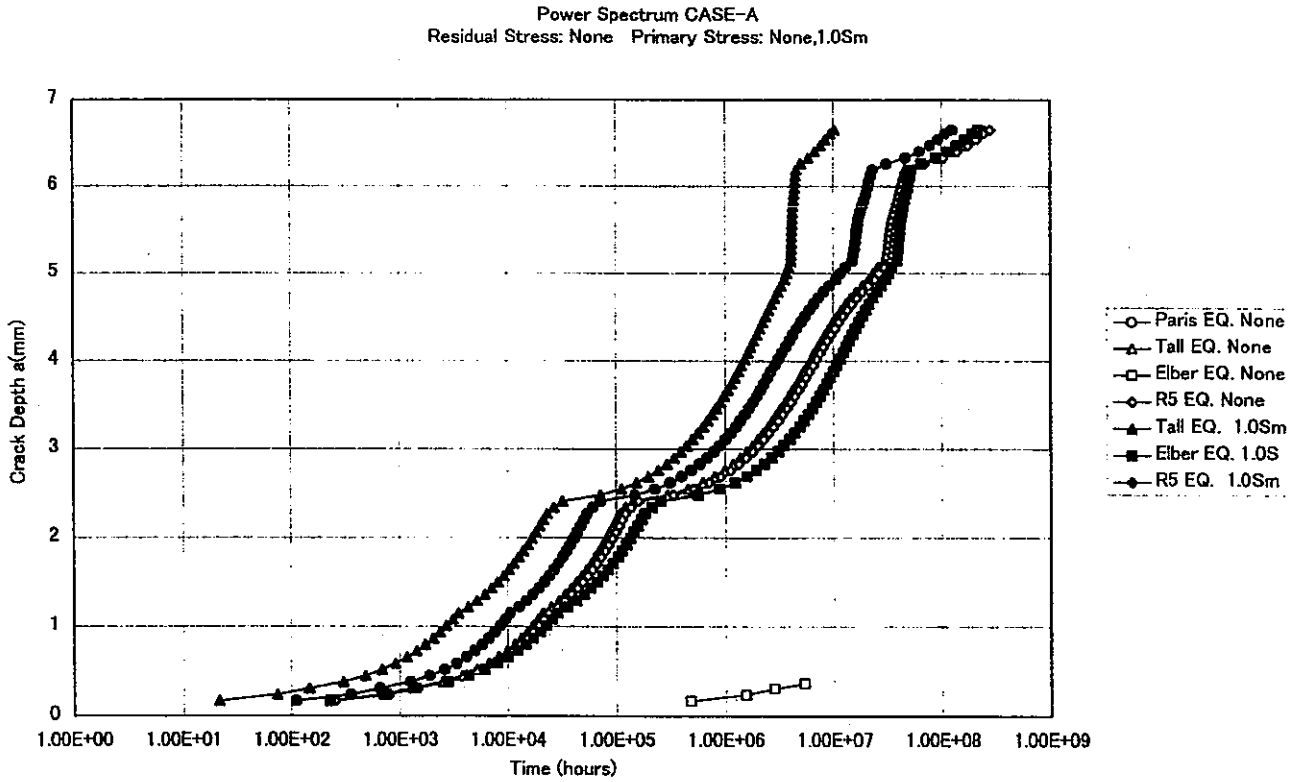


図 4.2-21 平均応力無しの場合のき裂進展挙動 (パワースペクトル CASE-A)

