



JP0550131

JAERI-Tech

2005-026



水銀ターゲット容器の破損確率評価解析

2005年3月

石倉 修一・志賀 章朗*・二川 正敏・粉川 広行
佐藤 博・羽賀 勝洋・池田 裕二郎

日本原子力研究所
Japan Atomic Energy Research Institute

本レポートは、日本原子力研究所が不定期に公刊している研究報告書です。
入手の問い合わせは、日本原子力研究所研究情報部研究情報課（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村）あて、お申し越してください。なお、このほかに財団法人原子力弘済会資料センター（〒319-1195 茨城県那珂郡東海村日本原子力研究所内）で複写による実費頒布をおこなっております。

This report is issued irregularly.

Inquiries about availability of the reports should be addressed to Research Information Division, Department of Intellectual Resources, Japan Atomic Energy Research Institute, Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken, 319-1195, Japan.

© Japan Atomic Energy Research Institute, 2005

編集兼発行 日本原子力研究所

水銀ターゲット容器の破損確率評価解析

日本原子力研究所東海研究所大強度陽子加速器施設開発センター

石倉 修一*・志賀 章朗*・二川 正敏・粉川 広行・佐藤 博・羽賀 勝洋・池田 裕二郎

(2005年2月24日受理)

本報は、大強度陽子加速器計画 (J-PARC: Japan Proton Accelerator Complex) の中核施設である物質・生命科学実験施設の核破碎中性子源となる水銀ターゲット容器 (3重壁構造) の構造健全性評価を行うための基本データとするために、水銀容器及び保護容器 (別名セーフティーハルで2重壁リブ構造) で想定される荷重条件下 (水銀容器及び保護容器の内外圧と定常熱応力、水銀容器内の25Hzの熱衝撃に伴う圧力波による応力) で発生する応力値を基に、実験から求められた照射と壊食による材料強度劣化 (疲労寿命の低下) を考慮して、確率論的手法により破損確率の算定を行った。

水銀容器と保護容器の破損確率を評価した結果、1) 水銀容器は圧力波による応力サイクルと壊食による疲労強度の低下が大きいために、5000hrを仮定した寿命中の破損確率は12%である。2) 保護容器は圧力波が作用しないために寿命中の破損確率は 10^{-11} と十分低く、破損する可能性は殆どない。

従って、万が一水銀容器が破損して水銀が漏洩した場合でも、保護容器が漏洩水銀を収納するとともに、同時に水銀漏洩検知器が機能することにより、漏洩水銀は保護容器内部に閉じ込めることが十分可能であることを定量的に示した。

東海研究所：〒319-1195 茨城県那珂郡東海村白方白根2-4

※ 業務協力員

* コンピュータソフト開発株式会社 (CSD)

Failure Probability Analysis on Mercury Target Vessel

Syuichi ISHIKURA*, Akio SHIGA*, Masatoshi FUTAKAWA, Hiroyuki KOGAWA,
Hiroshi SATO, Katsuhiko HAGA and Yujiro IKEDA

Center for Proton Accelerator Facilities
Tokai Research Establishment
Japan Atomic Energy Research Institute
Tokai-mura, Naka-gun, Ibaraki-ken

(Received February 24, 2005)

Failure probability analysis was carried out to estimate the lifetime of the mercury target which will be installed into the JSNS (Japan spallation neutron source) in J-PARC (Japan Proton Accelerator Research Complex). The lifetime was estimated as taking loading condition and materials degradation into account. Considered loads imposed on the target vessel were the static stresses due to thermal expansion and static pre-pressure on He-gas and mercury and the dynamic stresses due to the thermally shocked pressure waves generated repeatedly at 25 Hz. Materials used in target vessel will be degraded by the fatigue, neutron and proton irradiation, mercury immersion and pitting damages, etc. The imposed stresses were evaluated through static and dynamic structural analyses. The material-degradations were deduced based on published experimental data.

As a result, it was quantitatively confirmed that the failure probability for the lifetime expected in the design is very much lower, 10^{-11} in the safety hull, meaning that it will be hardly failed during the design lifetime. On the other hand, the beam window of mercury vessel suffered with high-pressure waves exhibits the failure probability of 12%. It was concluded, therefore, that the leaked mercury from the failed area at the beam window is adequately kept in the space between the safety hull and the mercury vessel by using mercury-leakage sensors.

Keywords: Failure Probability, Mercury Target, Spallation Neutron Source, J-PARC, Pressure Wave, Dynamic Stress, Thermal Shock, Lifetime, Irradiation Pitting Damage

※ Cooperative Staff

* Computer Software Development Co., Ltd.

目 次

1. はじめに-----	1
2. 評価対象部-----	1
3. 破損形態の検討と評価条件-----	2
3. 1 破損モード-----	2
3. 2 応力評価-----	3
3. 3 破損確率評価条件-----	4
4. 材料強度、負荷荷重の確率的データの調査・検討-----	5
4. 1 材料強度の確率分布-----	5
4. 2 負荷荷重の確率分布-----	6
4. 3 水銀容器の圧力波による平均壊食深さ-----	6
4. 4 水銀容器の全面壊食後のピッチングによる深さのバラツキ-----	7
5. 確率論的損傷評価手法の検討-----	9
5. 1 荷重対強度の確率論的損傷評価手法-----	9
5. 2 確率論的疲労評価曲線-----	10
5. 3 壊食面積比と疲労強度-----	12
5. 4 中性子照射効果と疲労強度-----	13
5. 5 水銀容器の水銀による疲労強度への影響-----	14
6. 容器の損傷確率の計算-----	15
6. 1 延性破壊-----	15
6. 2 水銀容器の疲労破損確率-----	15
7. 考察-----	17
7. 1 高サイクル強度に対する再考-----	17
7. 2 疲労寿命に対するマージンの内訳-----	18
7. 3 ASME コードおよび ANL グループの疲労評価式-----	18
7. 4 確率論的疲労破壊評価-----	19
7. 5 SNS (ORNL) の疲労データの比較-----	20
7. 6 金材研のデータ-----	20
7. 7 高サイクル (ギガサイクル) 領域での疲労強度低下に関する最近の動向-----	21
7. 8 考察のまとめ-----	21
8. まとめ-----	23
謝辞-----	23

参考文献-----24

付録

付録 A 1 水銀漏洩検出の確率分布-----56

付録 A 2 疲労曲線の応力表示-----57

付録 A 3 ANL グループの疲労曲線と ASME 疲労曲線との比較 (1) -----58

付録 A 4 ANL グループの疲労曲線と ASME 疲労曲線との比較 (2) -----59

付録 A 5 疲労評価点と ASME 基準疲労曲線の関係-----61

付録 A 6 ASME 基準の疲労曲線にピットと照射の影響を考慮した場合の疲労線図---62

付録 A 7 照射とピットの影響を入れた場合の許容サイクル数-----63

付録 A 8 ピット深さと照射を考慮した疲労線図からき裂の大きさ分布を考えて
破損確率を算定した場合-----64

Contents

1.	Introduction-----	1
2.	Mercury Target-----	1
3.	Examination of Failure Modes and Evaluation Condition -----	2
3. 1	Failure Modes-----	2
3. 2	Stress Evaluation -----	3
3. 3	Failure Probability Evaluation Condition-----	4
4.	Survey and Evaluation of Probabilistic Data of Material Strength and Load -----	5
4. 1	Probability Distribution of Material Strength -----	5
4. 2	Probability Distribution of Load -----	6
4. 3	Mean Erosion Depth by Pressure Wave in Mercury Vessel-----	6
4. 4	Scatter of Pitting Depth after Total Erosion of Mercury Vessel-----	7
5.	Examination of Probabilistic Damage Evaluation Technique -----	9
5. 1	Probabilistic Damage Evaluation Technique: Type of Load Versus Strength-----	9
5. 2	Probabilistic Fatigue Life Evaluation-----	10
5. 3	Effect of Aspect of Erosion Area on Fatigue Strength-----	12
5. 4	Effect of Neutron Irradiation on Fatigue Strength-----	13
5. 5	Effect of Mercury on Fatigue Strength-----	14
6.	Calculation of Failure Probability-----	15
6. 1	Ductile Failure -----	15
6. 2	Fatigue Failure Probability of Mercury Vessel-----	15
7.	Discussion-----	17
7. 1	Re-evaluation of Fatigue Estimation Curve and Statistical Values-----	17
7. 2	Breakdown of Margin to Fatigue Life-----	18
7. 3	Re-evaluation of ASME Design Curve and ANL's Estimation Curve-----	18
7. 4	Evaluation of Failure Probability by ANL's Equation and Ishikura's Equation-----	19
7. 5	Comparison of SNS Fatigue Data (by ORNL)-----	20
7. 6	Comparison of Other Fatigue Data (by National Research Institute for Metals)-----	20
7. 7	Recent Finding Concerning Fatigue Strength Decrease in High Cycle (Giga-cycle) Range-----	21
7. 8	Summary of Discussion-----	21
8.	Summary-----	23

Acknowledgment-----23
 References-----24

Appendix

A 1 Probability of Mercury Leakage Detection-----56
 A 2 Expression of Stress of Fatigue Curve of Load vs. Cycles-----57
 A 3 Comparison between ANL Fatigue Curve and ASME Fatigue Curve (1)-----58
 A 4 Comparison between ANL Fatigue Curve and ASME Fatigue Curve (2)-----59
 A 5 Comparison between ASME Mean Fatigue Curve and Design Strain-----61
 A 6 Mean Fatigue Curve of the ASME Standard Where the Effect of the Pitting Damage
 and the Irradiation Damage was Considered-----62
 A 7 Life Cycle Number When Effects of Pitting Damage and Irradiation Damage
 are Considered-----63
 A 8 Failure Probability Calculated in Consideration of Size Distribution of Crack Depth
 Based on Mean Fatigue Curve where Pitting Damage and Irradiation Damage
 were Considered -----64

1. はじめに

本報は、大強度陽子加速器計画（J-PARC: Japan Proton Accelerator Complex）の中核施設である物質・生命科学実験施設の核破砕中性子源となる水銀ターゲット容器（3重壁構造）の構造健全性評価を行うための基本データとするために、水銀容器及び保護容器（別名セーフティハルで2重壁リブ構造）で想定される荷重条件下で発生する応力値及びピitting損傷、疲労データ等を基に破損確率の算定を行ったものである。

確率論的損傷評価手法は、原子炉容器のような破損が起こらないように十分安全側な設計を行っている機器類が破損することを仮想した稀有事象のリスクを評価する場合や、機器（材料）の強度や荷重条件の設定に不確定度が高い場合（例えば、腐食環境下の材料強度や地震荷重のような場合）に、対象機器の破損の頻度を推定して安全性の確保やメンテナンスの効率化を計るのに有効である。これまで、原子力施設の安全評価に用いられてきた確率論的安全評価 PSA（Probabilistic Safety Assessment）は、近年は原子力施設にとどまらず、公共性の高い一般建築物（含、構造物）に対しても適用されつつあり、また地震のような荷重に対する確率論的損傷評価にも応用されている（一例を挙げると、日本学術会議 メカニクス・構造研究連絡委員会主催 “第5回 構造物の安全性・信頼性に関する国内シンポジウム”、2003/11）。但し、確率論的評価を行うためには、材料強度や荷重条件の統計データ（分布形状、平均値、バラツキ、etc）や時系列特性の確率過程データが必要であり、それらのデータベースを整備することが重要な課題である。

本報では、水銀容器と保護容器の破損確率評価を行い、保護容器の破損確率は水銀容器のそれより十分下回り、万が一水銀容器が破損した場合にも、水銀漏洩検知器が機能することにより、漏洩水銀は保護容器内部に閉じこめることが十分可能であることを定量的に示すことを目的とした。

2. 評価対象部

図 2.1 に水銀ターゲット容器の概念図を示す。水銀ターゲット容器は水銀容器と保護容器の2つの容器で構成される。水銀容器は1重壁構造で、核破砕により中性子を発生するターゲット材と冷却材を兼ねる水銀（ループで循環させる）を収納する容器である。保護容器は2重壁で壁間に重水を流し容器を冷却する構造で、万が一水銀容器が破損して水銀が漏れた場合にも、漏洩水銀を閉じ込めて安全に回収するための容器である。両容器とも材料は316ステンレス鋼である。水銀容器と保護容器の先端中央部に陽子ビームが入射する窓部（板厚は2.5mm）がある。運転温度は、それぞれビーム窓近傍で水銀容器が140℃で保護容器が66℃である。水銀容器には、水銀の流れを整流するために上・下流部にそれぞれ3枚のバツフル板が設けられている¹⁾。

また、両容器の照射損傷が最も厳しい位置における照射量は、水銀最大発熱密度が668W/ccのガウス分布陽子ビーム条件の2500時間運転で水銀容器が約5 dpa、保護容器が約3.3 dpaである。また、最大発熱密度が220W/ccの平坦分布の陽子ビーム条件で現設計寿命2500時間だと、水銀容器が約2 dpa、保護容器が約1 dpaである¹⁾。

3. 破損形態の検討と評価条件

想定する破損モードは、発電用原子力施設の構造設計基準である MITI 告示-501²⁾と同等である JIS 圧力容器構造設計基準（圧力容器の応力解析及び疲労解析: JIS B-8281）で評価対象とする破損モードに準拠する。

3. 1 破損モード

(1) 水銀容器

水銀容器で破損に対して最も厳しい条件に晒される部位はビーム窓部である。当該部では次のような破損モードと影響因子が考えられる。

破損モード

- ・ 内圧による膜応力でのラプチャー
- ・ 内圧、圧力波による膜応力と熱曲げ応力による全断面降伏による破損
- ・ 水銀容器の圧力波による疲労破損
- ・ 圧力波の回数が増加すると壊食による局所的減肉が進行し、板厚を貫通する破損モードによる疲労寿命の低下。この評価には減肉データが必要である。

影響因子

- ・ 膜応力については、全面壊食開始後の肉厚減少に伴う応力上昇。
- ・ ターゲットの寿命中に圧力波による最大応力振幅が約 2×10^8 サイクル加わる疲労破損。
- ・ 疲労破損に関連しては、容器の内面（水銀側）に壊食が生じることによる疲労強度の低下。疲労寿命の低下は MIMTM の実験で全面壊食を起こした試験片による疲労試験結果を反映する。
- ・ 中性子照射による疲労強度低下。

水銀容器の破損モードと影響因子を表 3.1 にまとめて示す。

(2) 保護容器

保護容器で最も損傷が厳しくなる部分は水銀容器に同じくビーム窓部であり、次のような破損モードが考えられる。

- ・ 内圧による膜応力でのラプチャー
- ・ 内圧による膜応力と熱曲げ応力による全断面降伏による破損

保護容器については、冷却水が重水であり、核破碎発熱は水銀に比べて低いため（水銀の最大 220W/cc に比べて、重水は最大約 20W/cc と約 1/10）、圧力波はきわめて小さい。従ってキャビテーションに対する臨界負圧（状態量としては引張り応力でマイナス数 bar）も発生しないため、壊食は生じない。また、圧力波による応力も無視しうるほど低いために疲労評価も問題とならな

い。中性子照射による疲労強度低下は考慮する。

3. 2 応力評価¹⁾

圧力波により水銀容器に発生する応力は入射ビームのプロファイルに依存する。したがって、最大発熱密度 $Q_{max}=668\text{W/cc}$ のガウス分布のビームプロファイルを最高値のケースとして、その総発熱量と等価となるように最大発熱密度を低下させた場合の各種ビームプロファイルに対する動的熱衝撃解析結果と定常熱応力解析結果から、最も厳しい窓部中心の応力評価例を表 3.2 に示す(入力した発熱条件はターゲット容器に入射するビームパワーが 1MW の条件である)。

最大発熱密度は最高値のガウス分布の 668W/cc から、 389W/cc 、 289W/cc 、 220W/cc と低減させている。 220W/cc を有するビームプロファイルは、ビームラインに関する現設計で対応可能と考えられる最低値である。なお、総発熱量を同一としてピーク値を下げることは、ビームを広げることを意味する。その結果、発熱分布が広がるため、ターゲット容器外周部やターゲットの外側に設置される減速材、反射体等の熱除去に影響を与えることが懸念された。この観点から検討した結果、今回検討した最低値の場合においても発熱分布の広がりはそれ程影響しないことを確認している¹⁾。

表 3.2 には、それぞれのビームプロファイルに対して、ウィンドウタイプが半円筒タイプと平板タイプの 2 種類について解析を行った結果(ウィンドウ内外面における、①圧力波による最大応力強さ、②同最大応力変動幅、③圧力波による応力と熱応力の合計応力、④JIS 設計疲労曲線の A、B 曲線に対する判定基準となる応力強さ)も示している。なお、水銀の状態方程式はキャピテーションによる負圧破壊(引張り応力がある閾値を越えると剛性がなくなる現象)を考慮している(負圧破壊を模擬した簡単な状態方程式モデルで Cut-Off モデルと称する)。負圧破壊の影響は、半円筒タイプウィンドウよりも平板タイプウィンドウの応力値が大きく、半円筒タイプウィンドウでは最大発熱密度が 300W/cc 程度まで構造成立の見通しがあるのに対して、平板タイプウィンドウでは、 220W/cc でも 1 次応力制限と疲労強度制限を満足しない。

水銀容器構造における特異な課題は、圧力波が水銀中を伝播する過程で生じるキャピテーションによる壊食損傷である。壊食損傷を考慮した設計寿命の考え方については、次章で述べるが、寿命を推定する手法の不確定度が大きいことから、余裕を十分有する設計が望ましい。従って、キャピテーションの発生の原因となる圧力波を低減する観点から、現時点では水銀の初期圧すなわち最大発熱密度は極力下げた最大発熱密度(220W/cc)を持つビームプロファイルを設計条件として選択する。

3. 3 破損確率評価条件

各容器に発生する応力は各解析結果から表 3.3 の通りである。水銀容器のビーム窓部における圧力波による応力履歴を水銀の負圧破壊がない状態方程式と負圧破壊を考慮した状態方程式 (Cut-Off) の場合について図 3.1 に示す。

4. 材料強度、負荷荷重の確率的データの調査・検討

構造強度を確率論的に評価する場合には、通常確定論的な強度評価のように発生応力と許容応力との大小関係で評価するのではなく、負荷荷重や材料強度（降伏応力、引張り強度、座屈強度等を総称して耐力）に関する統計データ（確率分布形状（関数）と、その平均値とバラツキ（分散））の大小関係の解析による評価が必要になる。本章では、現存するデータを出来るだけ網羅するようにした調査結果について纏めた。

4. 1 材料強度の確率分布

材料強度として、まず耐力について次のように設定した。各破損モードに対する耐力は、JIS 圧力容器構造設計基準における評価対象モードに対する許容応力の設定方法の考え方をベースに、確率論的に適切な値を設定する。即ち、JIS 設計基準のように実験データを統計処理した 95% 信頼下限値を基準に安全率を考慮して許容応力を設定するのではなく、確率論的な評価に適合するように、実験データを統計処理した平均値と分散値（標準偏差値）を荷重（これも確率論的に平均値と分散値として扱う必要がある）に対する耐力として設定する。各破損モードに対応する耐力は以下のとおりである。

- ・ 一次膜応力に対する耐力は、弾完全塑性体の破損限界である降伏応力値とする。
- ・ 一次膜+曲げ応力に対する耐力は、弾完全塑性体の破損限界である全断面降伏状態に対応する、降伏応力値の 1.5 倍を限界とする。
- ・ 一次+二次応力に対する耐力は、シェークダウン条件を満足する降伏応力値の 2.0 倍を限界とする。