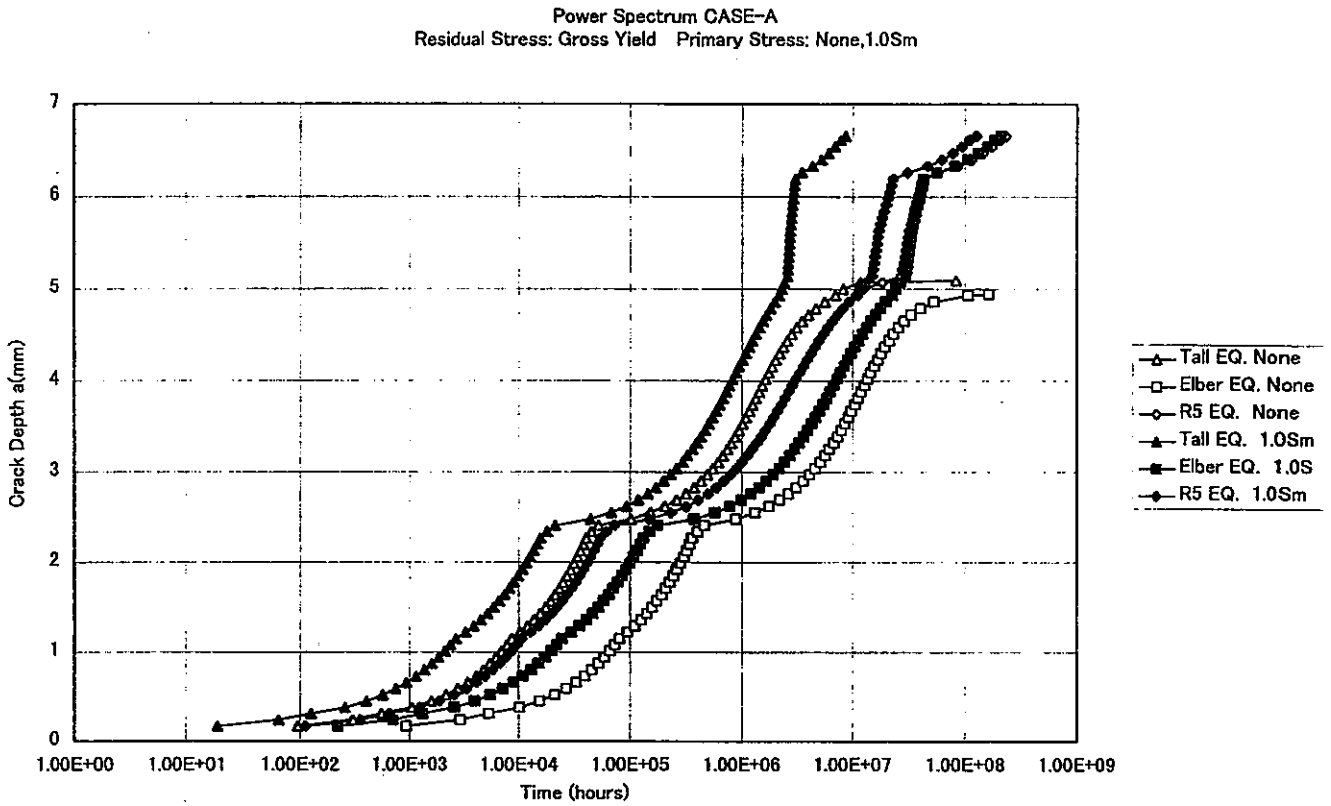


図 4.2-22 平均応力（全断面降伏条件）の場合のき裂進展挙動（パワースペクトル CASE-A）