上記のように降伏応力が設計基準における許容応力を支配しているので、対象材料（316SS）の降伏応力の分布について調査・検討を行った。降伏応力については、照射量と降伏応力の関係を調べた Robertson らのデータ³⁾等があるが、ここでは具体的な数値として評価できる表 4.1 に示す吉武等⁴⁾のデータについて分布状態（統計量）を調べた。照射温度は 371℃ から 444℃ の範囲で照射量は 0.9 dpa から 40.5 dpa の範囲、引張り試験温度は 23℃ から 430℃ の範囲である。

表 4.1 の降伏応力のデータを正規分布に従うと見なして平均値と標準偏差を計算すると次のようになる。

- ・ 平均値 651.4MPa
- ・ 標準偏差 82.6MPa

このデータから、降伏応力のバラツキの標準偏差 σ_{sy} は、降伏応力の平均値の約 12~13%（以下、標準偏差率と仮称）であると推定できる。この比率を MITI 告示に記載している降伏応力のバラツキの算出に用いる。MITI 告示の降伏応力値は 95% 信頼下限の値であると仮定して降伏応力の分布を決定する。すると、実際の降伏応力の平均値を SY とする時、正規分布の 95% 信頼下限

値は平均値から標準偏差値の 1.645 倍離れた値となるから、MITI 告示で定める降伏応力値 SY_{MITI} は式(4.1)で表される。

$$SY_{MITI} = SY - 1.645\sigma_{SY} \quad (4.1)$$

表 4.1 の実測値から計算した標準偏差率が 12~13%であるから、平均値を補正する場合は安全側に低めの値となる 12%に設定すると、式(4.1)は式(4.2)となる。

$$SY_{MITI} = SY - 1.645 \times 0.12SY = (1 - 0.1974)SY = 0.8026SY \quad (4.2)$$

従って、95%信頼下限値である MITI 告示で定める降伏応力値から平均降伏応力 SY を逆算するには、式(4.3)で求まる。

$$SY = \frac{SY_{MITI}}{0.8026} \quad (4.3)$$

また、標準偏差値を設定する場合は、大き目の値になるほうが安全側であるから、標準偏差率を 13%に設定する。

水銀容器のビーム窓最高温度 140℃と保護容器のビーム窓最高温度 66℃での平均降伏応力を MITI 告示で定めている温度依存データより内挿して求めると、 $SY_{MITI}(66)=191.63$ MPa、 $SY_{MITI}(140)=164.0$ MPa となる。

したがって、MITI 告示で定めている降伏応力値をベースに水銀容器のビーム窓最高温度 140℃と保護容器のビーム窓最高温度 66℃での平均降伏応力と標準偏差値は、式(4.3)と平均降伏応力に対する標準偏差率 12%と標準偏差値に対する標準偏差率 13%から、 $SY(66)=238.7$ MPa、 $\sigma_{SY}(66)=31.1$ MPa、 $SY(140)=204.3$ MPa、 $\sigma_{SY}(140)=26.6$ MPa となる。

4. 2 負荷荷重の確率分布

負荷荷重に関する確率的データについては荷重の種類と設定方法、それから計算方法に強く依存するので、荷重計算の誤差や、寸法公差、荷重自体の変動要因等を総合的に考慮して設定する必要がある。特に圧力波による応力は、陽子ビームの変動や核破碎計算の精度、圧力波伝播解析の精度（解析モデル、水銀状態方程式の精度）が変動係数になる。さらに、キャビテーションの発生確率と壊食量のバラツキに関しては大きな不確定因子である。今回の評価では、これらのデータに関する知見が乏しいために、負荷荷重は解析で得られた値を平均値とみなし、ばらつきに関しては平均値の 10%を標準偏差値と仮定した。

4. 3 水銀容器の圧力波による平均壊食深さ

平均壊食深さについて、MIMTM 実験から次のような実験結果⁵⁾が得られている。

平均壊食深さは、ある限界サイクル数まで $0.05 \mu m$ にとどまるが、全面に壊食が生じると急激に壊食が進行し出す。全面に壊食が生じるサイクル数 N_{cr} は、パワーに依存している。そのデー

タを図 4.1 に示す。

図 4.1 と図 4.2 のデータから、全面壊食開始前には質量減少量から算出した壊食深さは、パワーによらず $0.05 \mu\text{m}$ でほぼ一定であり、全面壊食開始後はサイクル数の 1.3 乗で平均壊食深さが大きくなる事が分かる。そして、全面壊食開始サイクル数はパワーに依存している。これらのデータから平均壊食深さを、サイクル数 N とパワー p との関数としてあらわせる。式(4.4)は全面壊食開始サイクル数 N_{cr} をパワー p の関数で表した式である。図 4.1 から、1MW では限界サイクル数が 5×10^5 であり、 5×10^5 サイクルでの図 4.2 の相対パワー比は 0.813 である。これを pr として図 4.2 の縦軸を $1/pr$ 倍すると縦軸がパワーを単位とした軸となる。

$$\begin{aligned} N_{cr}(p) &= 10^{[980.082 \log(p)+446.235]}, \quad 0.279/pr < p < 0.28/pr \\ &= 10^{[A-3.8 \log(p)]}, \quad A=5.7 \quad \text{上記以外} \end{aligned} \quad (4.4)$$

式(4.5)は、壊食深さをサイクル数 N とパワー p の関数で表した式である。式(4.5)の中に式(4.4)が組み込まれている。

$$\begin{aligned} MDE &= 0.05, \quad N < N_{cr} \\ MDE &= 10^{[1.3 \log(N)+B]}, \quad N \geq N_{cr} \\ B &= \log(0.05) - 1.3 \log(N_{cr}) \end{aligned} \quad (4.5)$$

この関数を用いて、パワーレベルごとにサイクル数に対して壊食深さを求めてプロットした図を図 4.3 に示す。

4. 4 水銀容器の全面壊食後のピッチングによる深さのバラツキ

(1) 全面壊食後のピッチングによる深さとグンベル分布の検定

ピッチング深さと衝撃サイクル数の比較を図 4.4 に示す。図 4.4 に見られるように、サイクル数が多くなって全面壊食が始まるとピッチングの深さのバラツキはあるが 10^7 程度までなら平均値はほぼ一定になる。 10^7 以上の回数におけるピット深さの進展に関しては、現時点ではデータを取り始めた段階であり統計的な議論はできないが、局所的に深まる傾向が得られている。以下では、 10^7 までのデータの範囲で検討を行った。

図 4.4 から全面に壊食が生じた後のピッチング深さのデータを読みとって、深さの分布を行表示で表すと式(4.6)となる。

$$\text{Pit-depth} = [8, 17, 22, 16, 11, 14, 20, 22, 15, 20] \quad (4.6)$$

減肉部分の面積と検査サンプルの面積の比を再帰期間^{†1} T_0 として $T_0=100$ とした場合、ピッチング深さの分布がグンベル分布^{‡2} (Gumbel distribution) と仮定して平均ランク法で最大ピッチング深さの検討を行う。ピッチング深さのグンベル分布の解析を行うために、式(4.6)のデータを降順に並べ直して Z とすると式(4.7)となる。

$$Z = [22, 22, 20, 20, 17, 16, 15, 14, 11, 8] \quad (4.7)$$

この全面壊食後のピッチング深さの分布がグンベル分布と見なしうるか否かに関する検定を行ったところ、図 4.5 に示すように、有意水準（ある事象に適用しようとする確率分布の適合性を表す数値で統計的検定による求められる）10%以上でグンベル分布と見なせることが分かった。

*1 再帰周期の意味：多少厳密性には欠くが、分かり易く以下に説明を加える。

検査対象全領域に対して単一サンプル領域が占める割合の逆数Nで、個々のサンプルの検査で得られた最大値の発生確率は近似的に1/Nとなる。すなわち、N回繰り返せば全部を把握できるとの意味である。検査するサンプル数がnであれば、それで得られた最大値の発生確率はn/Nとなり、サンプル数がnの検査で得られた最大値をGunbel分布に適用して再帰周期Nまで外挿することにより全領域での最大値を推定することになる。従って、サンプル数nが大きくなれば発生確率が大きくなり、全数検査n=Nなら得られた最大値の発生確率が1となる。

*2 グンベル分布⁷⁾：ある母集団(ここでは自然現象の一まとまり) からサンプルを切り出し、その中の最大値を抽出したものを集めて統計解析を行うと、グンベル分布、フレシェ分布、ワイブル分布のいずれかに収束することが証明されている。その中で、グンベル分布は数学的には2重指数分布であり、累積分布関数F(x)は、下式で表される。

$$F(x) = \exp(-\exp(-((x-\lambda)/\alpha)))$$

ここで、 λ は位置パラメータで再頻値、 α は尺度パラメータである。

(2) グンベル分布解析と深さ分布の推定

以下がグンベル分布の解析手順である^{6),7)}。

- ① 降順のデータZを上から順に1からデータ個数分nまで番号iを付ける。
- ② $\Lambda(y) = 1 - i/(n+1)$ をn個計算する。
- ③ $y = -\ln(-\ln(\Lambda(y)))$ をn個計算する。
- ④ 深さのデータZ_iに対して、y_iをプロットし、直線近似する。
- ⑤ 直線近似した関数をY(x)とする。
- ⑥ Y(x)のグラフから、図 4.6 の様にY(x)が0および1になるxの値 λ と λ_1 を求める。そして $\alpha = \lambda_1 - \lambda$ とする。
- ⑦ α と λ および再帰期間T0*（母集団をN、検定数をnとした場合T0=N/n、または、評価対象全面積をA、検査対象面積をaとした場合T0=A/a）が決まったら、次の(4.8)式の累積分布関数 $\Lambda_m(x)$ で最大深さの確率的検討ができる。 $\Lambda_m(x)$ はxを越えない値の累積確率を表す。

$$\Lambda_m(x) = \exp\left(-\exp\left(\frac{-[x - (\lambda + \alpha \ln(T0))]}{\alpha}\right)\right) \quad (4.8)$$

(4.6)式のデータをグンベル分布解析してプロットした図を図 4.7 に示す。図 4.7 の近似直線から $\lambda = 14.05$ で $\alpha = 4.947$ という結果が得られる。

5. 確率論的損傷評価手法の検討

5. 1 荷重対強度の確率論的損傷評価手法

荷重を S 、それに対応する耐力（確率論的信頼性評価においては、機器や材料の広い意味での強度を表す意味で耐力と表現する場合が多い）を R とすると、 S も R もバラツキを持った確率的変数である場合の確率論的損傷計算手法を以下に示す。また、詳細については付録-1 に解説する。

荷重 S （この場合、荷重として応力を採る）として、平均値 m_1 、標準偏差 σ_1 の正規分布と仮定する。一方、耐力 R （この場合、耐力として降伏応力を採る）も、平均値 m_2 、標準偏差 σ_2 の正規分布と仮定する。 R よりも S が大きくなる確率が破損確率となる。荷重も耐力も正規分布と仮定して、荷重と耐力の確率変数をそれぞれ x_1 、 x_2 とし、確率密度関数を $f_1(x_1)$ 、 $f_2(x_2)$ とする。これらの関数を(5.1)式に示す。図 5.1 に R と S の相互関係を示す。

$$f_1(x_1) = \frac{1}{\sqrt{2\pi} s_1} \exp\left(-\frac{(x_1 - m_1)^2}{2s_1^2}\right) \quad (5.1)$$

$$f_2(x_2) = \frac{1}{\sqrt{2\pi} s_2} \exp\left(-\frac{(x_2 - m_2)^2}{2s_2^2}\right)$$

荷重 S 、耐力 R の確率密度関数を P_S 、 P_R とすると、式(5.2)となる。

$$P_S = f_1(S), \quad P_R = f_2(R) \quad (5.2)$$

損傷確率 P_f は、荷重が S 、耐力 R の確率密度関数 P_S 、 P_R の畳込み積分、式(5.3)で表せる。

$$P_f = \int_0^{\infty} f_1(S) \left[\int_0^S f_2(R) dR \right] dS \quad (5.3)$$

式(5.3)は、荷重が S の時の損傷確率は、耐力 R が S 以下となる確率と S の確率密度との積であり、 S の全領域についての積分が損傷確率となることを意味する。

ここで、新たに確率変数 $z=R-S$ を導入すると、損傷は $S>R$ の条件で起こるから、 $z<0$ の領域で起こることになる。この z も正規分布となる。従って、損傷確率を表す式(5.3)は式(5.4)となる。

$$P_f = \int_{-\infty}^0 P_f(z) dz \quad (5.4)$$

ここで $P_f(z) = \int_0^{\infty} f_2(z+S) f_1(S) dS$ 、 $\int_{-\infty}^{\infty} P_f(z) dz = 1.0$ 。

式(5.4)の $P_f(z)$ が z の確率密度関数となる。この関数を十分に広い範囲の z について積分すれば、確率測度の定義より確率は 1 になる。また、 z が負になる領域の積分を式(5.4)第 1 式のように行くと荷重 S が耐力 R を越える確率、すなわち破損確率が求まる。

以下に、破損確率計算例として、水銀容器の“内圧+圧力波”に対する破損確率の算出例を示す。荷重 S として、表 3.3 より平均値 m_1 が $\sigma_p(=23.7)+\sigma_{pp}(=84)=107.7\text{MPa}$ 、標準偏差 σ_1 は平均値の 10% と仮定して 10.8MPa とする。一方、耐力 R （ここでは降伏応力）は 4.1 項で MITI 告示の降伏応力データより平均値と標準偏差値を逆推定した結果から、平均値 m_2 が 204.3MPa 、標準偏

差 σ_2 が 26.6 MPa となる。したがって、水銀容器の損傷確率 P_f は以下となる。

$$P_f = \int_{-\infty}^0 P_f(Z) dZ = 3.76 \times 10^{-4}. \quad (5.5)$$

荷重 S 、耐力 R 、および $z=R-S$ の確率密度の分布を図 5.2 に示す。

ここで、平均値の差に対するバラツキ（標準偏差）との比である式(5.6)に示す信頼性指標 β を導入すると、損傷確率の計算式が簡単になる。

$$\beta = \frac{m_2 - m_1}{\sqrt{s_1^2 + s_2^2}} \quad (5.6)$$

さらに累積標準正規分布関数 $\Phi(R)$ は式(5.7)で表される。

$$\Phi(R) = \int_{-\infty}^R \frac{1}{\sqrt{2\pi}} \exp\left(-\frac{x^2}{2}\right) dx \quad (5.7)$$

したがって、破損確率 P_f は式(5.8)で表される。

$$P_f = \Phi(-\beta) \quad (5.8)$$

上記の計算例と同様に、荷重 S として、平均値 m_1 が 107.7 MPa、標準偏差 σ_1 が平均値の 10% で 10.8 MPa、耐力 R （降伏応力）は平均値 m_2 が 204.3 MPa、標準偏差 σ_2 が 26.6 MPa として計算すると、式(5.6)から $\beta=3.37$ 、式(5.7)から $\Phi(-\beta)=3.76 \times 10^{-4}$ となり、式(5.5)の損傷確率と一致する結果となる。

なお、荷重についてはバラツキが無いとした時には、このバラツキに対する標準偏差 s_1 を 0 として(5.6)式で β を計算し $\Phi(-\beta)$ を求めれば、その値が破損確率になる。例えば、荷重値が 107.7 MPa でバラツキが無い場合には、荷重 S の確率密度関数 $f_1(x)$ は確定値となり式(5.4)は耐力 R の確率密度関数 $f_2(x)$ のみの式となり、破損確率は式(5.9)で求められる。一方、 $s_1=0$ として式(5.6)から β を計算して、式(5.7)の $\Phi(-\beta)$ から求めた破損確率は式(5.10)となり式(5.9)と等しい結果を与える。

$$P_{f1} = \int_0^{107.7} f_2(R) dR = 1.37 \times 10^{-4} \quad (5.9)$$

$$P_{f2} = \Phi(\beta) = 1.37 \times 10^{-4} \quad (5.10)$$

5. 2 確率論的疲労評価曲線

軽水炉の水環境を考慮した ANL(Argonne National Laboratory)の Chopra 等の文献⁸⁾ (NUREG/CR-6787, 2002)による、オーステナイトステンレス鋼(316SS)の疲労曲線のデータを図 5.3 に、同じく Keisier 等の文献⁹⁾ (NUREG/CR-6335, 1995)による疲労曲線のデータを図 5.4 に示す。図には ASME コードや他の研究者が提案している近似曲線を併せて示している。

ASME コードが提示している設計疲労曲線には環境効果が含まれていないために、低サイクル側 ($N < 10^6$) で非安全側になっていることが指摘されている。ANL は LWR 水中での環境効果を

考慮した疲労試験を行い、適切な疲労評価用の関数式を提案している。また、NUREG/CR-6335では、Keislerらは疲労試験データを試験条件（温度、表面状態、ひずみ振幅（全振幅の1/2）、歪速度）ごとにバラツキの統計解析を行い、その結果を基に疲労曲線近似式に信頼度関数 $F(x)$ を導入して確率論的評価が行える近似式を提案している。PNL（Pacific Northwest National Laboratory）のKhaleel等¹⁰⁾は、ANLの疲労試験結果や疲労評価用の関数式に基づいて、ANLと協力しながらNUREG/CR-6335で提案した確率論的疲労評価曲線の見直しを行っている（NUREG/CR-6674, 2000）。NUREG/CR-6674では、確率論的評価に重要なバラツキデータはNUREG/CR-6335の値を引用している。言い換えれば、公的なバラツキデータはNUREG/CR-6335が唯一と考えられる。本検討での確率論的疲労評価曲線はANLの提案式を参考とした。

歪制御の疲労試験の結果は、一般に式(5.11)で近似される。

$$\epsilon_a = A_1(N)^{-n_1} + A_2 \quad (5.11)$$

ここで、 ϵ_a はひずみ振幅（全振幅の1/2）、 N は寿命回数、 A_1 、 A_2 、 n_1 は材料や環境に依存する定数である。多くの場合、 n_1 の値として1/2を用いると実験データの分布を良く近似できる。また、式(5.11)を対数で表示すると次式となる。

$$\ln(N) = [\ln(A_1) - \ln(\epsilon_a - A_2)] / n_1$$

$$\text{従って、} N = \exp([\ln(A_1) - \ln(\epsilon_a - A_2)] / n_1) \quad (5.12)$$

以下に各研究者の提案式をまとめて示す。

ASMEコードSec.Ⅲではオーステナイトステンレス鋼の空気中の疲労試験データ（環境効果無し）の適正カーブとして式(5.13)を提示している（NUREG/CR-6787）。

$$N(\epsilon_a) = \exp(6.954 - 2.0 \ln(\epsilon_a - 0.167)) \quad (5.13)$$

式(5.13)をベースにして、設計疲労曲線として試験データのバラツキ等を考慮するために回数で1/20、歪で1/2の包絡曲線として提示している。即ち、

$$\text{Min}[\{N(\epsilon_a) = \exp(6.954 - 2.0 \ln(2\epsilon_a - 0.167))\}, \{N(\epsilon_a) = [\exp(6.954 - 2.0 \ln(\epsilon_a - 0.167))] / 20\}] \quad (5.14)$$

である。

ANLがNUREG/CR-5704で提示した評価式は式(5.15)である。

$$N(\epsilon_a) = \exp(6.703 - 2.03 \ln(\epsilon_a - 0.126)) \quad (5.15)$$

また、ANLがNUREG/CR-6674で提案した確率論的疲労評価曲線の式(5.16)には信頼度 x という変数が入っており、確率論的に疲労評価ができる式になっている。

$$N(\epsilon_a, x) = \exp(6.776 + 0.52 F^{-1}(x) - 2.172 \ln[(\epsilon_a - 0.108) + 0.026 F^{-1}(1-x)] - \ln(4)) \quad (5.16)$$

ここで、 $F^{-1}(x)$ は逆累積標準正規分布関数で標準正規分布関数（平均値0.0、標準偏差値1.0）の累積（積分）分布の逆関数であり、信頼度 x に対する確率変数値の関数である。信頼度 $x=0.5$ は中央値（=平均値）を示す。なお、(5.16)式の最後の項は、微小試験片に対する補正項、即ち、試験片が微小な場合に表面荒さが疲労強度を減少させることを考慮した補正であり、 $-\ln(4)$ はサイクル数が微小試験片では1/4程度に減少することに対応している。また、式(5.16)の $F^{-1}(x)$ の係数0.52は寿命回数 N に対する標準偏差値であり、 $F^{-1}(1-x)$ の係数0.026はひずみ振幅に対する標準偏差値

である。即ち、信頼度 x は標準正規分布の累積値（積分値）であるから、 $F^{-1}(x)$ はその逆関数として平均値（標準正規分布であるからゼロ）からの偏差量を示し、その値に評価対象とする確率変数の標準偏差値を乗じた値が信頼度を x とした場合の平均値からの偏差量となる。式(5.16)の標準偏差値は、Chopra 等の NUREG/CR-6335 で統計処理されたデータである。従って、これらの偏差値が小さくなれば信頼性が高まることになる。後述するが、これらの偏差値は図 5.3、図 5.4 に示す全寿命範囲 ($10^2 < N < 10^8$) のデータに対して最適な予想曲線からの偏差値として求めたものである。図から明らかなように、予想曲線は $N < 10^6$ の範囲では適正に設定されているが、 $N > 10^6$ の範囲ではデータの分布から隔たった曲線となっているため、偏差値が大きめの値となっている。その上、 $N < 10^6$ の範囲でのバラツキと $N > 10^6$ の範囲でのバラツキにも違いがある。従って、第 7 章において、寿命評価上重要である圧力波負荷回数が $N > 10^8$ の範囲の高サイクル疲労評価に対して、その不整合性を考慮する。

5. 3 壊食面積比と疲労強度

図 5.5 に示す図は、MIMTM 試験に供した試験片のうち壊食面積比 F が 0（壊食開始前）と 1（全面壊食状態）の場合（陽子ビームパルス数が $10^6 \sim 10^7$ のピット損傷の試験片）の常温における 316 オーステナイトステンレス鋼の曲げ疲労強度試験のデータである。

壊食面積比 F による疲労サイクル数への影響を調べると、図 5.5 から全面壊食状態の $F=1$ の場合は、 $F=0$ の場合と比較して、低サイクル側ではサイクル数が 1/20 に減少する。一方、高サイクル側では疲労限の比較からひずみが 0.75 倍となる。そこでまず低サイクル側での疲労限の比較からひずみが 0.75 倍になるとし、更に低サイクル側でのひずみの減少も考慮して、サイクル数の減少については 1/10 とし、低サイクル側での疲労曲線がサイクル数だけを 1/20 にした場合の曲線に漸近するようにした。式(5.16)から誘導した提案式と壊食面積比を考慮した疲労強度が減少した場合として修正した提案式を示したのが図 5.6 である。ここで、式(5.16)の変数 x は信頼度で 0 から 1 の間の数値を取り、 $x=0.5$ は疲労曲線の中央値を表す。なお、式の最後の項である $\ln(4)$ は微小試験片効果でありここでは考慮しない。

図 5.6 から式(5.15)と式(5.16)は、ほぼ同じであることが分かる。また、壊食面積比 $F=0$ の試験データは、曲げ疲労試験の結果であるため、単軸引張疲労試験に基づいた結果に比べると疲労強度が増加する。ここでは保守性を鑑み、疲労評価用の関数式は壊食面積比 $F=0$ については、引張り疲労試験の(5.16)式を用い、壊食による低下率のみ MIMTM 試験片で得た結果を適用することとした。また、 $F=1$ の場合は $F=0$ の場合に比べてサイクル数で 1/10 となり、ひずみ範囲で 0.75 倍になるものとした。この疲労強度低下は陽子ビームパルス数が $10^6 \sim 10^7$ のピット損傷の場合であり、陽子ビームパルス数が 10^8 程度のピット損傷の場合は 0.3 まで低下する実験結果が得られている。各場合の疲労評価式をそれぞれ式(5.17)（式(5.16)の最後の項を省いた式）、式(5.18)に示す。 F が 0 と 1 の間にあるときは、後述するようにサイクル数、歪範囲のそれぞれの疲労強度減少係

数が壊食面積比と線形関係にあるものとした。

$$N(\epsilon_a, x) = \exp(6.776 + 0.52 F^{-1}(x) - 2.172 \ln[(\epsilon_a - 0.108) + 0.026 F^{-1}(1-x)]) \quad (5.17)$$

$$N(\epsilon_a, x) = (1/10) \exp(6.776 + 0.52 F^{-1}(x) - 2.172 \ln[(\epsilon_a/0.75 - 0.108) + 0.026 F^{-1}(1-x)]) \quad (5.18)$$

これら $F=0$ 、 $F=1$ の場合の式を参考のため図 5.7 に示す。

サイクル数に依存して壊食面積比が推移する関係は図 5.8 に示すとおりである。この関係はパワーに依存する。この依存性は式(4.4)の Ncr を用いて考慮できる。 n をサイクル数、 p をパワーとして壊食面積比 $C(n, p)$ は式(5.19)で表される。壊食による疲労強度減少係数 $K(n, p)$ は、壊食面積比が 0 では 1 で、壊食面積比が 1 でひずみが 0.75 倍、サイクル数が 1/10 となることから疲労強度減少係数 $K(n, p)$ は、壊食面積比と線形関係にあるとして式(5.20)のように表される。(5.20a)式はひずみ補正係数で(5.20b)式はサイクル数補正係数である。パワーが 1MW の場合の壊食面積比と疲労強度減少の各係数のサイクル数との関係を図 5.9 に示す。

$$C(n, p) = 1 - \exp\left(-A n \frac{Ncr(1)}{Ncr(p)}\right) \quad (5.19)$$

$$K1(n, p) = 1 - 0.25 C(n, p) \quad (5.20a)$$

$$K2(n, p) = 1 - 0.9 C(N, p) \quad (5.20b)$$

5. 4 中性子照射効果と疲労強度

316 オーステナイトステンレス鋼が中性子照射を受けた場合、0.015 dpa の照射損傷量では降伏応力の上昇により、照射後疲労では特に低サイクル領域で疲労寿命が長くなる¹¹⁾とするデータもあるが、照射損傷度が数 dpa 程度と高くなると疲労寿命は低下する¹²⁾。中性子照射あるいは陽子照射後の疲労については、Mansur 等¹³⁾がまとめた、数 dpa 以上の照射損傷を受けた場合の中性子照射後疲労強度の図 5.10 に示すデータが参考となる。

図 5.5 に示すデータと図 5.10 に示す疲労曲線を、同じグラフにプロットして図 5.11 に示す(ひずみは%単位)。なお、参考として MITI 告示の設計疲労線図も併せてプロットした。照射前後で疲労限については約 20%の疲労強度低下が見られ、また低サイクル側での疲労強度も照射により低下している。図 5.11 の非照射と照射後の疲労強度を比較して、疲労強度の低下率を検討した結果、非照射の場合の疲労曲線をひずみについて 0.8 倍、サイクル数について 0.4 倍すると、照射条件での疲労曲線にほぼ一致する事が分かった。図 5.12 に両者の比較を示す。図 5.12 から照射後疲労強度は非照射疲労強度を、ひずみについて 0.8 倍、サイクル数について 0.4 倍して表せることが分かる。全面壊食での疲労強度低下(ひずみが 0.75 倍、サイクル数が 1/10)に加えて、更に照射効果を考慮して、更にひずみについて 0.8 倍、サイクル数について 0.4 倍した場合の信頼度 0.5 (中央値) の疲労曲線を図 5.13 に示す。

5. 5 水銀容器の水銀による疲労強度への影響

水銀環境中の疲労強度については、第7章で引用する ORNL で実施した実験の報告書¹⁷⁾から、負荷速度が大きい場合には水銀環境による疲労強度は小さいと考えられるが、長期間浸漬時や、ピット形成による局所高応力負荷時の水銀の環境効果については検討を要する。

6. 容器の損傷確率の計算

6. 1 延性破壊

陽子ビームパワー1MW、パルス数 4.5×10^8 (約 4500 時間) 運転時点での平均壊食深さは式(4.5)から求まり、また全面壊食後のピッチング深さの最大値は式(4.8)から計算できる。計算結果を次に示す。

$$\text{MDE}(N, p) = \text{MDE}(4e8, 1.0) = 296.243 \quad (6.1)$$

$$\lambda = 14.05, \alpha = 4.947, T_0 = 100, \Lambda_m(51.5) = 0.95 \quad (6.2)$$

第4章の評価で用いた壊食データを基に得られた平均壊食深さとピットの最大深さの予測値は、平均壊食深さは式(6.1)に示すように約 $296 \mu\text{m}$ で、パルス数 $10^6 \sim 10^7$ の範囲ではピットの最大深さは式(6.2)から 95%の確率で $52 \mu\text{m}$ を越えることは無いことが示される。従って、壊食により板厚 $2500 \mu\text{m}$ の水銀容器が破損する確率は十分小さい。ただし、負荷回数が 10^8 を超えると、岡田らの文献¹⁴⁾が示すような局所的に壊食が進行する現象が観測されており、この現象を疲労強度の低下として考慮するのは実験データを充実する必要があり、今後の課題である。

上記の壊食深さの結果を踏まえて、水銀容器の最大壊食深さは $348 \mu\text{m}$ ($=296 \mu\text{m} + 52 \mu\text{m}$) として壊食による水銀容器の膜応力の補正を行う。表 3.3 の応力を用い、許容値については 4.1 項で求めた降伏応力の分布を用いる。膜応力の減肉による応力補正は、応力を「初期板厚/(初期板厚-減肉量)」倍して補正した。応力値は確定値として評価する。

評価結果をまとめて、表 6.1 から表 6.3 に示す。評価結果を纏めると以下となる。

- ・ 水銀容器の一次膜応力による破損確率（水銀漏洩確率）が 0.14%となるが、保護容器の破損確率は 10^{-11} 以下と殆ど無視できる。
- ・ 一次膜+曲げ応力による破損確率は水銀容器が 2.65×10^{-6} であるが、セーフティハルの破損確率は 10^{-12} と殆ど無視できる。
- ・ 一次+二次応力による破損確率は水銀容器が 2.9×10^{-3} であるが、保護容器の破損確率は 10^{-11} と殆ど無視できる。

6. 2 水銀容器の疲労破損確率

水銀容器の圧力波による応力幅は、水銀容器の壊食による減肉を考慮して保守的（壊食深さが比較的一様に進展する 10^7 回までの減肉データを基に設定した減肉量を最初から板厚が一様に減肉した条件と見なしたため保守的と言える）に見直すこととし、151MPa を $3000/(3000-348)$ 倍して 170.8MPa とする。また、水銀容器 140℃のヤング率は MITI 告示の 316 ステンレス鋼のデータ

を線形補間して 186.8GPa とした。水銀容器の疲労評価条件を整理してまとめた結果を表 6.4 に示す。

パワー1MW (JSNS 1MW 相当) で 4×10^8 サイクル時点の壊食面積比は式(5.18)により $n=4 \times 10^8$ 、 $p=1.0$ として計算すると、式(6.3)となり全面壊食状態になっていることが分かる。

パワー： $p=1.0$ MW, サイクル数： $N=4 \times 10^8$

$$C(n, p) = 1 - \exp\left(-A n \frac{Ncr(1)}{Ncr(p)}\right) = 1.0 \quad (6.3)$$

従って、式(5.19)の壊食による疲労強度の減少係数は、ひずみが 0.75 倍、サイクル数が 0.1 倍となる。また、照射効果による疲労強度の低下は、水銀容器の照射損傷が約 2 dpa であるので 5.4 項に記載のように、非照射条件の疲労強度を、ひずみに対して 0.8 倍、サイクル数について 0.4 倍とする照射効果がある場合の疲労強度減少を考慮する。

非照射、壊食面積比 0 の確率論的疲労強度式(5.17)から、照射考慮、壊食面積比 1 の場合 ($Np=10^7$) の疲労曲線 (信頼度 0.5 の中央値) を図 6.1 に示す。この図で黒丸で示した点は水銀容器の疲労評価条件の点である。この図から破損確率が 5%以上であることは分かるが、破損確率の値そのものは分からないので、信頼度 x をパラメータとして、疲労評価条件点になるように信頼度 x を逆算すると、疲労による水銀容器の破損確率は図 6.2 のように 12.3%となる。(最近取得した $Np=10^8$ の実測データを基にすると、破損確率は 93%となる。最新のデータに基づき再評価した結果に関しては別途纏める予定である。)

以上のように評価した、水銀容器と保護容器の応力制限に対する損傷確率と疲労破損に対する損傷確率の一覧表を表 6.5 に示す。表から、水銀容器の損傷確率は延性破壊に対しては 10^{-3} 程度であるが、疲労破壊の確率が 12.3%と高い値になっている。これに対し、保護容器の損傷確率は圧力波の荷重が作用しないために延性破壊の損傷確率は 10^{-10} 以下であり、疲労損傷も無視できる。したがって、水銀容器が破損しても保護容器が破損する確率は非常に小さい。

7. 考察

7. 1 高サイクル強度に対する再考

第6章ではANLのKeisler等⁹⁾(NUREG/CR-6335)が評価したオーステナイトステンレス鋼の疲労寿命データに対する統計解析で求めた標準偏差値(フィッティングカーブからの実験データの偏差)を基にANLのKhaleel等¹⁰⁾(NUREG/CR-6674)が提案した評価式により疲労寿命の確率評価を行った。

しかしながら、Chopra等の統計解析は図7.1に示すように、サイクル数 10^6 以下では平均的に予測する近似曲線となっているが、 10^6 以上では平均的より下回る近似曲線となっている。その上、 10^6 以上の領域では、歪のばらつきが小さい(図7.1では、この領域のデータ数が少ないが、疲労限領域では寿命のばらつきは大きくなるが歪(応力)のばらつきは小さくなる)にも関わらず、疲労寿命の全領域に対して統計解析を行っているため、歪に対してバラツキの大きい 10^6 以下と寿命回数に対してバラツキが大きい 10^6 以上の領域が同一の扱いとなっている。このことは、最新のNUREG/CR-6815(2002)¹⁵⁾でも疲労寿命を予測する統計モデル(NUREG/CR-6815, pp.39で述べている統計モデルは平均フィッティング曲線を意味するように取れるが)は 10^6 以下の領域に適用することを明記している。NUREG/CR-6335で評価した統計データを 10^6 以上の領域に適用するには適切性に欠けると判断される。

したがって、ターゲット容器で問題となる 10^8 回以上の高サイクル疲労評価を精度良く、かつ確率論的な評価を行うことを目的とした高サイクル領域に適合した疲労寿命曲線の設定と統計解析を試みた。図7.1で示されたデータのうち、 10^5 以上の室温での疲労寿命データを基に疲労寿命曲線の設定と統計解析を行った結果を図7.2に示す。図7.2には図7.1で比較されたJaske & O'Donnellの適合曲線とANLの適合曲線もあわせて示している。両曲線ともASMEコードの平均曲線よりは適合性が良いが(図7.1)、高サイクル領域では若干非安全側の設定となっている。 10^6 以上の高サイクル領域での疲労データに限定して適合するように設定したのが本報告の改良曲線(以下ではIshikuraの曲線と仮称する)であり式(7.1)で表せる。

$$\epsilon_a = 0.10586 + \exp[(8.6123 - \ln[N])/1.1196] \quad (7.1)$$

式(7.1)をANLの確率論的疲労評価式である式(5.17)の形式で表すと式(7.2)のようになる。

$$N(\epsilon_a, x) = \exp[8.6123 + \sigma_{Nf} F^{-1}(x) - 1.1196 \ln[(\epsilon_a - 0.10586) + \sigma_\epsilon F^{-1}(1-x)]] \quad (7.2)$$

歪データのIshikuraの曲線からの偏差値を統計処理して標準偏差を求めると $\sigma_\epsilon = 0.00412$ となる。ただし、疲労寿命回数に対するバラツキはChopraら(NUREG/CR-6335)の統計値 $\sigma_{Nf} = 0.52$ を用いる。従って、高サイクル領域の疲労データに適合した確率論的疲労評価式は式(7.3)となる。

$$N(\epsilon_a, x) = \exp[8.6123 + 0.52 F^{-1}(x) - 1.1196 \ln[(\epsilon_a - 0.10586) + 0.00412 F^{-1}(1-x)]] \quad (7.3)$$

7. 2 疲労寿命に対するマージンの内訳

一方、ANL の Chopra 等¹⁵⁾は、疲労寿命（回数）のバラツキに与える各因子の影響度を表 7.1 のように数値化している。各パラメータに対するマージンが総合マージンに寄与する考え方は、寿命に対するマージンは因子 1 から因子 4 までの積が総合マージンとなるが、歪に対するマージンは因子 1 から因子 4 までの最大値が総合マージンとなるとしている。

10^6 以上の高サイクル領域で問題となるのは、疲労限界（Fatigue limit）の存在を仮定すれば、寿命のマージンよりも歪のマージンであるから、これについて検討を行う。因子 1 から因子 4 のマージンファクターは各パラメータに対する寿命の低減率をベースにして、寿命低減率に相当する歪の偏差分を設定している。従って、影響係数は歪が変動する訳ではなく、あくまで寿命の低減ファクターで考慮できると考える。ただし、因子 4 の荷重履歴に起因する低減率は、一定の応力サイクルを負荷した場合よりも、高歪→低歪の変動サイクルを負荷した荷重パターン（ターゲットにおいても陽子ビーム 1 パルスの圧力波による応力が、最初は高いインパクトが作用して（応力で～150MPa、歪み速度で～10 程度）徐々に低くなる応力サイクルを繰り返す）が寿命を低減する傾向や疲労限界歪が低下する等の実験事実を根拠とするものであり、歪のバラツキと関係付ける要素が強い。ただし、ここで引用した文献 16)によると、このような傾向は 10^5 以下の低サイクル領域における実験結果を基にしたものであり、 10^6 以上の高サイクル領域ではこのような傾向は無視できるほどに小さい。とにかく、ANL が提案した荷重履歴低減係数（寿命に対して 1.5-2.5、歪に対して 1.3-1.6）の根拠は、文献 16)による荷重履歴のパターンによる疲労寿命の低下率 2-4 を寿命成分と歪成分に再分したものと判断される。したがって、基本的に疲労強度（ひずみ振幅と疲労寿命との関係）に関するひずみ振幅に対するマージンファクターは明確ではない。