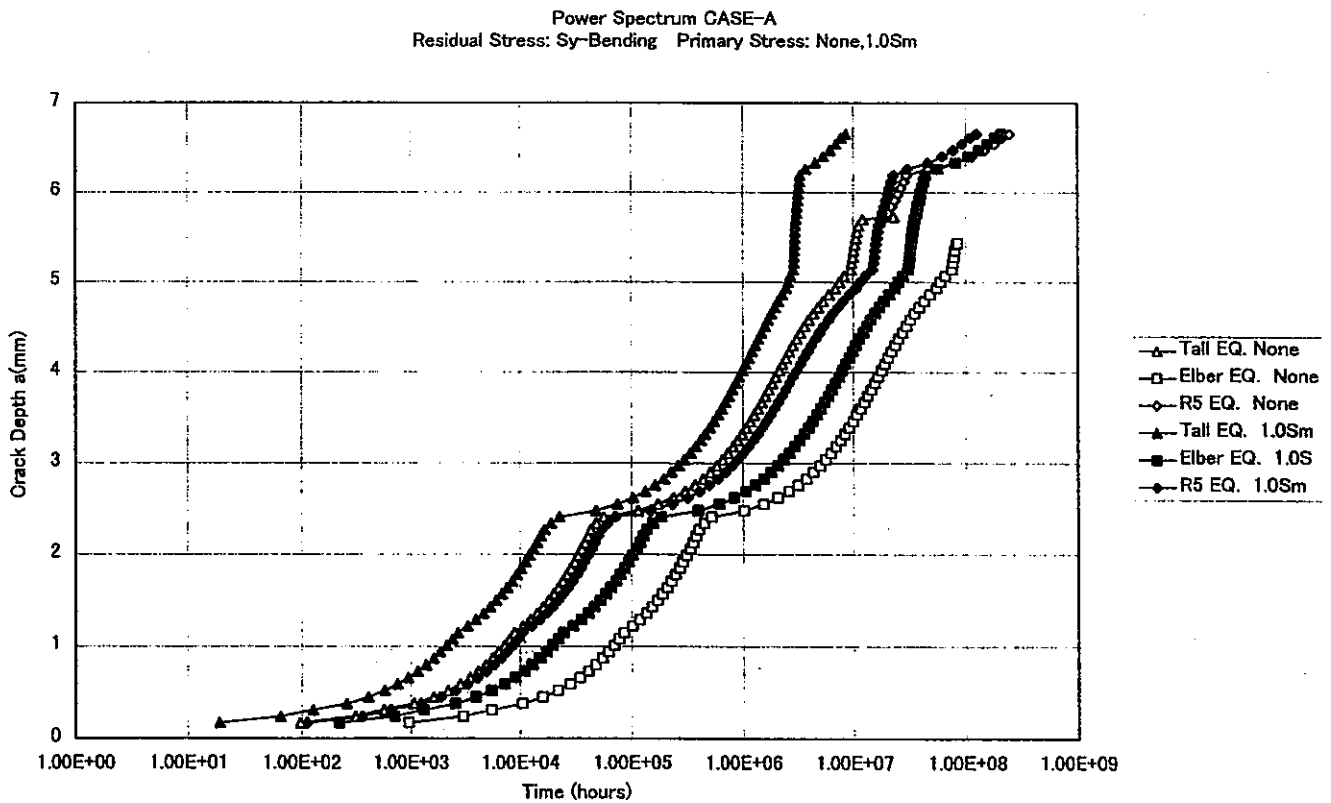


図 4.2-23 平均応力（線形曲げ分布条件）の場合のき裂進展挙動（パワースペクトル CASE-A）

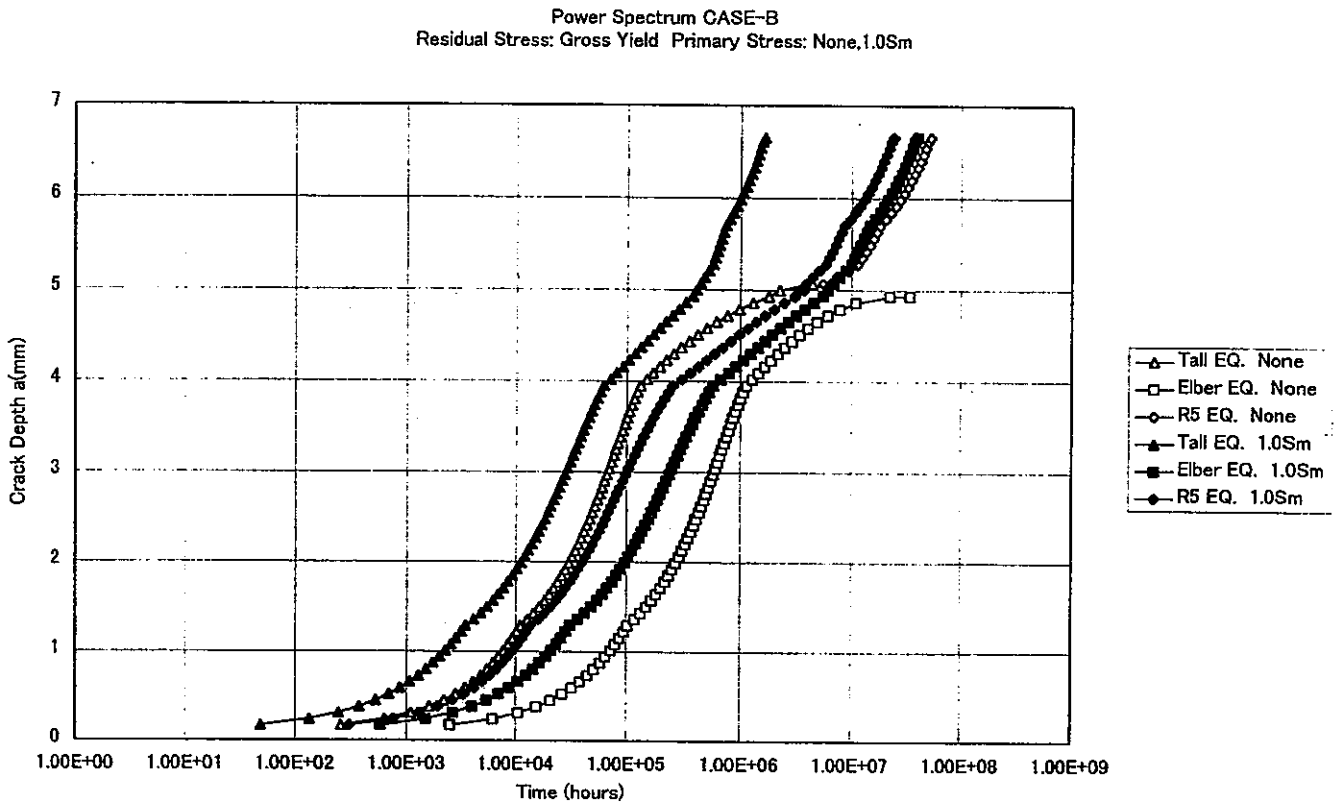


図 4.2-24 平均応力無しの場合のき裂進展挙動 (パワースペクトル CASE-B)