ピット損傷による疲労寿命の低減効果は、本来はマージンファクターの範疇ではなく平均曲線に考慮すべきものであるが、実機におけるピット損傷が MIMTM で得られたピット損傷とどのような関係にあるかは未だ明らかになっていないために、現時点ではマージンファクターとして扱うこととする。ピット損傷による疲労寿命の低減効果に関するマージンファクターは表 7.1 の表面効果（Surface finish）に相当するものであるが、通常の表面効果と異なり負荷回数に依存し、現在の試験データからは第 5 章 3 項から $10^6 \sim 10^7$ で 1.33 (1/0.75)、 10^8 で 2.5 (1/0.4) である。従って、ピット損傷を考慮した場合の歪のマージンファクターは、（歪みに対しては相乗効果を考える必要がなく最大値が支配するから）ピット損傷による疲労寿命低減率が代表値となる。

7. 3 ASME コードおよび ANL グループの疲労評価式

ASME コード式、ANL 式、Ishikura 式の疲労曲線の比較を図 7.3 に示す。ASME コードは、平均曲線（Mean curve）と平均曲線に対して歪のみを 1/2 倍とした設計用に設定した設計曲線（Design curve）を示す（実際の設計曲線は平均曲線に対して歪を 1/2、回数について 1/20 の何れか低い方

(保守側) としているが 10^7 以上の領域では歪の低減が支配している)。図には ANL 式の平均曲線と ASME-Design curve に等価となるように歪を 1/1.5 倍とした曲線、ピット損傷による低減率 0.75 と中性子損傷による低減率 0.8 を考慮した曲線、及びそれらの相乗効果による低減率の 0.6 を歪に考慮した曲線を示す。Ishikura 式の疲労曲線も ANL 式と同様の低減率を考慮している。図には、水銀容器の圧力波によりビーム窓に生じる歪 (0.04695 %) とサイクル数 4×10^8 も示す。また、ピット損傷と中性子照射の相乗効果による低減率 0.6 に、NUREG/CR-6815 で推奨している荷重サイクルの変動による低減係数 1/1.6 を乗じた低減係数 0.375 を考慮した疲労曲線も示す。各疲労評価式の平均曲線の疲労限界で比較すると、ASME コードは ANL 式や Ishikura 式に比べ約 1.6 倍ほど高め (非安全側) に設定されている。ANL 式は 10^7 以下では高めの設定であるが、 10^7 以上では Ishikura 式に漸近する。ASME コードの Design-Curve は歪を 1/2 にしているために、Ishikura 式をも包絡するように設定されている。ANL 式、Ishikura 式ともに平均曲線はピット損傷による低減率 (0.75) と中性子照射低減率 (0.8) の相乗効果 (0.6) を考慮しても、設計歪 (0.04695) を下回らないが、それに NUREG/CR-6815 で推奨している荷重履歴効果によるマージン 1.6 を考慮すると総合低減率が 0.375 となり、設計歪を下回ることになる。表 7.2 に各評価式の疲労限と設計歪に対する裕度、各低減率との比較を示す。ANL 式の設計歪に対する裕度は 2.37 であるから許容低減率は 0.421 となり、荷重履歴効果によるマージンは 1.425 まで許容できる。同様に、Ishikura 式の設計歪に対する裕度は 2.25 であるから許容低減率は 0.443 となり、荷重履歴効果によるマージンは 1.354 まで許容できることになる。NUREG/CR-6815 が推奨している荷重履歴効果によるマージンは 1.3-1.6 を採用した場合には、ANL、Ishikura いずれの評価式でも最低値の 1.3 までは許容できる。

7. 4 確率論的疲労破壊評価

ANL 式は式(5.16)を用い、Ishikura 式は式(7.3)を用いて、パラメータ x を信頼度 (従って $1-x$ が危険度、すなわち損傷確率となる) として、信頼度を変えた場合の疲労曲線を比較したのが図 7.4 (ANL 式) と図 7.5 (Ishikura 式) である。図のキャプションで、 ϵ は歪みを、その数字は歪みの増減の割合を示し、 x に続く数字は信頼度を表す (以後の図の説明も同じ)。図には ASME コードの平均曲線と Design-Curve も合わせて示す。以下には、各低減率を考慮した場合に設計歪に達する信頼度 (破損確率) の比較を示す。それらの数値の一覧を表 7.3 に示す。

図 7.4 から、ANL 式では平均曲線で信頼度が 0.9918 (即ち破損確率が $1-0.9918=0.82 \times 10^{-2}$) であり、ピット壊食による低減率を考慮すると信頼度が 0.963 (即ち破損確率が $1-0.963=3.7 \times 10^{-2}$) となり、中性子照射による低減率を考慮すると信頼度が 0.974 (破損確率が 2.6×10^{-2}) となり、相乗効果を考慮すると信頼度が 0.8835 (破損確率が 11.7×10^{-2}) となる。

図 7.5 から、Ishikura 式では高サイクル領域に限定して見直した歪の標準偏差が小さいために信頼度に対する変動が小さく、ピット損傷と中性子照射の相乗低減率 0.6 を考慮しても、破損確率

が 10^{-6} 以下でも設計歪に達しない結果となっている。

尚、ANL 式と Isikura 式の平均曲線に対する信頼度をパラメータにした疲労曲線の比較を図 7.6 に示す。

7. 5 SNS (ORNL) の疲労データの比較¹⁷⁾

ORNL の Mansur 等は、SNS の水銀ターゲット容器に使用する構造材料 (SUS316LN) の疲労データを整備するために各種パラメータ (歪制御、応力制御、平均応力、空気中、水銀中、荷重速度 (周波数、歪速度、温度)、冷間加工) に対して疲労試験を実施しており、それらの疲労寿命データを公表している。

図 7.7 には応力比 $R=-1$ (両振り試験) の歪制御の疲労データを示す。図には NUREG のデータ (高サイクル領域) と ASME コードの疲労曲線も示す。図から、SNS の歪制御の疲労データは NUREG の疲労データよりも高めの値となっているが、 10^8 くらいで漸近し平衡領域に達している。この比較から、NUREG、SNS データともにターゲット容器の応力サイクル 4×10^8 領域では同等の疲労強度を示していると言えよう。

図 7.8 には応力制御による平均応力が疲労強度に与える効果を示す。平均応力のパラメータ R (最小応力/最大応力 $= \sigma_{\min}/\sigma_{\max}$) は、 $R = -1, 0.1, 0.3, 0.5, 0.75$ と設定している。したがって、 R が大きくなるほど平均応力が高くなる。図から、平均応力が高くなる程疲労寿命が低減 (特に高サイクル領域で) する傾向が明らかに示されている。また、図には空気中と水銀中の疲労強度の比較も示しているが、水銀中が疲労寿命に与える効果は明確になるほどの差は無い。水銀環境と荷重繰り返し速度との相乗効果で現れ、10Hz 程度では水銀中の寿命が多少少ない程度であるが、1Hz 以下になると差が大きくなってくると報告されている。因みに、図 3.1 から水銀の状態方程式に負圧破壊を考慮しない場合、水銀容器の圧力波により生じるビーム窓部の応力は、両振りに近い ($R=-1$) 応力サイクルとなっている。

図 7.9 には応力制御による冷間加工が疲労寿命に与える効果を示す。図の疲労データは $R=0.1$ (引張り片振幅) の試験条件での比較である。従って、Normal 材でも図 7.7 の $R=-1$ の両振り試験データよりも低めの値となっている。図から、冷間加工が疲労強度を顕著に増加する効果 (応力で約 2 倍程度) が明らかである。この増加係数を前述のピット損傷や中性子損傷と荷重履歴の低減係数 (全ての相乗効果で $0.75 \times 0.8/1.6=0.375$) を考慮すると 0.75 となり、設計歪を上回る強度となる。この場合の破損確率は表 7.3 から、ANL 式で 3.7×10^{-2} となり、Isikura 式では 10^{-6} 以下である。

7. 6 金材研のデータ¹⁸⁾

金属材料技術研究所が実施した SUS316-HP (熱間圧延ステンレス鋼) の疲労試験データ (疲れ

データシート No. 15, 1979: 物質材料研究機構提供) を図 7.10 に示す。試験方法は回転曲げ試験で応力制御 (125Hz)、両振り ($R=-1$)、室温条件であり、試験片に応力集中係数 K_t が 1.0、2.0、3.0 となるような形状を設けている (表面仕上げは 600grade のシリコンカーバイド紙による)。図から、応力集中のない標準試験片 ($K_t=1.0$) の疲労強度は、応力制御試験であるから図 7.8 に示す SNS データと同様、低サイクル領域でも疲労強度の上昇は見られない。高サイクル領域では、 $K_t=1$ の条件の場合に 10^8 回で最低応力振幅が 250MPa であるから、縦弾性係数を 195GPa とすると歪が 0.128% となり、図 7.7 に示す NUREG や SNS のデータと同等の疲労強度となっている。応力集中係数 K_t が 1 以上になると、当然ながら疲労強度が低下する。

7. 7 高サイクル (ギガサイクル) 領域での疲労強度低下に関する最近の動向

従来の研究に置いて、一般の鉄鋼材料の疲労強度は寿命回数が 10^6 の領域で疲労限界 (これ以下の応力または歪では破壊しない限界) が存在するとの認識が一般的であった。しかし、近年の研究成果から、ある種の高強度鋼 (低温焼き戻し高強度鋼、軸受鋼、表面硬化処理材、等では、寿命回数が 10^8 以上になった領域では疲労強度が再低下を示すことが分かってきた。この原因としては、これまでの 10^7 以下の疲労破壊が材料表面に生じたすべりから亀裂に進展し破壊に至るのに対して、 10^7 以上の疲労破壊は、変動応力 (または歪) が低いにも関わらず材料内部の介在物近傍に転位が発生し、それが亀裂に進展して破壊に至る (すなわち内部破壊) メカニズムと考えられている。これらの研究の概要は文献 19) に紹介されている。

この高サイクル領域の疲労強度低下は、ターゲット材料である SUS316 材では、図 7.7 に示す NUREG や SNS の疲労データ、さらに図 7.9 に示す金材研の疲労データにも現れていない。もし低下があるとしても文献 19) のデータからは歪でせいぜい 1/2 程度であり、ピット損傷による歪の低減率が 0.4 であれば、歪に対するファクターの相乗効果を考える必要が無いため、結局はピット損傷による低減係数に支配されると考えられる。

7. 8 考察のまとめ

ANL が 316SS に対して疲労データを統計解析して提案した確率論的疲労評価式が、疲労寿命の全領域で一律に統計解析された結果を用いたため、歪のばらつきが小さいはずの高サイクル領域 (寿命回数のばらつきは逆に大きい) での評価が適合性を欠いていると考えられる。そのため、高サイクル領域のデータのみに着目して標準偏差を再評価すると、ばらつきが小さいことが分かった。これらの結果は、少ないデータを基にした評価であるため信頼性に疑問はあるが、ANL のように全領域一律ではなく、高サイクル領域に特有のバラツキの性質に適合したマージンを設定する必要があることを提案するものである。

データに良く適合しているとされる ANL の評価式を、高サイクル領域でより適合性を高める

ように再評価した Ishikura 式に新たな標準偏差値を用いて、疲労損傷確率を求めた結果、ANL 式では 12% だったのが、 10^{-6} 以下の確率となった。さらに、ANL の疲労データ以外に、ORNL が SNS 用に実施した疲労試験データや金材研の疲労データを比較した結果、サイクル数 10^8 までは ANL データが低めの値で、 10^8 以上の領域で漸近することが分かった。

また、最近注目されつつある 10^7 以上の高サイクル（ギガサイクル）領域における疲労寿命の再低下の現象に関しては、ターゲット材料である SUS316 に対する NUREG や ORNL、金材研の試験データには現れていない。

8. まとめ

水銀容器と保護容器の構造強度に関する破損モード、破損への影響因子について検討・整理するとともにそれぞれの破損モードについて破損確率の評価方法を検討した。それらの検討結果を踏まえて、ターゲット容器の構造解析（圧力波解析、内圧解析、熱応力解析）で求められた応力値を基に、それぞれの評価対象容器の評価条件に基づき破損確率の算定を行った。

破損確率の計算結果は、保護容器の破損確率は無視しうるほどに（ 10^{-10} 以下）低く、水銀容器では一次膜応力に対する破損確率が0.14%、一次+二次応力に対する破損確率が0.29%、また疲労破損の確率が12.3%（試験回数 10^7 回での壊食試験片を基にした疲労強度データから）という結果を得た。（試験回数 10^8 回での壊食試験片を基にした疲労強度データからだると93%となる）

このように、水銀容器の損傷確率は延性破壊に対しては 10^{-3} 程度であるが、疲労破壊の確率が12.3%と高い値になっている。これに対し、保護容器の破損確率は圧力波の荷重が作用しないために延性破壊の破損確率は 10^{-6} 以下であり、疲労損傷も無視できる。したがって、水銀容器が破損しても保護容器が同時に破損する確率は無視しうるほどに小さい。

水銀容器のビーム窓部のキャビテーションによる壊食による破損については破損確率は十分小さいとの結果を得た。ただし、岡田ら¹⁴⁾の文献が示すような局所的に壊食が進行することは今回の評価では想定していない。これに関しては、今後のMIMTM実験結果データの整備を踏まえて検討を進めて行く。

また、ピット損傷を受けた容器壁の疲労損傷に関しては、今回は全面損傷の時点での試験片を用いたが、その後の質量減少に移行してからの疲労損傷低減やピット損傷と疲労損傷の同時効果などに関しては、現在実験を行っているところである。

現状では評価に用いたデータの数が少ないので、評価の信頼性が未だ十分ではないと考えられる。今後実験等によりデータ数が増えれば、評価自体の信頼性も向上させることができるような評価用モデルのプロトタイプができたと考える。

謝 辞

原研 渡辺昇 特別研究員には、ターゲットの設計を進めるに当たり終始有益な助言と激励を頂いた。ここに厚く御礼申し上げます。

参考文献

- 1) 石倉、他 “ターゲット容器の構造強度及び寿命評価に関する技術資料”、日本原子力研究所、JAERI 破損-Tech 2004-028 (2004).
- 2) 通産省資源エネルギー庁公益事業部原子力発電安全管理課編：解説原子力設備の技術基準、電力新報社、(1986).
- 3) J.E. Pawell-Robertson et al. : “Temperature Dependence of the Deformation Behavior of 316 Stainless steel After Low Temperature Neutron Irradiation” , ASTM STP 1325, ASTM Philadelphia (1997).
- 4) 吉武他、12%冷間加工316ステンレス鋼の炉内照射損傷に及ぼす低はじき出し損傷速度の影響、サイクル機構技報、no.10 2001.3.
- 5) Futakawa, et al. “Pitting Damage Formation up to over 10 Million Cycles Off-line Test by MIMTM”, J. Nuclear Science and Technology, Vol. 40, No. 11, pp. 895-904 (2003).
- 6) <http://www.epa.gov/swerust1/compend/rd16lh.pdf>
- 7) 腐食データの極値解析法講習会テキスト、腐食防食協会、2002年8月.
- 8) O.K.Chopra, “Mechanism and Estimation of Fatigue Crack Initiation in Austenitic Stainless Steels in LWR Environments”, ANL-01/25,NUREG/CR-6787 (2002).
- 9) J.Keisier et.al.,Fatigue Stain-Life Behavior of Carbon and Low-Alloy Steels, Austenitic Stainless Steels, and Alloy 600 in LWR Environments, ANL-95/15, NUREG/CR-6335 (1995).
- 10) M.A. Khaleel, F.A. Simonen, H.K. Phan D.O. Harris D. Dedhia ,“Fatigue Analysis of Components for 60-Year Plant Life”,NUREG/CR-6674 (2000).
- 11) http://www.nims.go.jp/cyclol_product_1.html
- 12) <http://inisjp.tokai.jaeri.go.jp/ACT01J/12/1202.html>
- 13) L.K.Mansur, M.L. Grossbeck : “Mechanical property changes induced in structural alloy by neutron irradiations with different helium to displacement ratios” , J. Nucl. Mat. pp155-157, 130-147(1988).
- 14) 岡田備敬、他、キャピテーション・エロージョン面の形成と進展、機会学会論文集(A編)60巻570号、(1994).
- 15) O.K.Chopra, et al. “Review of the Margins for ASME Code Fatigue Design Curve - Effect of Surface Roughness and Material Variability”, ANL-02/39, NUREG/CR-6815 (2002).
- 16) M. J. Manjoin, “Fatigue Damage Models for Annealed Type 304 Stainless Steel under Complex Strain Histories,” Trans. 6th Int. Conf. On SMiRT, Vol. L, 8/1, pp. 1-13 (1981).
- 17) L. K. Mansur, et al. “Fatigue Propaties of Type 316LN Stainless Strrl in Air and Mercury”, DOE, SNS-101060200-TD0001-R00 (2003).
- 18) 金属材料技術研究所 “SUS316HP の疲労試験データ (疲れデータシート No. 15, 1979)” 物質材料研究機構提供.
- 19) 越智保雄、他、”疲労の基礎と最近の話題 3. 金属材料の超長寿命域における疲労特性”、材料, Vol. 52, No. 4,pp. 433-439, Apr. 2003.