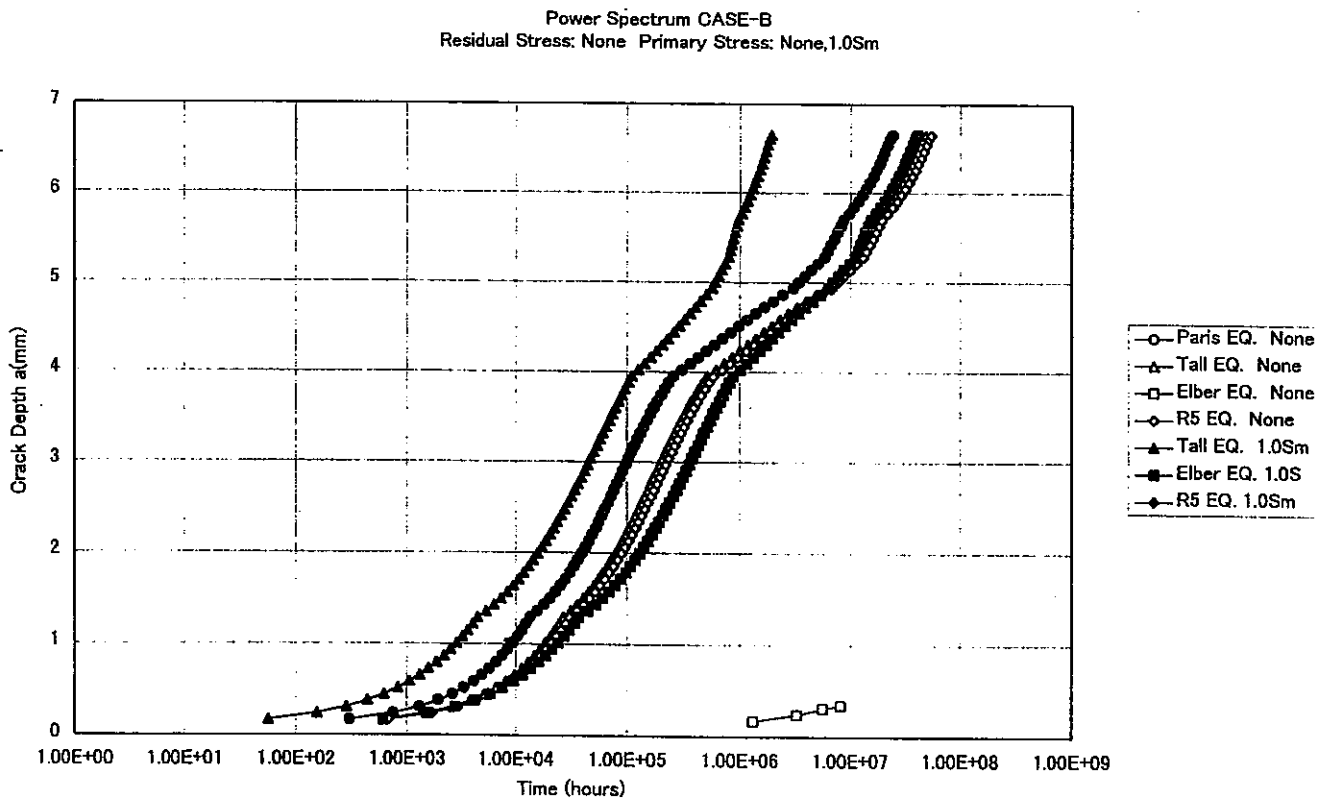


図 4.2-25 平均応力 (全断面降伏条件) の場合のき裂進展挙動 (パワースペクトル CASE-B)

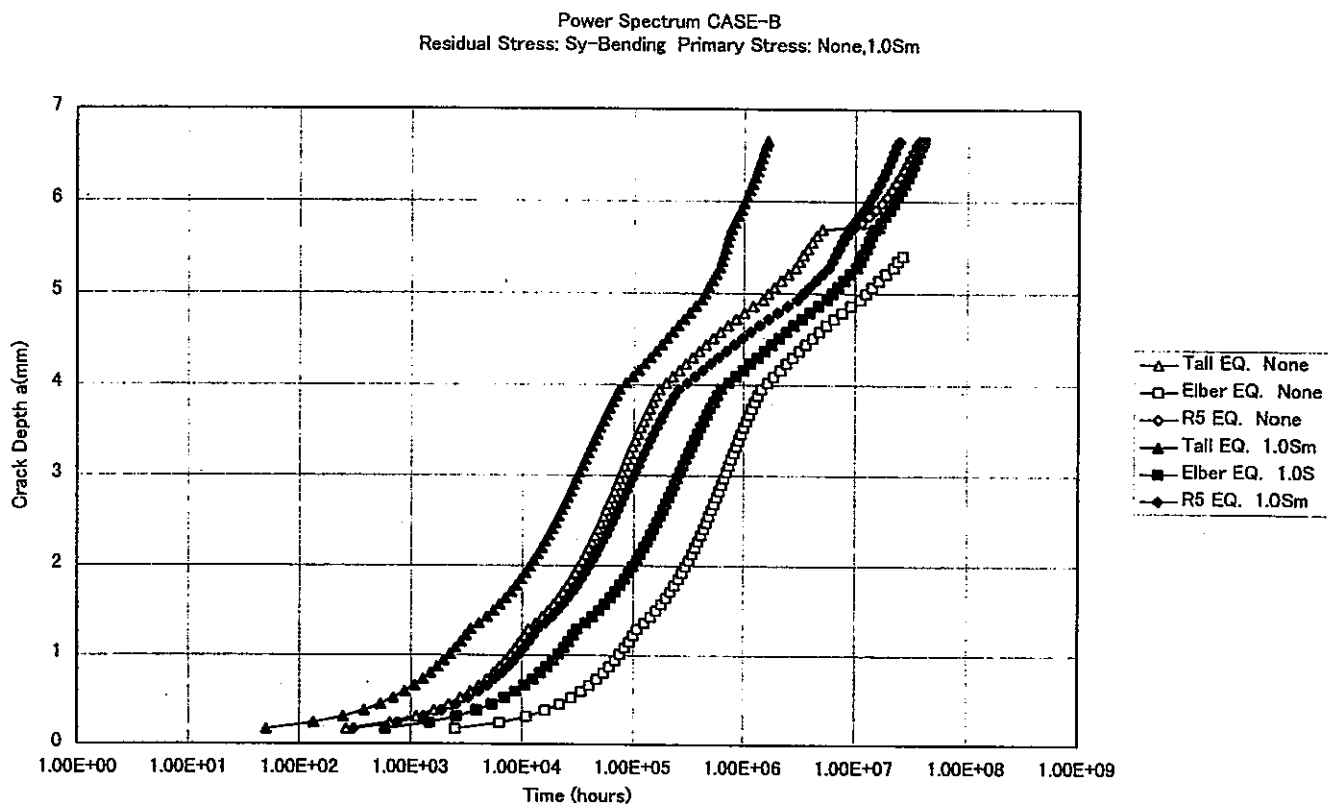


図 4.2-26 平均応力（線形曲げ分布条件）の場合のき裂進展挙動（パワースペクトル CASE-B)