表 3.1 水銀容器破損の形態

破損要因	破損モード及び影響因子	備考
圧力による膜応力	ラプチャー 影響因子: 容器の壊食による減肉	減肉量の評価を要す。
内圧と熱応力による膜+曲げ応力	板厚全断面降伏による過大な変形あるいはラプチャー 影響因子: 容器の壊食による減肉	減肉量の評価を要す。
疲労	疲労破損 影響因子: ・ 照射効果による疲労強度減少 ・ 壊食による疲労強度減少 ・ 水銀環境の影響	<ul style="list-style-type: none"> ・ 減肉量の評価を要す。 ・ 照射効果の定量化 ・ 壊食の影響の定量化 パワー依存、サイクル数依存
壊食	壊食による減肉→板厚貫通	減肉量のデータが必要 →今後の検討課題
ピット先端き裂進展	疲労き裂進展	壊食深さのデータが必要 →今後の検討課題

注) ビームパワー1MW 発熱密度 8.8J/cc/pulse

表 3.2 各種ビームプロファイル(最大発熱密度)に対するビーム窓部の応力 (MPa)

Max. heat density	Window - type	Hg-brake	Pressure wave				Fatigue Limit		Pressure wave +Thermal stress	
			Max. mises stress		Max. range(Full)		P _L +P _b +Q _{mean}		Max. range(Full)	
			内表面	外表面	内表面	外表面	内表面	外表面	内表面	外表面
220 W/cc 8.8 J/cc/pulse	半円筒タイプ	-1.5 bar	84	83	151	151	121	115	151	151
	平板タイプ	-1.5 bar	196	201	278	288	182	209	278	288
289 W/cc 11.6 J/cc/pulse	半円筒タイプ	-1.5 bar	105	107	195	196	158	155	195	196
	平板タイプ	-1.5 bar	247	255	343	357	236	263	343	357
389 W/cc 15.6 J/cc/pulse	半円筒タイプ	-1.5 bar	121	141	241	236	192	188	241	246
	平板タイプ	-1.5 bar	282	309	381	419	280	314	381	419
668 W/cc 26.7 J/cc/pulse	半円筒タイプ	-1.5 bar	167	202	318	304	265	275	318	348
	平板タイプ	-1.5 bar	358	409	462	546	410	388	462	546

- * 熱応力はビーム窓部発熱のみ考慮→熱流動解析を考慮した温度分布で詳細解析実施中。
- * Fatigue Limit は JIS 設計疲労曲線の A、B 曲線に対する判定基準となる応力強さであり、190MPa 以下で A 曲線、190MPa 以上で B 曲線を適用することになる。
- * 右端の 1 次+2 次応力制限は 3Sm で約 345MPa である。

表 3.3 水銀容器と保護容器の応力条件 (220W/cc, 半円筒タイプ)

	ビーム窓部の応力と温度	
	水銀容器	保護容器
最高温度 (°C)	140	66
内圧による応力 (MPa)	$\sigma_p=23.7$	$\sigma_{ph}=29$
準定常熱応力 (MPa)	$\sigma_t=137$	$\sigma_{th}=31$
圧力波による応力 (MPa)	$\sigma_{pp}=84$ (ピーク) $\sigma_{pr}=151$ (応力幅) 4x10 ⁸ サイクル	—

表 4.1 316 ステンレス鋼の降伏応力の分布例⁴⁾

表 3 引張試験結果

試験片番号	照射条件			強度 (MPa)		
	照射温度 (°C)	損傷量 (dpa)	損傷速度 ($\times 10^{-7}$ dpa/s)	試験温度 (°C)	降伏応力 [YS]	引張強さ [UTS]
ET11	438	14.0	1.63	432	583	689
NT12	432	19.2	1.06	429	643	750
ET10	432	19.5	2.28	430	588	701
NT11	422	30.1	1.66	432	683	770
ET08	417	30.2	3.52	430	707	770
ET15	371	0.9	0.10	383	568	687
NT15	371	2.2	0.12	23	792	916
ET06	374	9.1	1.06	377	786	856
NT01	375	13.6	0.75	380	791	861
NT08	409	40.5	2.23	428	709	776
ET03	425	30.2	3.52	429	613	719
NT04	417	40.5	2.24	428	670	744
ET04	435	19.2	2.24	428	568	701
NT05	425	30.1	1.66	428	649	739
ET05	444	9.1	1.06	429	545	667
NT09	436	14.2	0.78	429	610	752
ET14	371	0.9	0.10	427	569	689

注1) クロスヘッドスピード : 1.14 mm/min

注2) ET:U9861, NT:U9922 (反射体集合体番号)

表 6.1 一次一般膜応力に関する水銀容器と保護容器の破損確率評価
(制限値：降伏応力)

1. 一次膜応力 <水銀容器>	$(\sigma_p + \sigma_{pp}) \frac{2500}{2500 - 348} = (23.7 + 84) \frac{2500}{2500 - 348} = 125.1 \text{ MPa}$
<保護容器>	$\sigma_{ph} = 29 = 29 \text{ MPa}$
2. 水銀容器の評価	平均値SY(140)で標準偏差σ(140)の125.1 MPaまでの累積正規分布(破損確率)
	$\text{Prob.}[125.1, \text{SY}(140), \sigma(140)] = 1.43 \times 10^{-3}$
3. 保護容器の評価	平均値SY(66)で標準偏差σ(66)の29 MPaまでの累積正規分布(破損確率)
	$\text{Prob.}[29, \text{SY}(66), \sigma(66)] = 6.98 \times 10^{-12}$

表 6.2 一次膜+曲げ応力に関する水銀容器と保護容器の破損確率評価
(制限値：1.5x 降伏応力)

1. 一次膜+曲げ応力 <水銀容器>	$(\sigma_p + \sigma_{pp}) \frac{2500}{2500 - 348} = (23.7 + 84) \frac{2500}{2500 - 348} = 125.1 \text{ MPa}$
<保護容器>	$\sigma_{ph} = 29 = 29 \text{ MPa}$
2. 水銀容器の評価	平均値1.5SY(140)で標準偏差1.5σ(140)の125.1 MPaまでの累積正規分布(破損確率)
	$\text{Prob.}[125.1, 1.5 \text{ SY}(140), 1.5\sigma(140)] = 2.65 \times 10^{-6}$
3. 保護容器の評価	平均値1.5SY(66)で標準偏差1.5σ(66)の29 MPaまでの累積正規分布(破損確率)
	$\text{Prob.}[29, 1.5 \text{ SY}(66), 1.5\sigma(66)] = 7.40 \times 10^{-13}$

表 6.3 一次+二次応力に関する水銀容器と保護容器の破損確率評価
(制限値：2.0x 降伏応力)

1. 一次+二次応力 <水銀容器>	$(\sigma_p + \sigma_{pp}) \frac{2500}{2500-348} + \sigma_l = (23.7+84) \frac{2500}{2500-348} + 137 = 262.1 \text{ MPa}$
<保護容器>	$\sigma_{ph} + \sigma_{ih} = 29+31 = +60 \text{ MPa}$
2. 水銀容器の評価 平均値2SY(140)で標準偏差2σ(140)の262.1 MPaまでの累積正規分布(破損確率)	$\text{Prob.}[262.1, 2 \text{ SY}(140), 2\sigma(140)] = 2.9 \times 10^{-3}$
3. 保護容器の評価 平均値2SY(66)で標準偏差2σ(66)の60 MPaまでの累積正規分布(破損確率)	$\text{Prob.}[60, 2 \text{ SY}(66), 2\sigma(66)] = 8.7 \times 10^{-12}$

表 6.4 水銀容器の疲労評価条件

水銀容器ウィンドウ中心部	$\text{Salt} = \sigma_{pr} \cdot \frac{2500}{2500-348} \cdot \frac{1}{2}$	$\text{Salt} = 87.709 \text{ MPa}$
(減肉を考慮した圧力波による応力幅/2)		
140度のヤング率	$E = \frac{188000-186000}{125-150} \cdot (140-125) + 188000$	$E = 186800$
ひずみ	$\epsilon_x = \frac{\text{Salt}}{E} \cdot 100$	$\epsilon_x = 0.04695 \%$
パワー	$p = 1.0 \text{ MW}$	サイクル数 $n = 4 \cdot 10^8$

表 6.5 水銀容器と保護容器の損傷確率の一覧表

	損傷確率			
	一次膜応力評価	一次膜+曲げ応力 評価	一次+二次応力評 価	疲労評価
水銀容器	1.43×10^{-3}	2.65×10^{-6}	2.90×10^{-3}	0.123
保護容器	6.98×10^{-12}	7.4×10^{-13}	8.7×10^{-12}	—

表 7.1 ANL が提案した平均疲労寿命に対するマージンの内訳
(NUREG/CR-6815, 2002)

Parameter	Factor on Life (Air)	Factor on Life (Water)		Factor on Strain or Stress
		Stainless steels	Carbon & Low-Alloy steels	
1. Material variability & experimental scatter	2.0	3.0	3.0	1.2-1.7
2. Size effect	1.4	1.4	1.4	1.25
3. Surface finish	3.0	3.0	1.6	1.6
4. Loading history	1.5-2.5	1.5-2.5	1.5-2.5	1.3-1.6
5. Total adjustment	12.5-21.0	19.0-31.0	10.0-17.0	1.6-1.7

表 7.2 ANL と修正式 (Ishikura) による水銀容器の疲労限と設計裕度、および壊食、照射による疲労寿命低減率、ANL の歪に対する裕度の比較

評価式	疲労限歪 (%)	設計歪に対する裕度	低減率 or 裕度
ASME コード	0.17	3.62	—
ANL	0.109	2.37	—
Ishikura	0.106	2.25	—
設計歪	0.04695	1.0	—
ピット壊食の低減率*1	—	—	0.75 at 10 ⁷ 0.4 at 10 ⁸
中性子照射の低減率*2	—	—	0.8
NUREG/CR-6815 の歪裕度 (推奨値)	—	—	1.3—1.6

*1 MIMTM 実験試料による疲労試験で、寿命で 1/10、歪が 10⁷ 回のピット損傷で 0.75、10⁸ 回のピット損傷で 0.4 に低下するうち歪の低下を考慮。

*2 SNS 照射試料による疲労試験で、寿命で 1/2.5 に歪で 0.8 に低下するうち歪の低下を考慮。

表 7.3 ANL と修正式 (Ishikura) による水銀容器の疲労による破損確率の比較

評価式	バラツキ (標準偏差)		破損確率			
	寿命回数	歪	ノミナル	ピット壊食 *1	中性子照射 *2	壊食+照射*1
ANL	0.52	0.026	8.2×10 ⁻³	3.8×10 ⁻² at 10 ⁷	2.6×10 ⁻²	0.122
				0.625 at 10 ⁸		0.927
Ishikura	0.52	0.00412	<10 ⁻¹²	<10 ⁻¹² at 10 ⁷	<10 ⁻¹²	≈ 10 ⁻¹¹
				0.997 at 10 ⁸		≈ 1.0

*1 MIMTM 実験試料による疲労試験で、寿命で 1/10、歪が 10⁷ 回のピット損傷で 0.75、10⁸ 回のピット損傷で 0.4 に低下するうち歪の低下を考慮。

*2 SNS 照射試料による疲労試験で、寿命で 1/2.5、歪で 0.8 に低下するうち歪の低下を考慮。

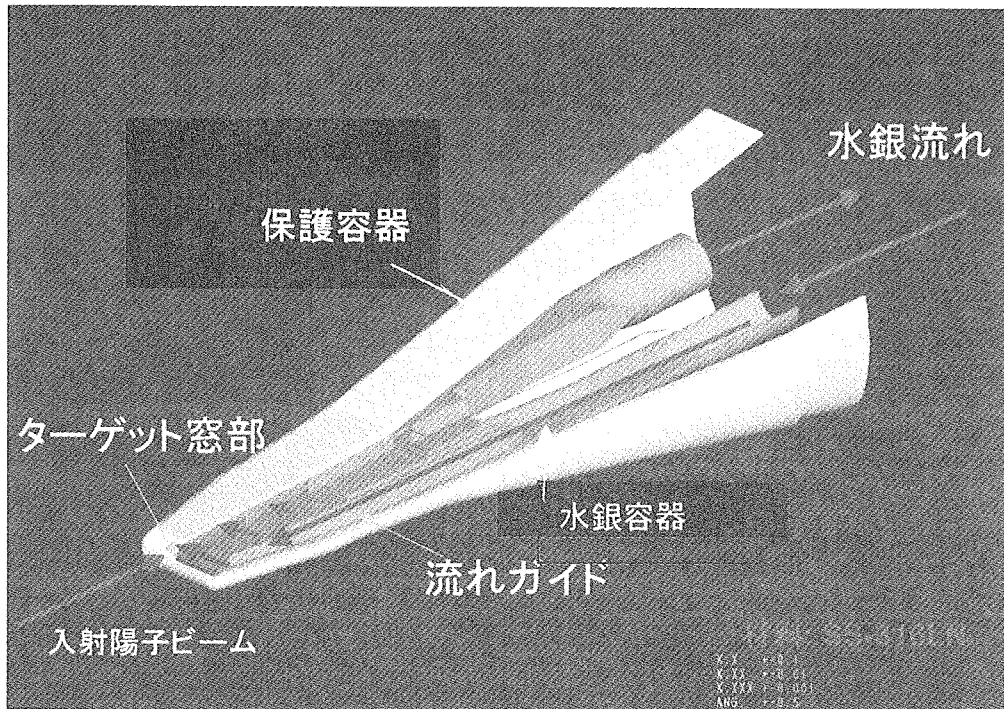


図 2.1 水銀ターゲット容器の構造概念図

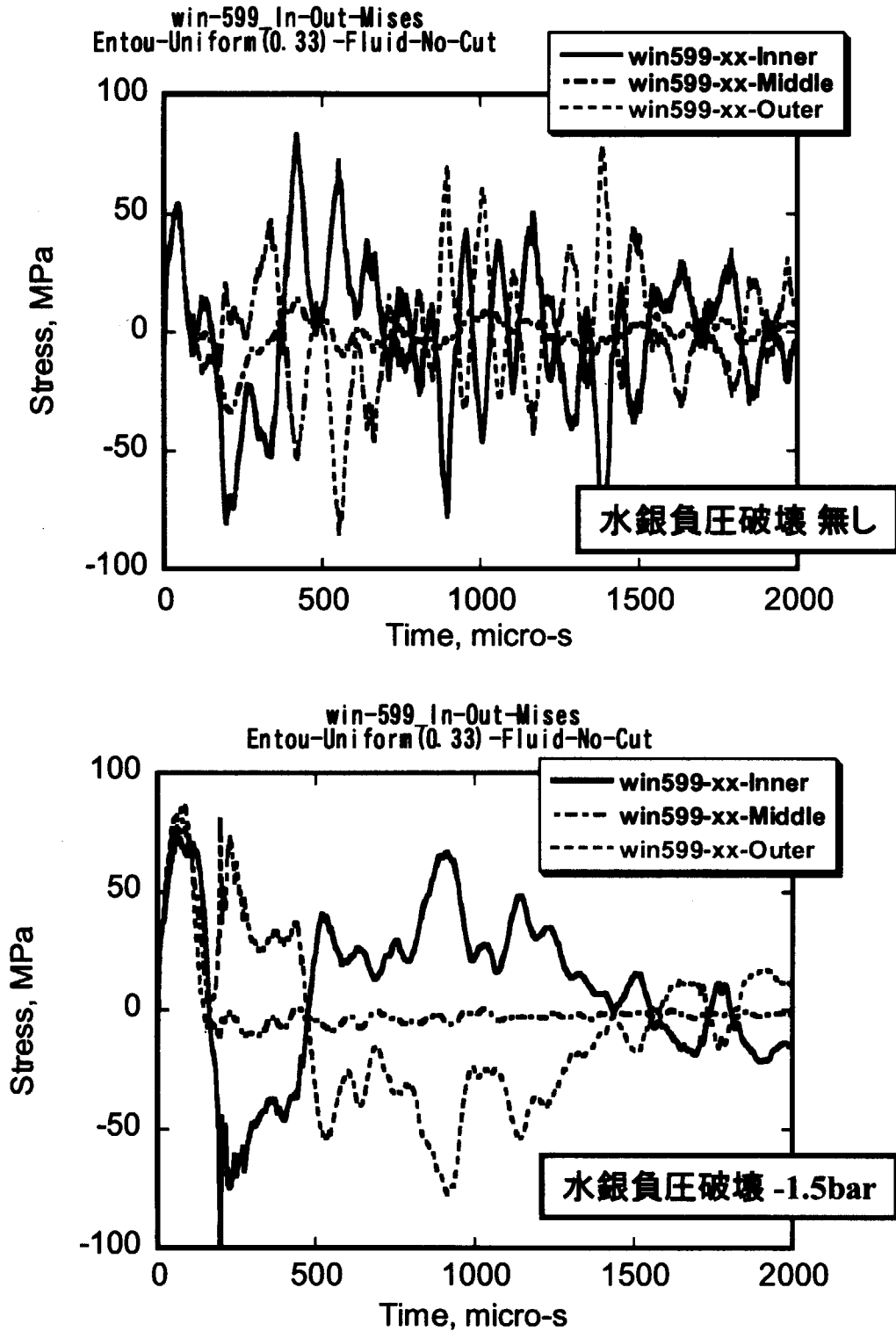
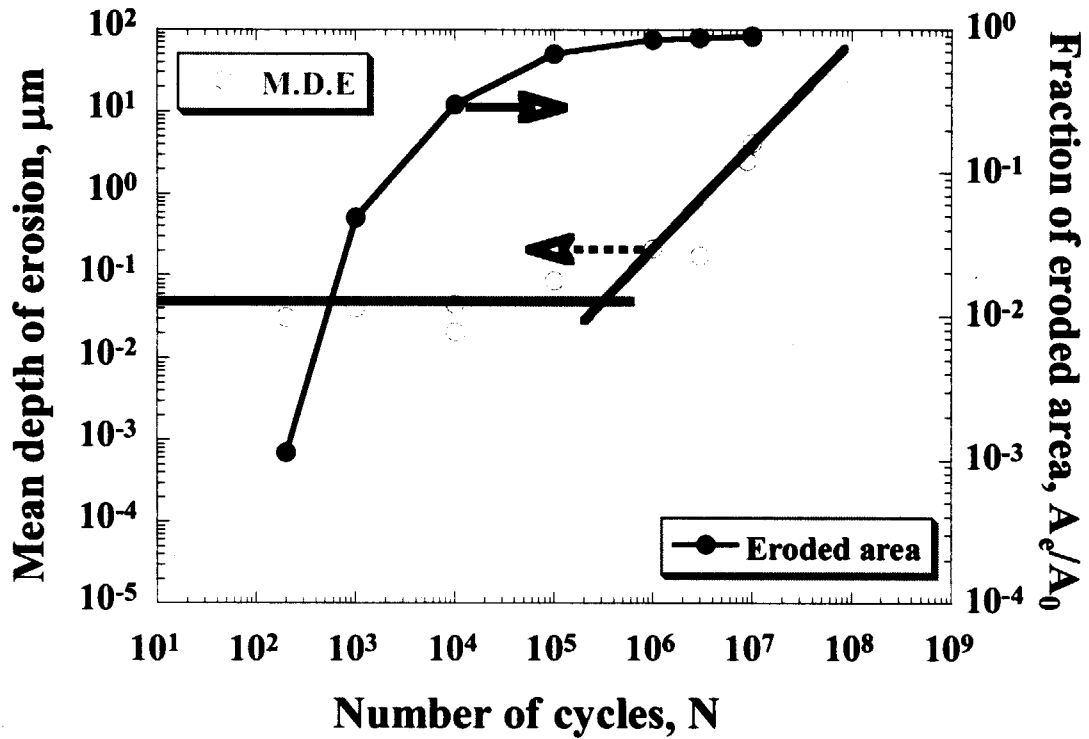
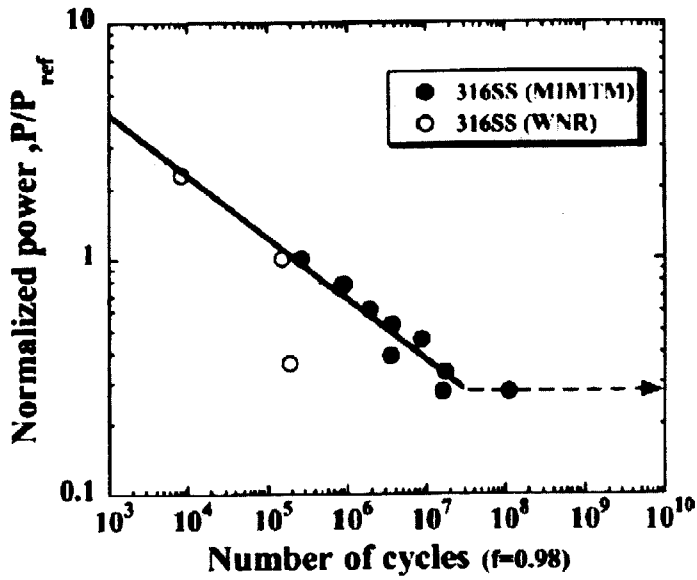


図 3.1 水銀容器のビーム窓部の圧力波による応力履歴：
水銀の状態方程式が Normal と Cut-Off の比較



The damage can be characterized in two steps, an incubation period where the fraction of eroded area is less than 1 and steady state where mass loss scales with the number of cycles to approximately the 1.27 power for mercury.