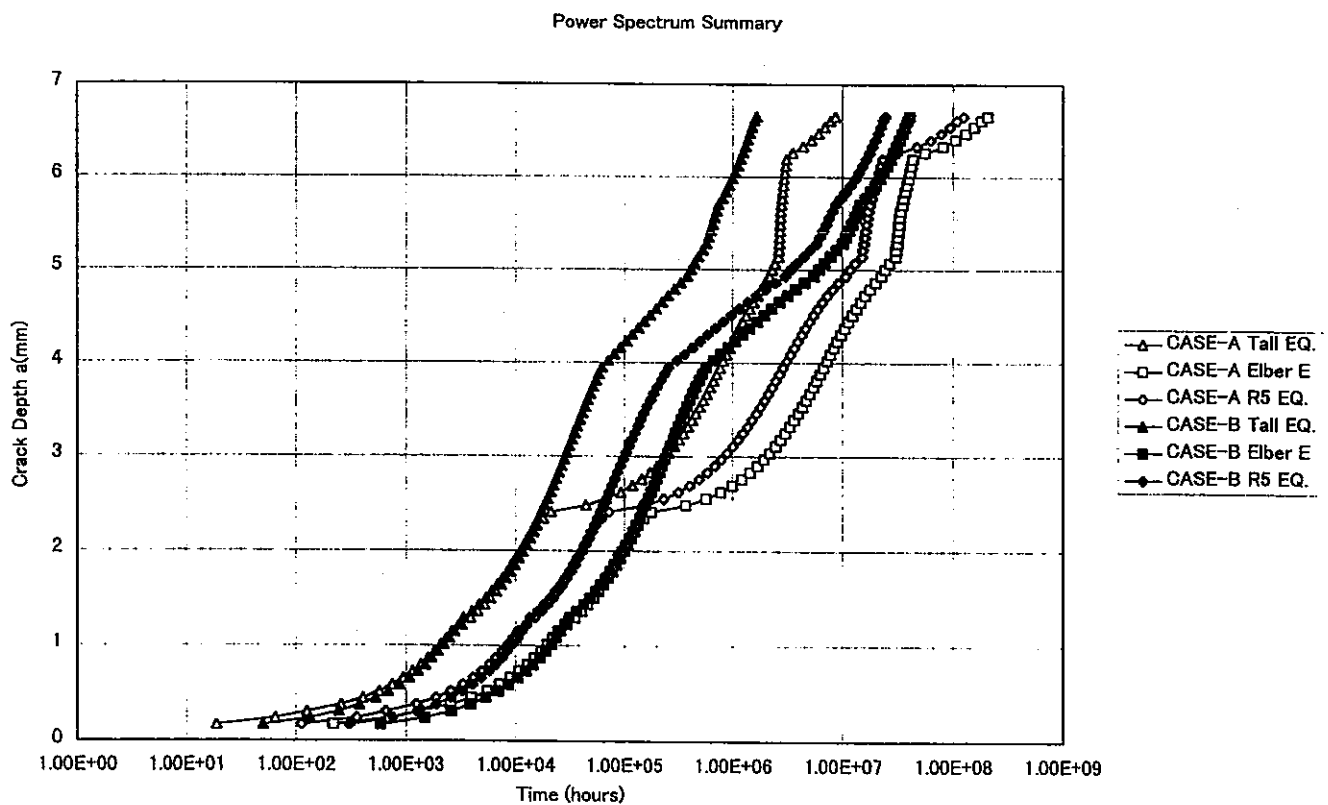


図 4.2-27 平均応力（全断面降伏条件）+一次応力（1.0Sm）の場合のき裂進展挙動

5. まとめ

高速炉実用炉には、安全性とともに経済性の向上が急務とされている。コストダウンに有効な高温構造設計上のアプローチとして、設計不確定因子の一つである熱過渡荷重評価法の合理化と、低温から高温まで一貫した高温低圧設計の確立が考えられる。本研究は、その一環として、「サーマルストライピングによるき裂進展に及ぼす影響因子」の調査を実施したものである。主な成果を以下に示す。

(1) 熱流動上の影響因子と課題

サーマルストライピング現象は先に挙げた流れの熱流力特性パラメータ以上に構造物の形状寸法に直接依存する。このため、これまで設計評価においては実物大の部分模型を用いたナトリウム試験によって評価の不確実性を減らす方法が採られた。しかしながら、たとえば UIS などでは複雑な下部構造とそこでの流れ場を正確に模擬することは困難であり、計測についても精度良く各部の温度変化を取得することは容易ではない。しかも情報としては温度データしか得られないため流れ場としての統一的な理解が不足する。このためナトリウムの代替となる水や空気を用いた模型試験や基礎試験も平行して実施され、温度の異なった平行噴流の特性についてはある程度知見が蓄積されてきた。一方、配管合流部のミキシングティーやティー部でのサーマルストライピングは国内での検討例は UIS に比べ少なく、PHENIX での配管亀裂発生まで大きく注目されることはなかった。

これまで以上のような状況であったが、近年の計算機の発達によって局所的には直接シミュレーションが可能になりつつあり、不規則な温度揺らぎ挙動が定量的なレベルで評価できつつある。しかしながら、この評価には依然、多大な計算資源の利用が必要であるため、設計評価には必要度に応じた合理的な評価手法を用いることが肝要である。

解析による評価では、工業的応用では $k-\epsilon-T^2$ 方程式モデルがしばしば使用されるが、適用範囲が必ずしも明確ではない。したがって、検証と評価の標準化が必要である。ただし、必要な労力と今後の計算機の発達を考えると、現状もとても信頼性が高く、近い将来工業的に応用が可能と考えられている LES(Large Eddy Simulation)の開発と標準問題による検証を急ぐべきである。

また、先に指摘したように配管合流部については UIS 下部に比べ十分な現象把握が行われているとは言い難いため、現象の確認と評価手法の検証のためにも熱流動特性試験の実施が望まれる。この場合、流体物性(水や空気を用いる場合)の差、両流体間の温度差、速度差、流れ場(層流、乱流)および主流での2次流れの有無をパラメータとして温度場の変動特性(2.1(1)で示した4特性)を明らかにする必要がある。

(2) 構造強度上の影響因子と課題

構造強度に関しては、設計上の課題の整理、現状の高サイクル熱疲労評価法の課題整理ならびにき裂進展に及ぼす因子の感度調査を行った。これらの調査の結果得られた成果をまとめて表 5-1 に示す。

表 5-1 構造強度上の影響因子と課題のまとめ(1/2)

影響因子	調査結果		課題	備考	
	き裂発生	き裂進展			
負 荷 条 件	温度変動幅 (構造表面)	SUS316 で 60 ~ 70 °C、 Alloy718 で 100 ~ 120°C がき裂発生限界	50~100°C で下 限界値	流体温度変動幅と 金属表面温度変動 幅の関係	最も影響大。 等価サイクルで 扱うかスペクト ルで扱うか。
	周波数	10 ¹ ヘルツオー ダで表面ひずみ のピーク	内部に進展する につれて遅い周 波数が支配	寿命回数では低周 波の影響が大きい が、寿命時間では 高周波が支配	
	最高温度	疲労寿命の温度 依存で考慮	き裂進展速度の 温度依存で考慮	—	影響は少ない
	ランダム性	疲労限の消失。 寿命の低下。 修正 Miner 則で 評価。	下 限 界 値 の 消 失。 修正 Miner 流の 評価。	き裂発生と進展に 分離した評価法の 開発。	評価上の不確実 性大。
	他の変動荷 重	使用分数和で考 慮。	進展計算時に加 算。		低サイクル成分 の重畳あればき 裂進展評価重 要。
	平均応力	修正 Goodman による評価。	Elber は非安全 側、Tall、R5 が 妥当。 一次成分は Tada&Paris、 二次成分は Eshelby で考慮	き裂進展での取扱 いの検証が必要。	Sm 程度の一次 応力によりき裂 進展寿命は 1/5 ~1/10 となる。
形 状	溶接部	切欠き効果とし ての応力集中。 残留応力が平均 応力として作 用。	平均応力として 考慮。 き裂進展寿命は 1/2 ~ 1/3 とな る。	応力集中係数、残 留応力分布の予 測。	評価上の不確実 性大。 特にき裂発生寿 命の大幅な低下 が問題。
	表面仕上げ	寿命低下の要 因。 ただし、実機の 仕上げでは問題 は少ない。	影響なし。	—	影響は小さい。

表 5-1 構造強度上の影響因子と課題のまとめ(2/2)

影響因子	調査結果		課題	備考	
	き裂発生	き裂進展			
評価法	熱応力場	温度変動幅 ΔT からの換算式。	左記応力を用いた応力拡大係数を Eshelby 式で計算。	—	塑性成分が入る場合には検証必要
	多軸場	ΔT からの換算式で考慮。	応力で考慮。き裂発生源が無い場合には、き裂方向にランダム性。	—	—
	ピーク応力	応力集中係数で考慮。	影響なし。	—	—
	微小き裂	—	初期き裂としてモデル化。	—	評価法は未確立。
	複数き裂	—	顕著な進展速度の低下。停留要因。	分布状況のモデル化手法の開発。	溶接部では単一き裂。
材料特性	疲労データ	ひずみ制御下のデータが必要。 10^7 回程度までのデータ。	—	$10^9 - 10^{10}$ 回程度のデータをひずみ制御下で取得。	評価上の不確実要因。
	き裂進展データ	—	低速度領域のデータ不十分。外挿により 2 オーダー程度のばらつき。	低速度領域のデータ拡充。ランダム荷重試験による外挿性確認。	—
	ナトリウム環境	大気中よりも長寿命側。	大気中よりも進展速度遅い。高温ナトリウム中と室温大気中が同等。	—	大気中データで安全側の評価。過度な保守性にはならない。

謝 辞

本調査を進めるに当たり、電力9社、電源開発（株）及び日本原子力発電（株）による電力共研「高速増殖実証炉の開発に関する研究」の成果を引用させて頂きました。
ここに深く感謝の意を表します。