図 4.1 MIMTM 実験での平均壊食深さと壊食面積率の推移の比較



相対エネルギー強度と全面壊食の生じるサイクル数の関係が示されている。
この線図が平均壊食深さの変曲点に対応する。

図 4.2 相対パワー比と全面壊食開始サイクル数の関係

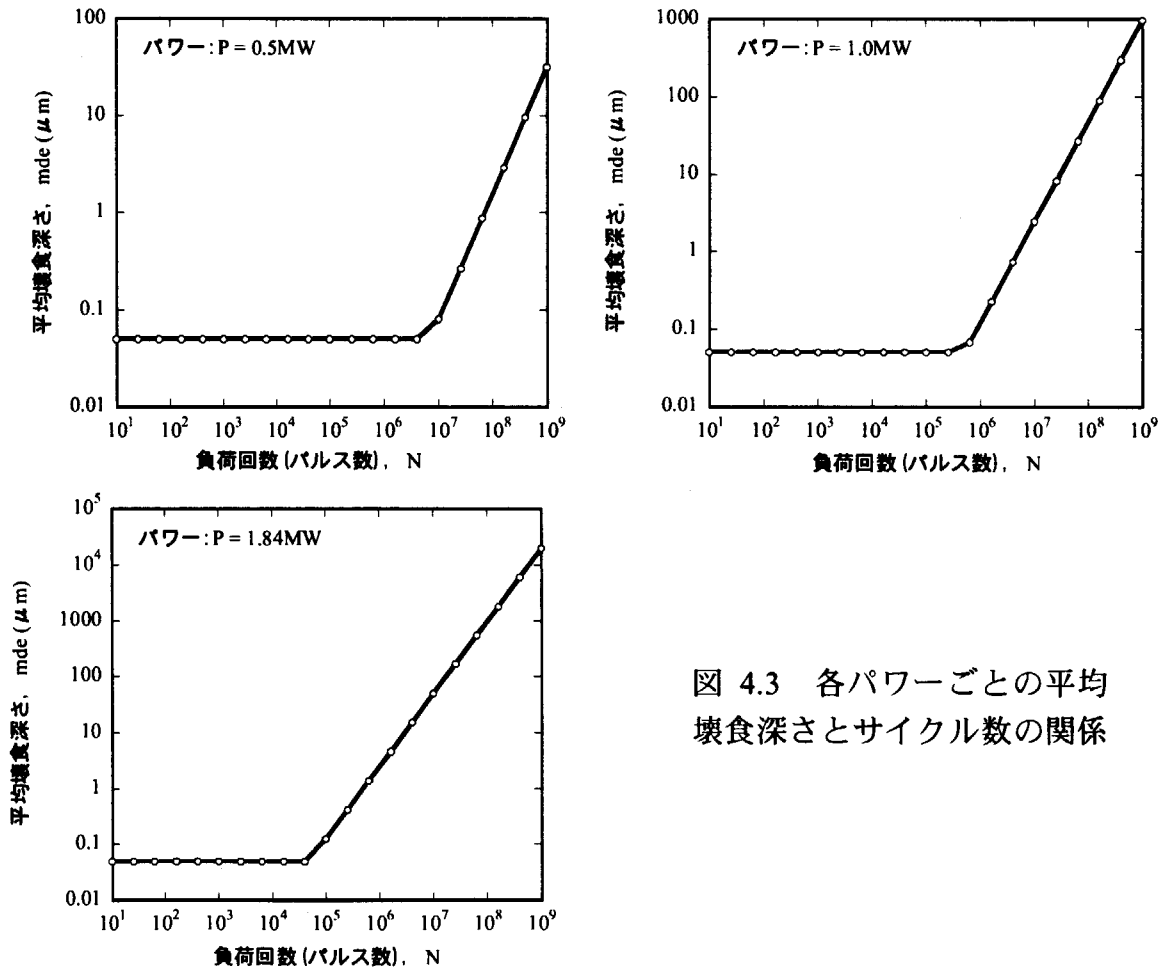


図 4.3 各パワーごとの平均壊食深さとサイクル数の関係

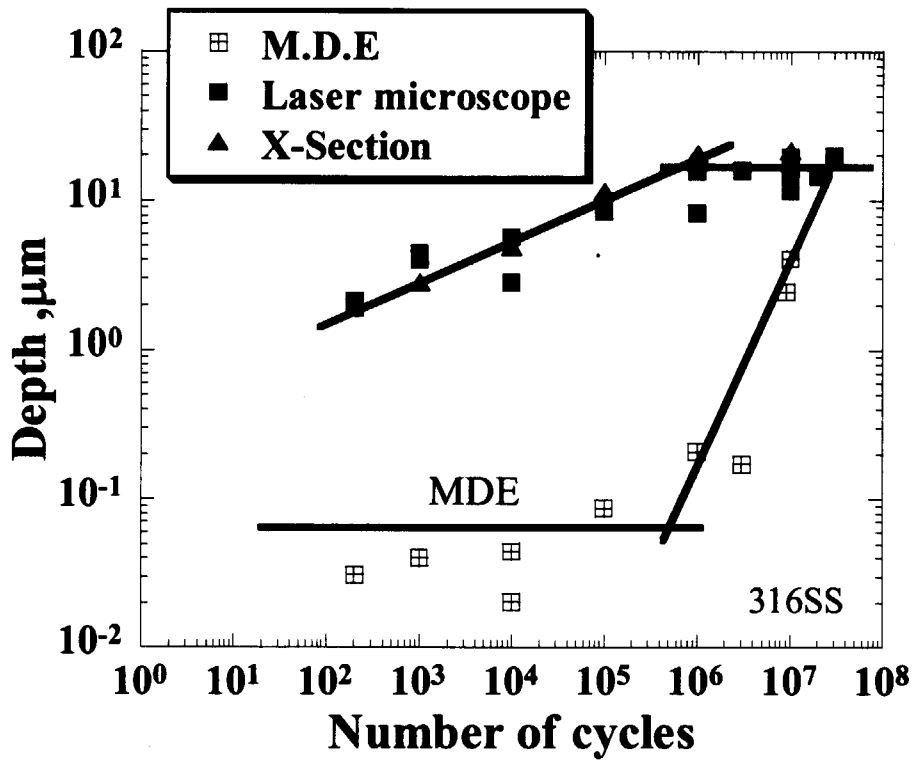


図 4.4 ピッティングの深さとサイクル数の関係

i	F(i)	x	y(i)	Alpha0	Alpha1	Alpha2	最大値分布
1	0.090909	8	-1.03173	8	0.065	0.0338	-1.24907 C(PWM) 0.046027
2	0.181818	11	-0.58937	11	0.165	0.299475	-0.70218 k(PWM) 0.36799
3	0.272727	14	-0.27484	14	0.265	0.98315	-0.15528 σ 5.485516
4	0.363636	15	-0.01156	15	0.365	1.998375	0.027017 μ 14.8518
5	0.454545	16	0.22758	16	0.465	3.4596	0.209316 Gumbelの適合度検定
6	0.545455	17	0.457239	17	0.565	5.426825	0.391614 Gumbel 分布に従う
7	0.636364	20	0.6886	20	0.665	8.8445	0.938509 有意水準; 10% 以上
8	0.727273	20	0.933896	20	0.765	11.7045	0.938509
9	0.818182	22	1.212643	22	0.865	16.46095	1.303105
10	0.909091	22	1.573277	22	0.965	20.48695	1.303105
				16.5	9.7425	6.969813	

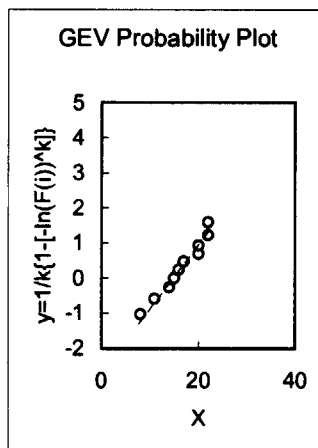


図 4.5 全面壊食開始後のピッティング深さの分布をグンベル分布と見なせるか否かの検討

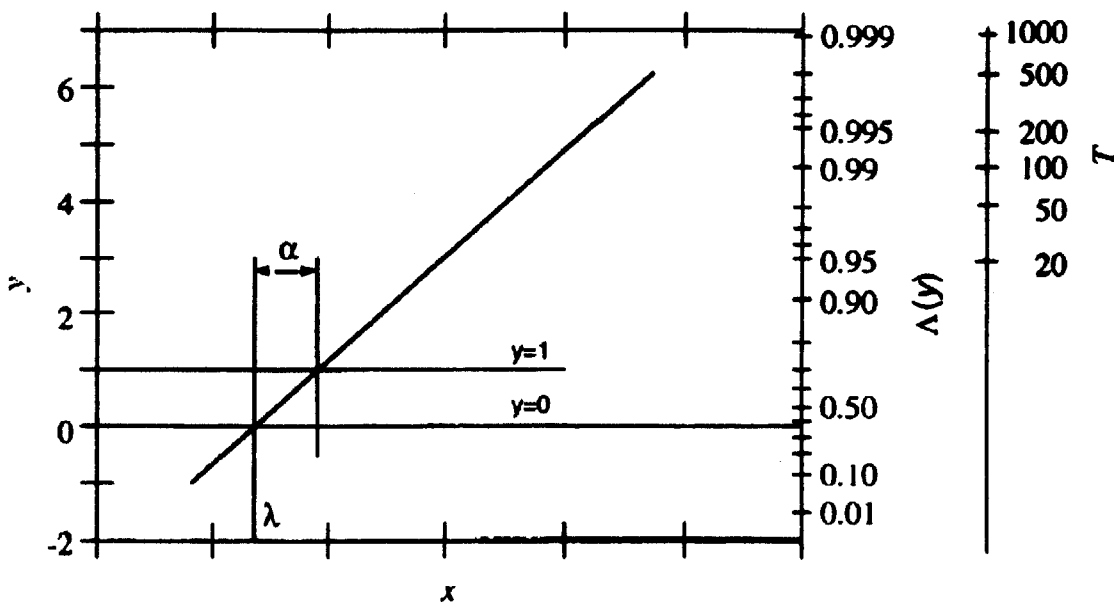


図 4.6 ギンベル確率紙

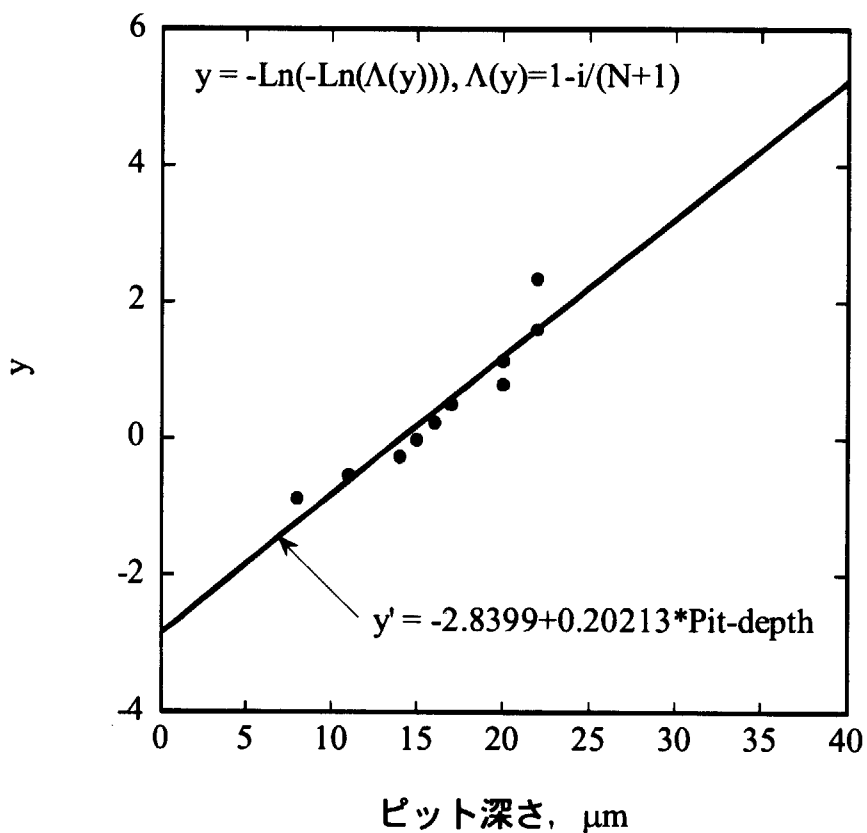


図 4.7 データのギンベルプロットの結果

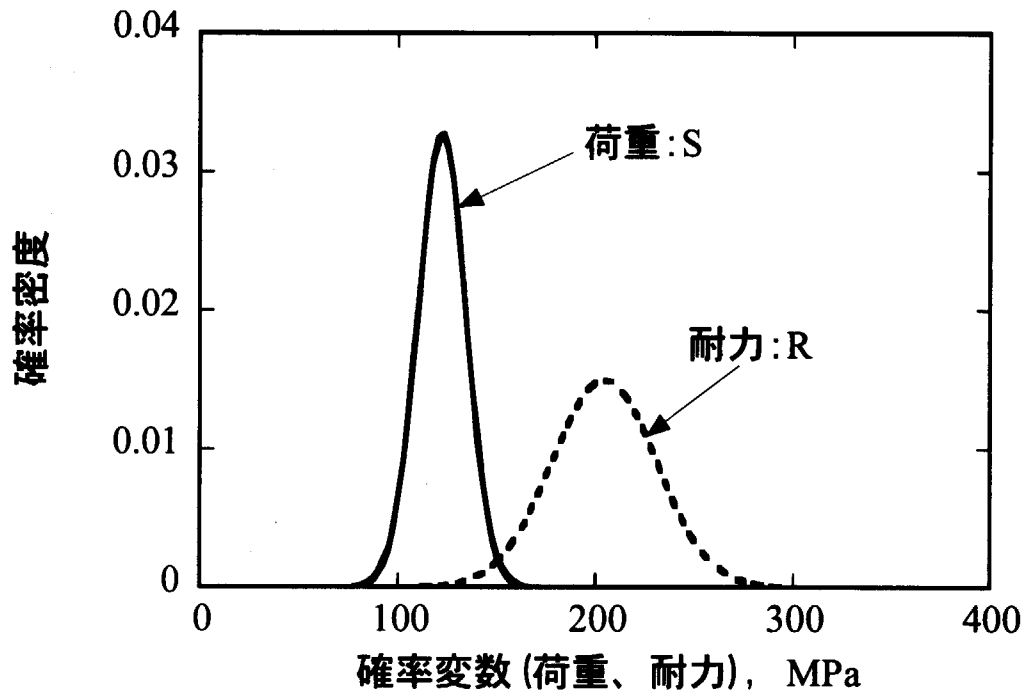


図 5.1 荷重 S と耐力 R の確率密度分布

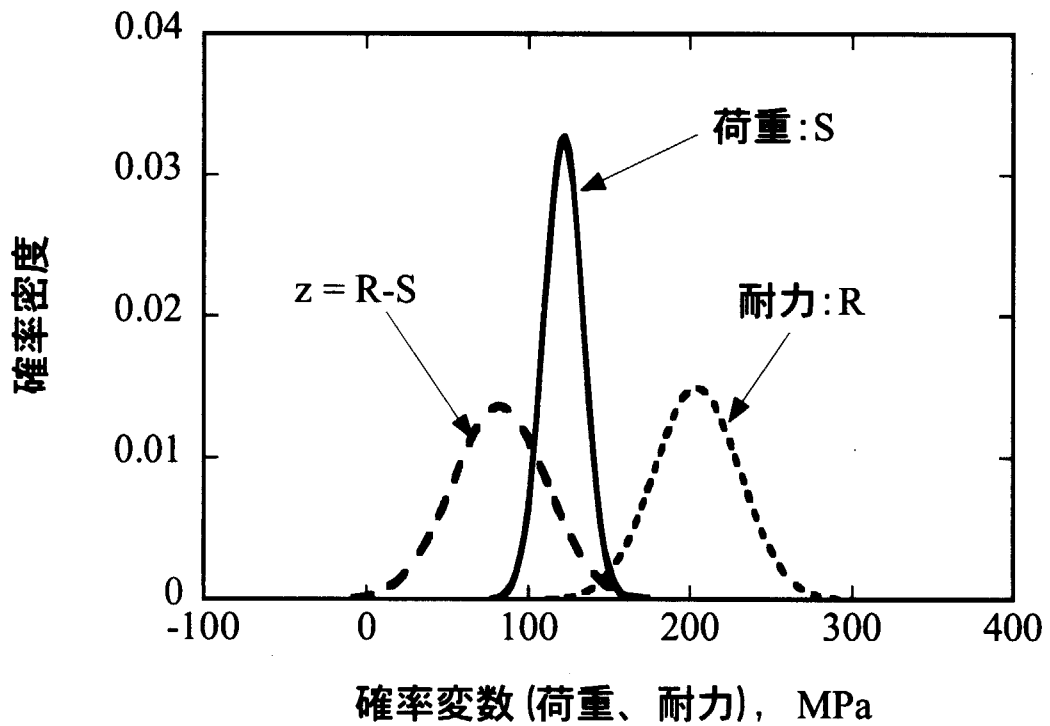


図 5.2 荷重、耐力、および $z=R-S$ の分布図

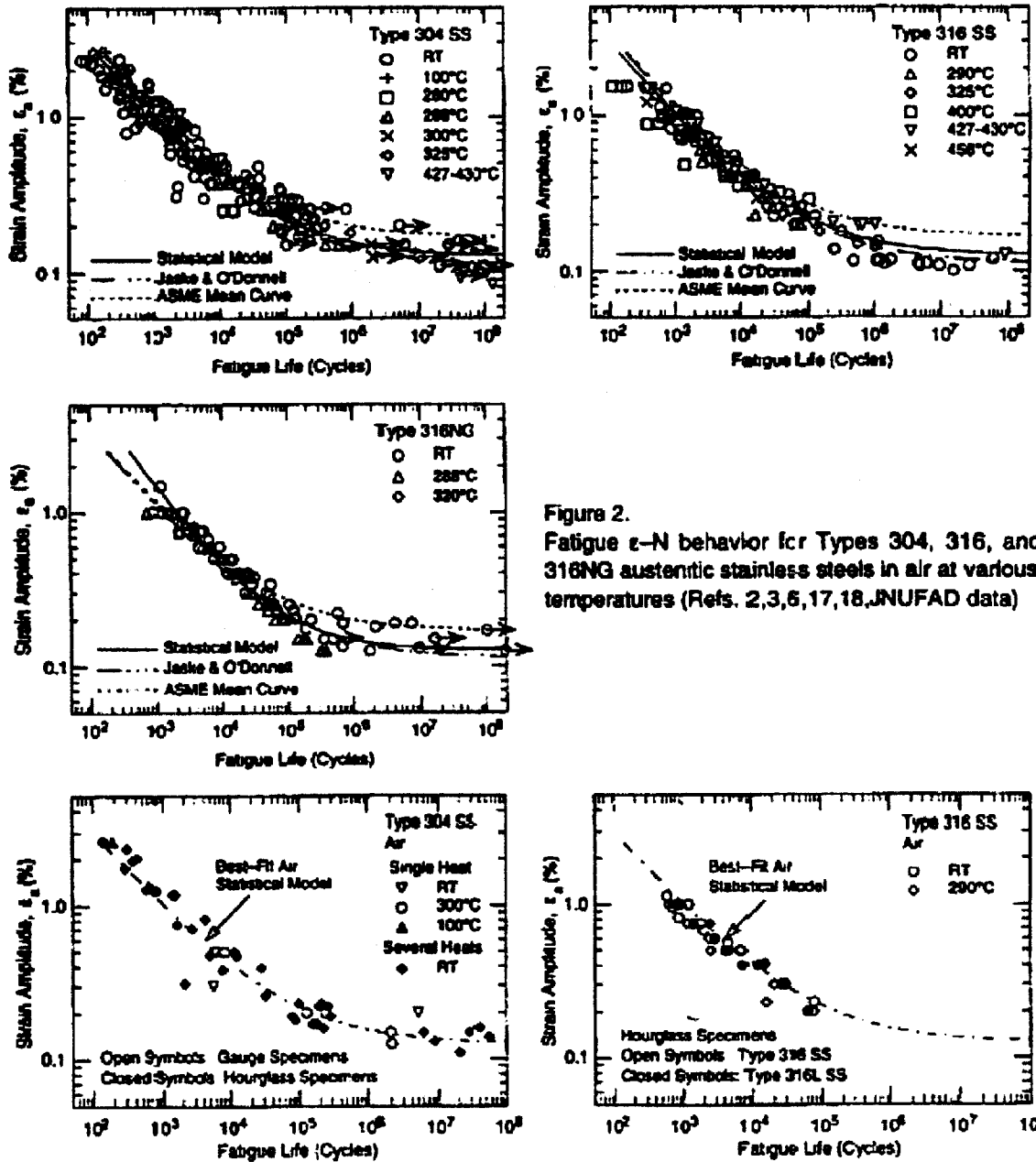


Figure 2. Fatigue ϵ - N behavior for Types 304, 316, and 316NG austenitic stainless steels in air at various temperatures (Refs. 2,3,5,17,18, JNUFAD data)

Figure 3. Influence of specimen geometry on fatigue life of Types 304 and 316 stainless steel (from JNUFAD data)

図 5.3 オーステナイトステンレス鋼の疲労曲線⁵⁾
(NUREG/CR-6787, ANL-01/25, 2002)

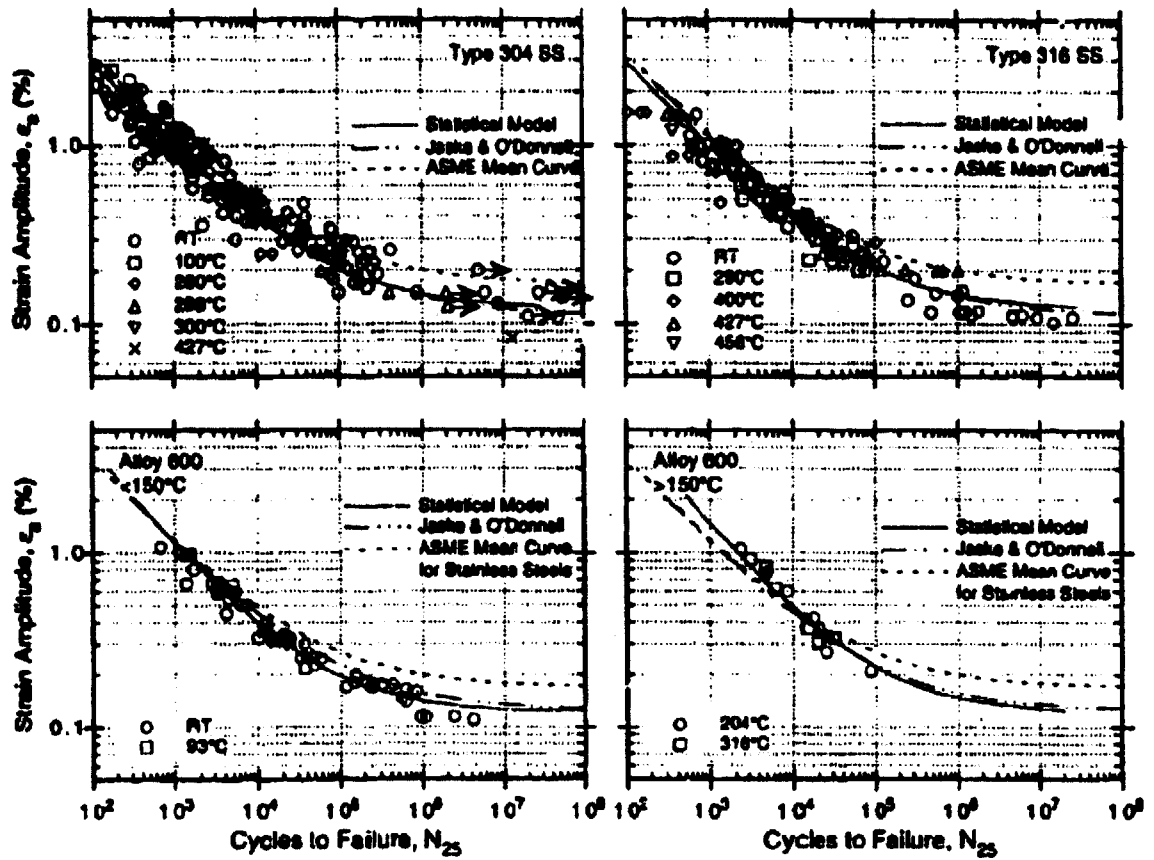


Figure 5. Fatigue S-N behavior for Types 304 and 316 stainless steel and Alloy 600 estimated from the model and determined experimentally in air

図 5.4 オーステナイトステンレス鋼(316SS を含む)の疲労曲線⁶⁾
(NUREG/CR-6335, ANL-95/15, 1995)

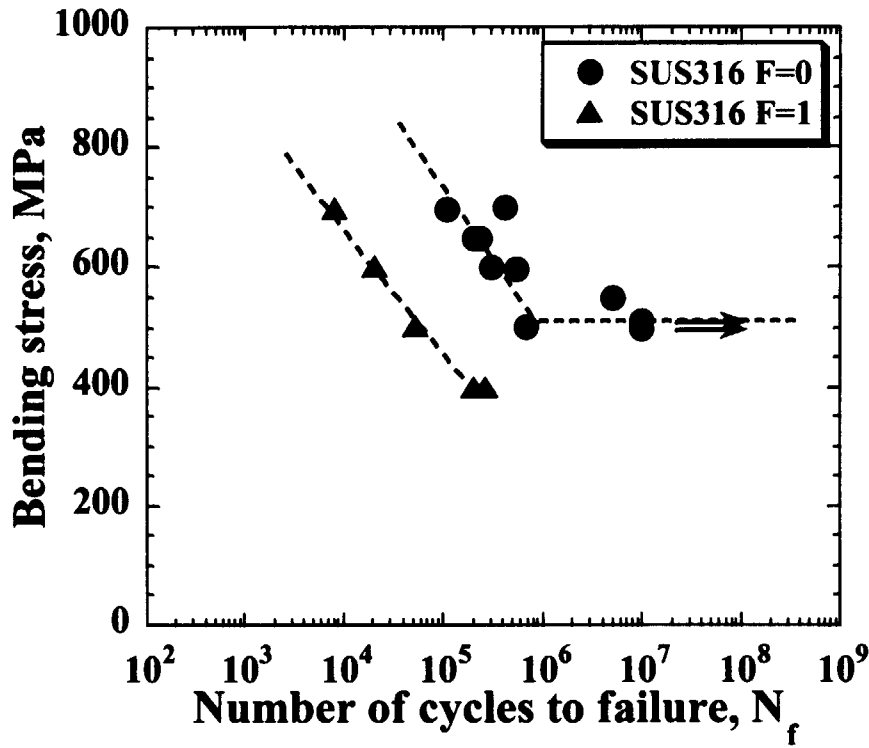


図 5.5 壊食面積比 F が 0 と 1 の 316 オーステナイトステンレス鋼の曲げ疲労強度

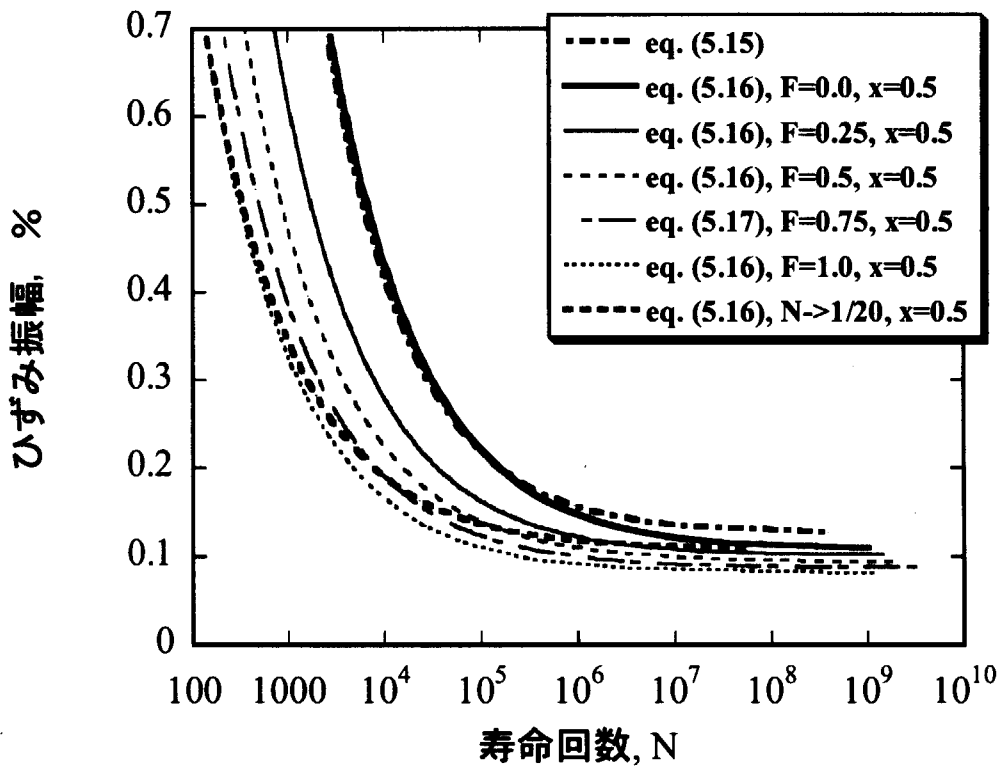


図 5.6 疲労提案式と実験データ

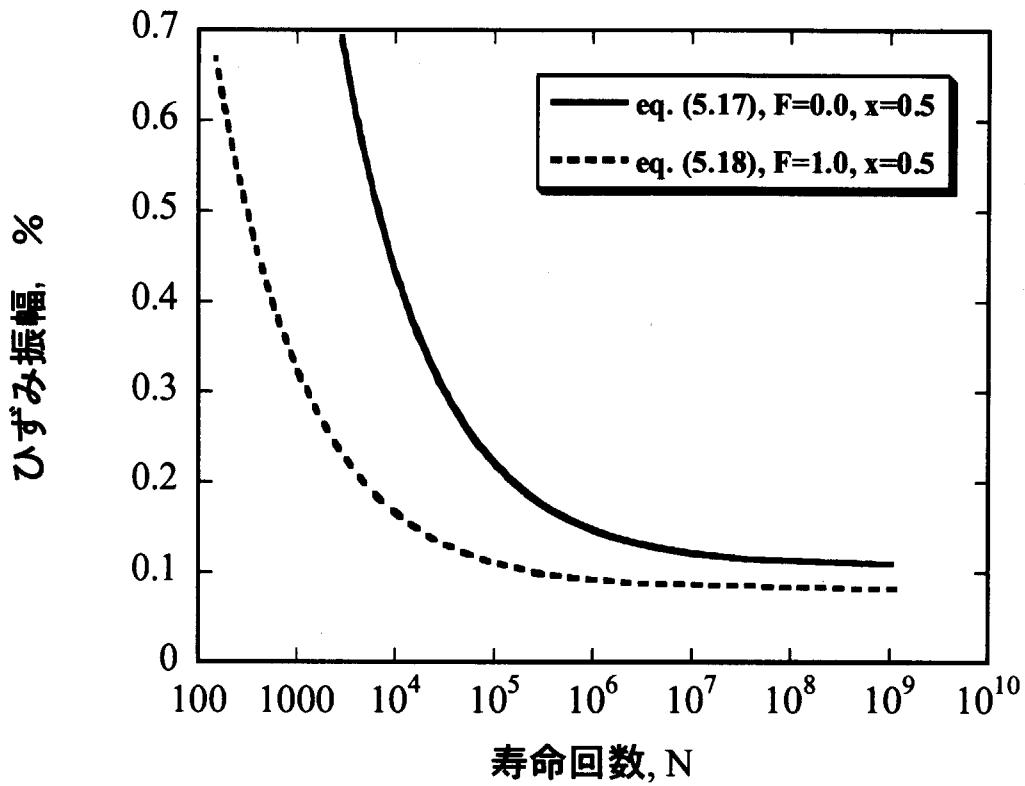


図 5.7 曲げ疲労試験実験結果と疲労評価式

Number of cycles to 100% coverage of pitting damage is deduced by
 $C=1-\exp(-AN)$: empirically and numerically given in shotpeening
A: f(material, power, etc.), N: Number of impacts

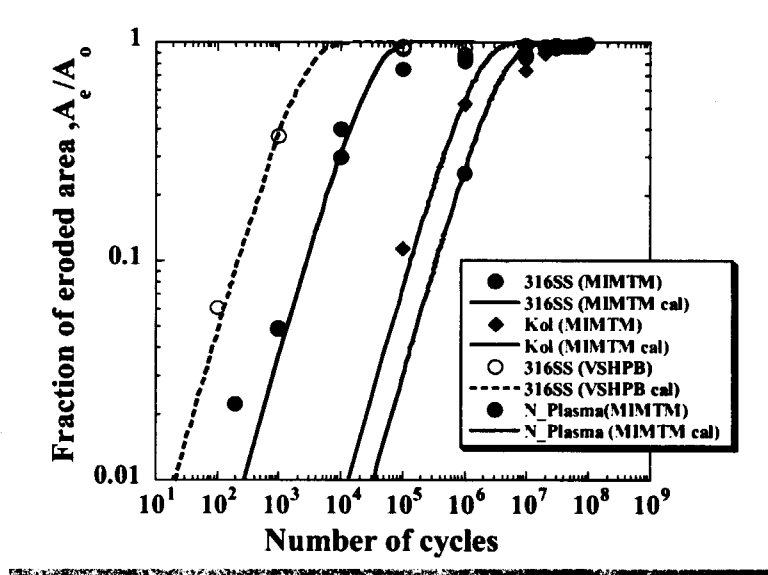


図 5.8 サイクル数と壊食面積比の関係

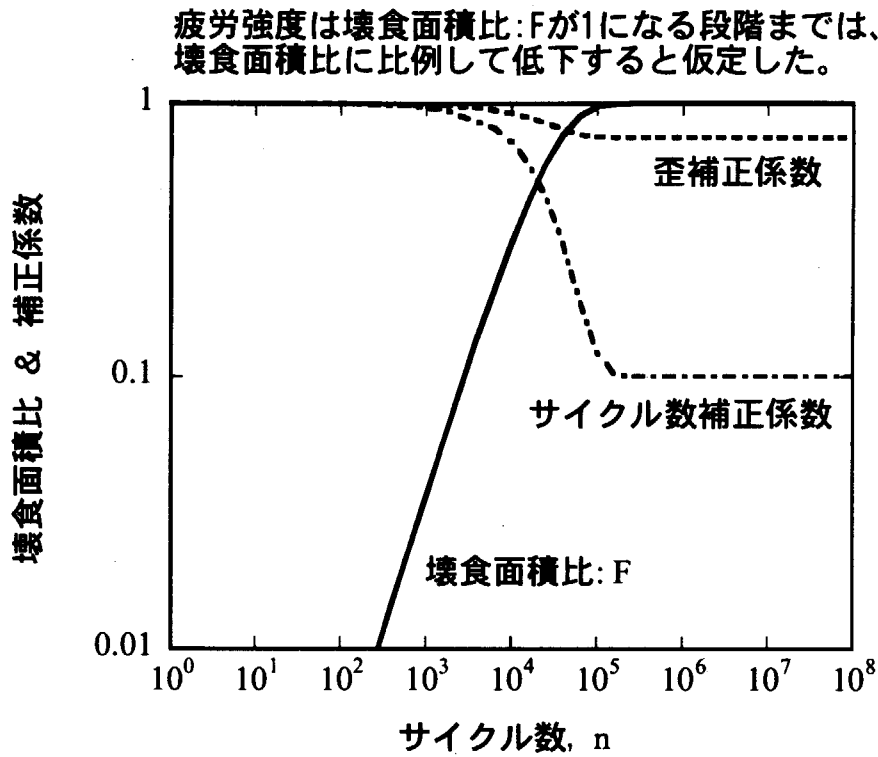
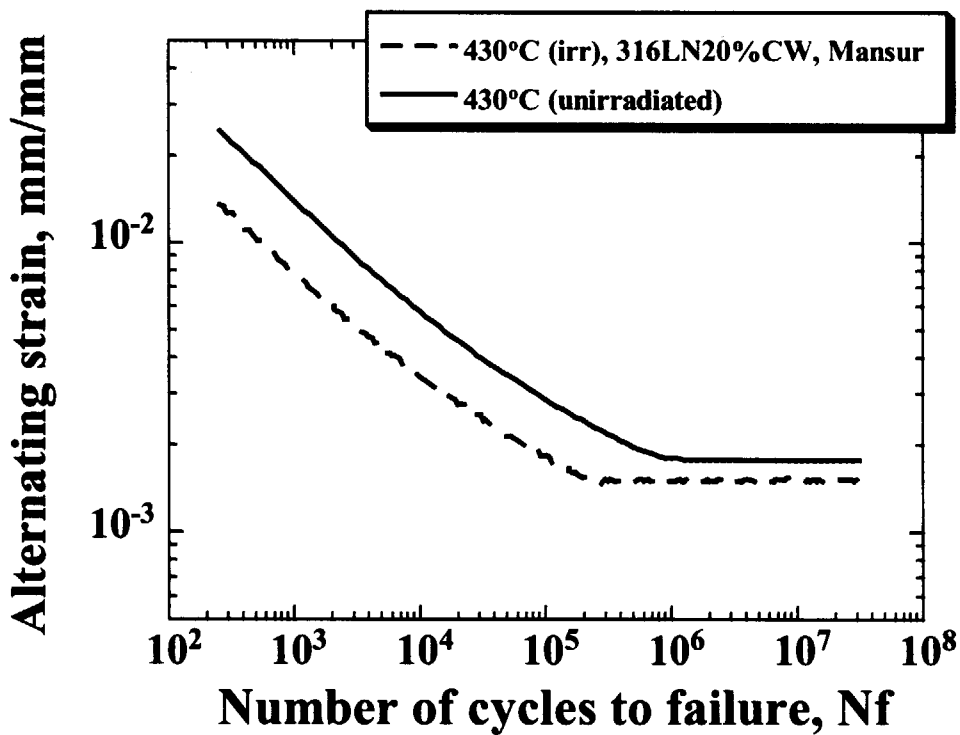


図 5.9 パワーが 1MW の場合の壊食面積比と疲労強度減少係数のサイクル数との関係



Fatigue strength data of irradiated 20% work hardening Type316ss material

図 5.10 中性子照射後疲労強度

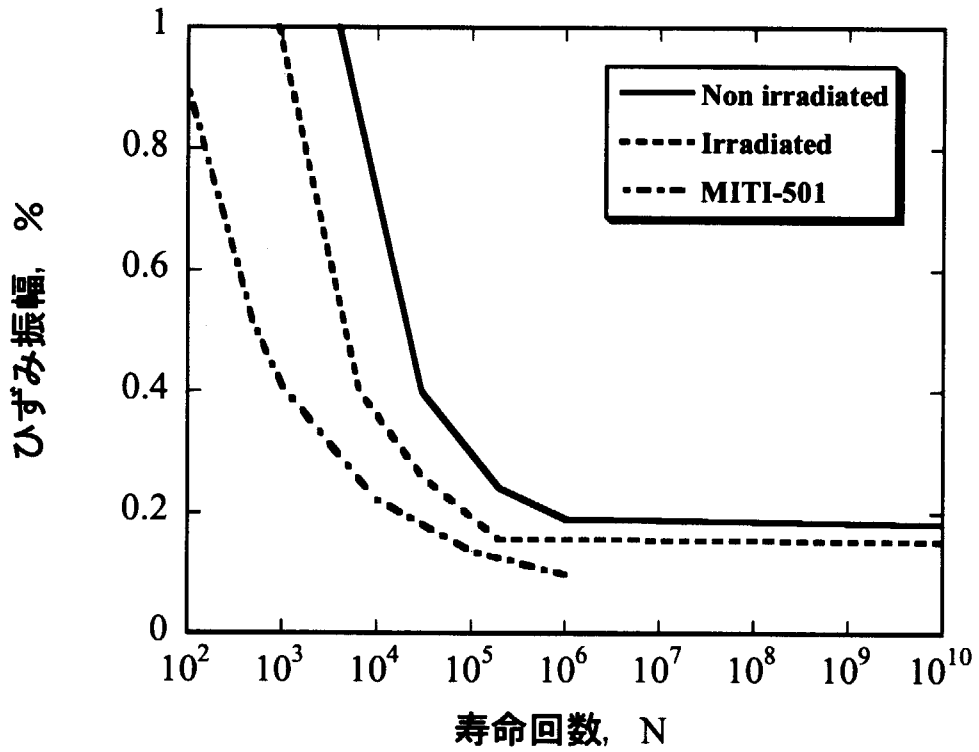


図 5.11 照射前後の疲労強度と実験データの比較

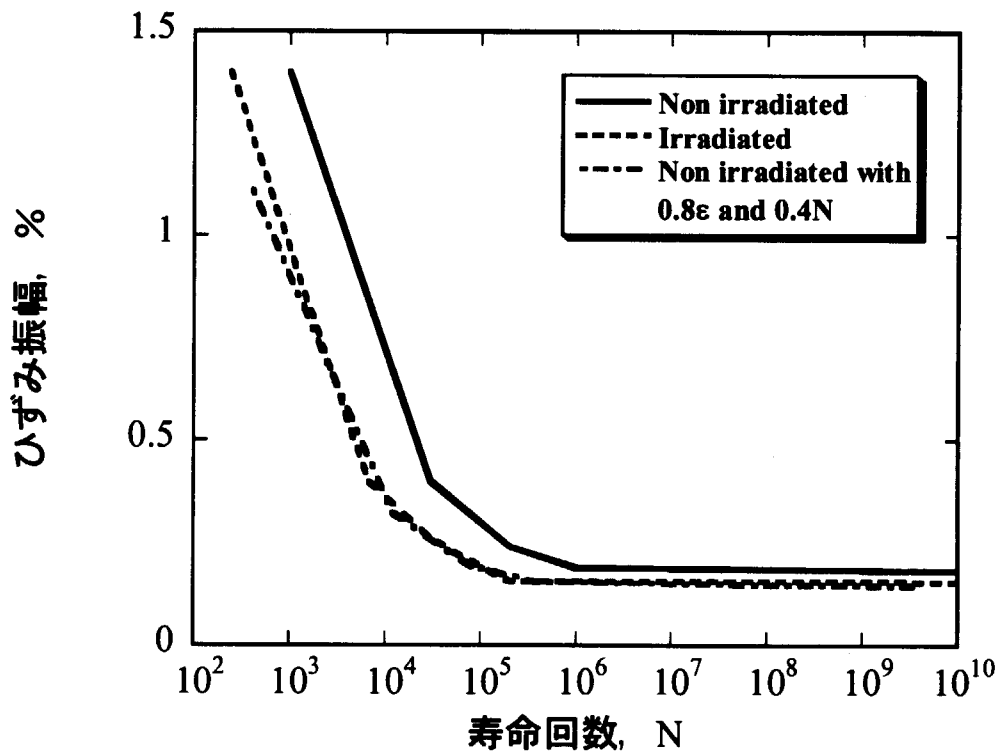


図 5.12 非照射疲労強度と照射後疲労強度の比較

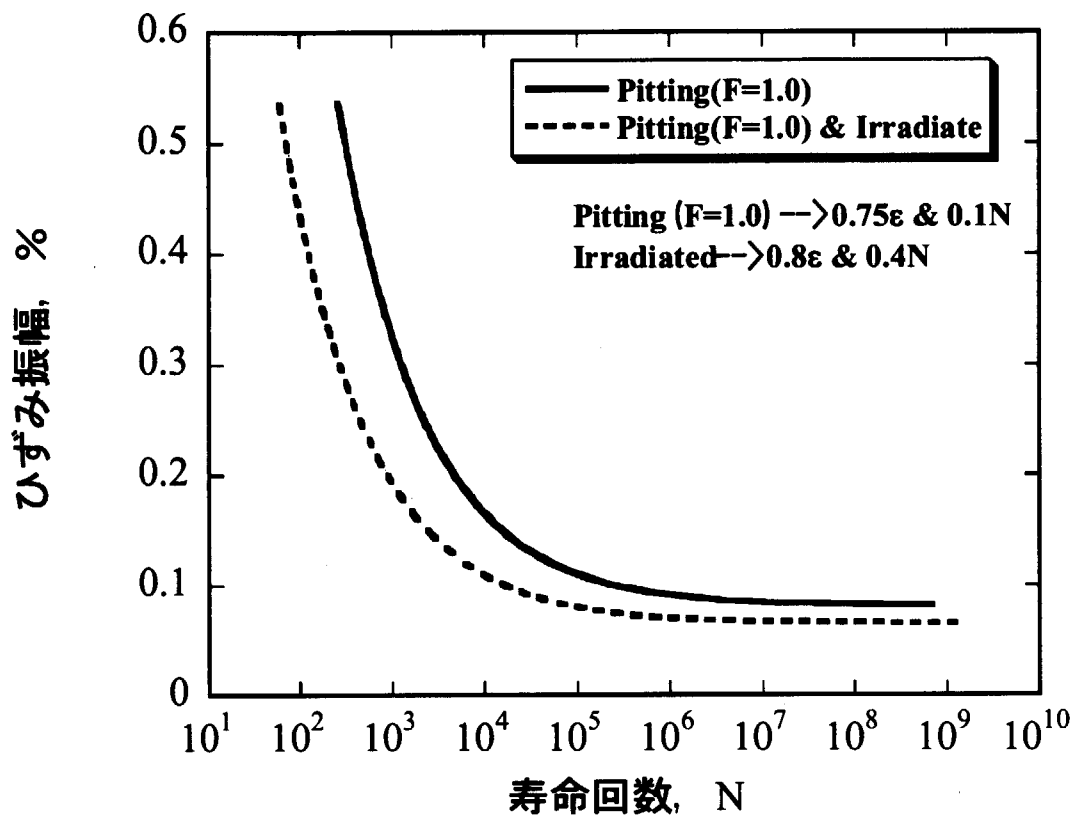


図 5.13 全面壊食の疲労曲線への照射効果の影響

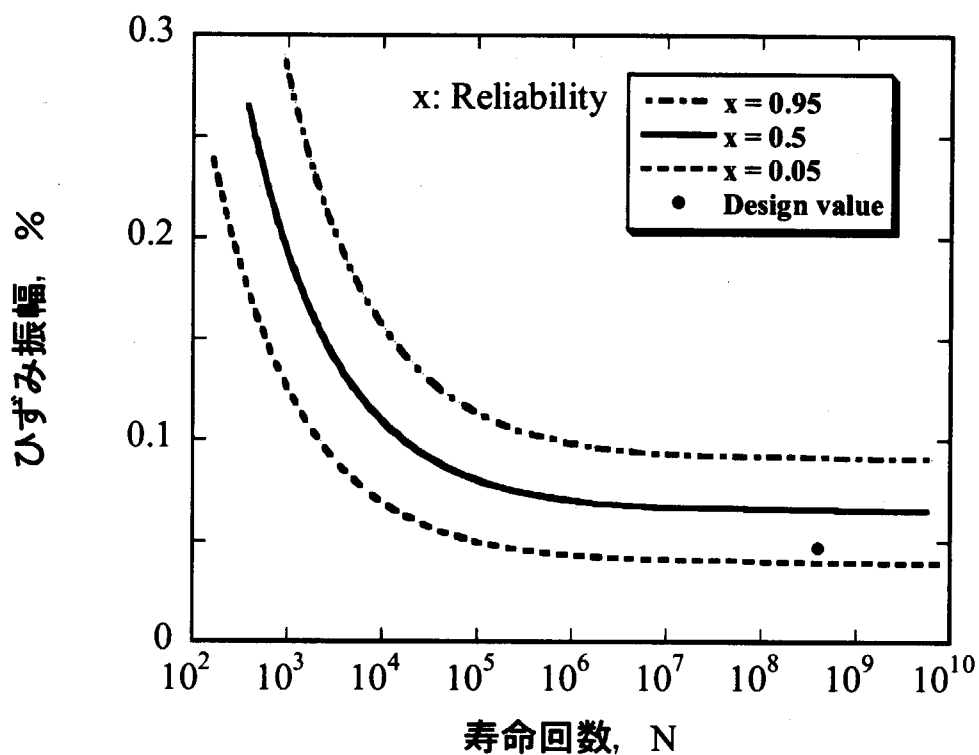


図 6.1 水銀容器疲労評価点と疲労曲線

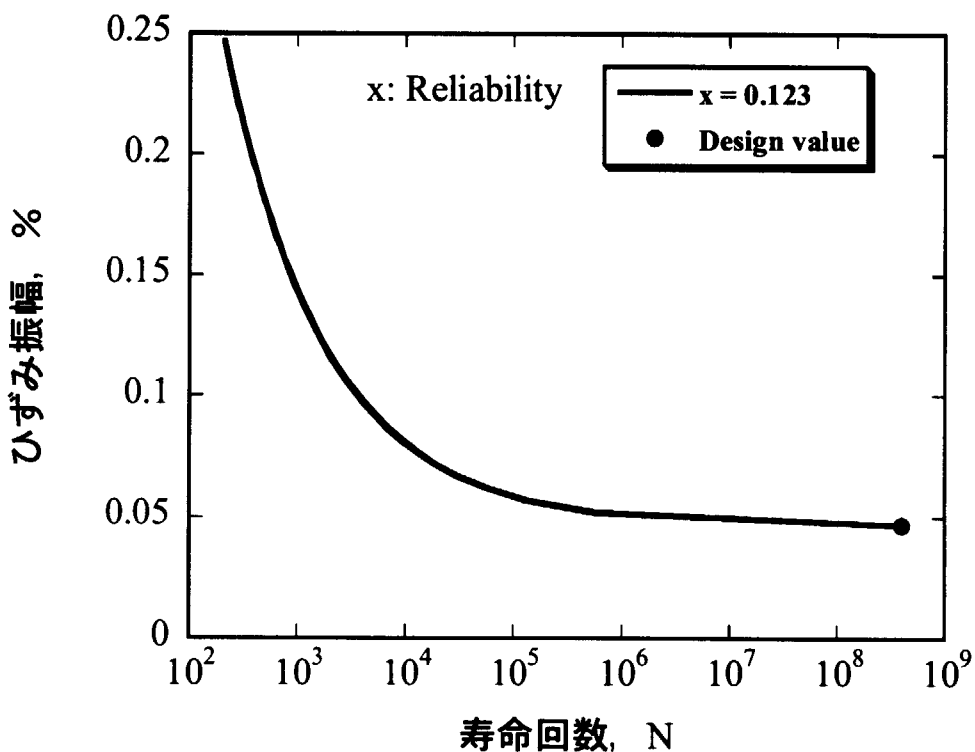
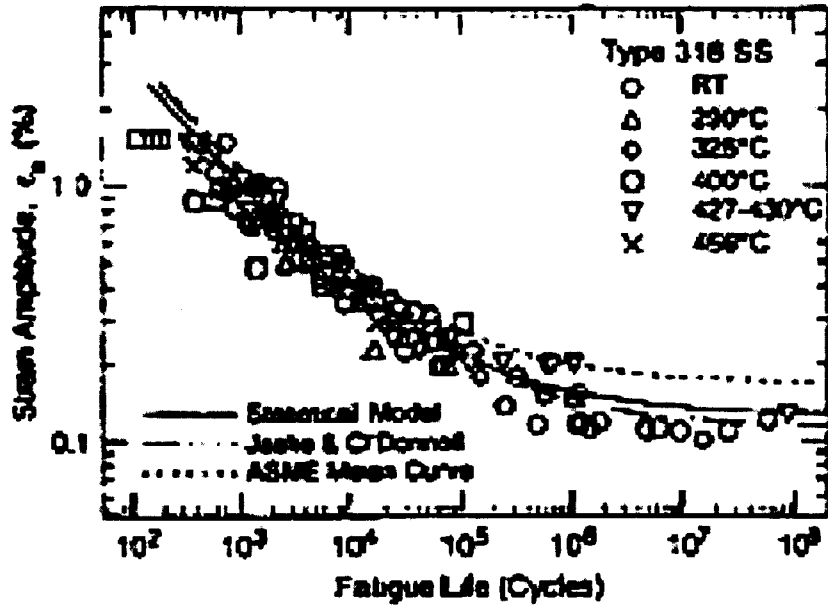


図 6.2 疲労破損確率 12.29%の疲労曲線と疲労評価条件点



NUREG/CR-6

Figure 2. Fatigue ϵ -N behavior for Types 304, 316, and 316NG austenitic stainless steels in air at various

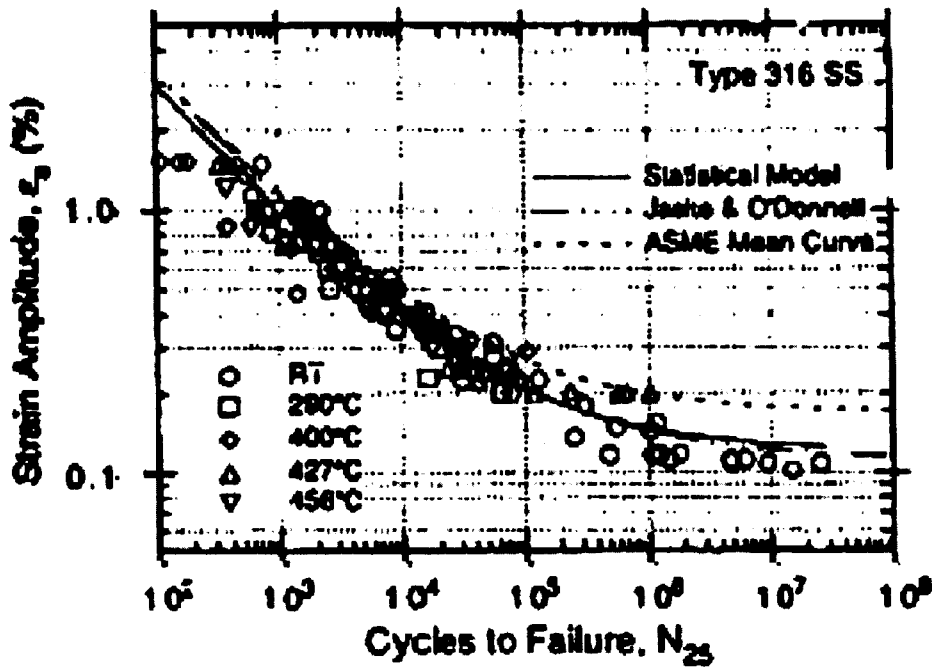


Figure 5. Fatigue S-N behavior for Types 304 and 316 stainless steel and Alloy 600 estimated from the model and determined experimentally in air

NUREG/CR-63

図7.1 ANLが統計評価に用いた疲労寿命データ

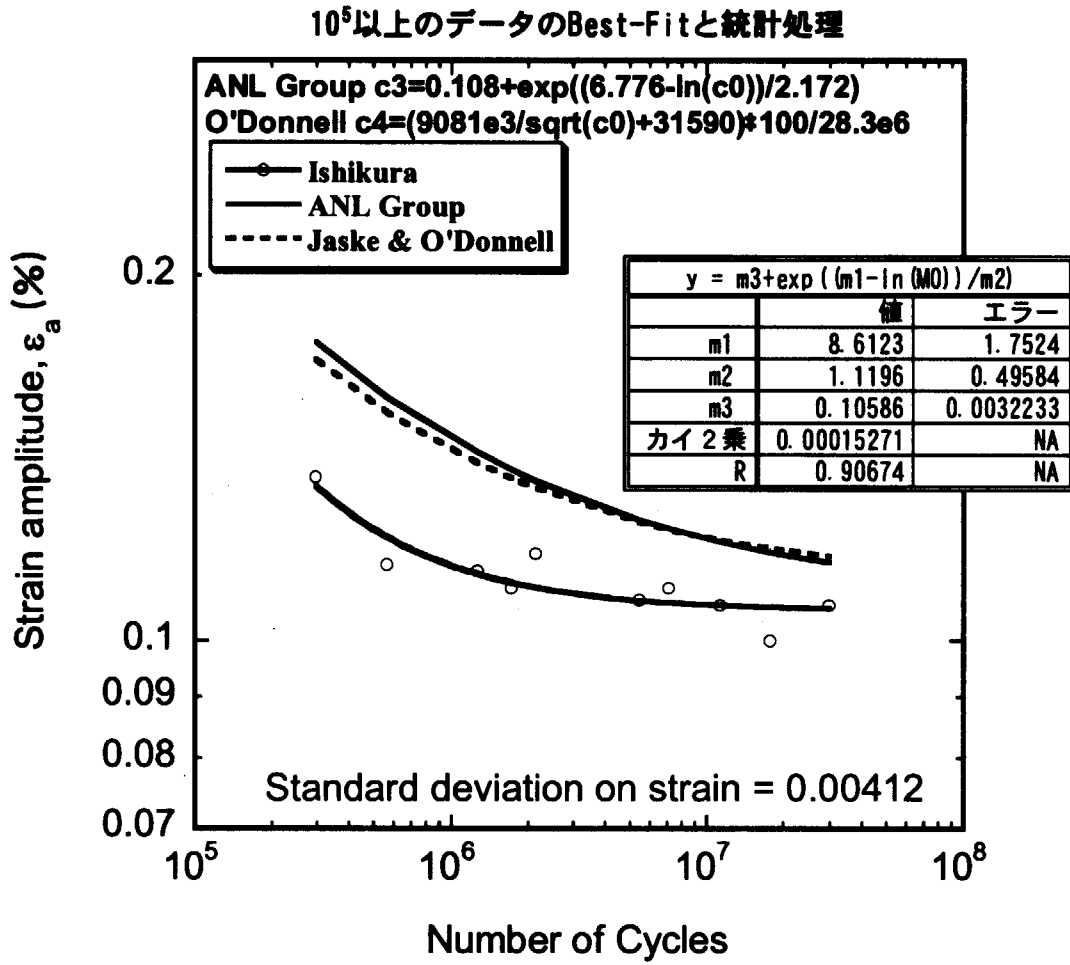
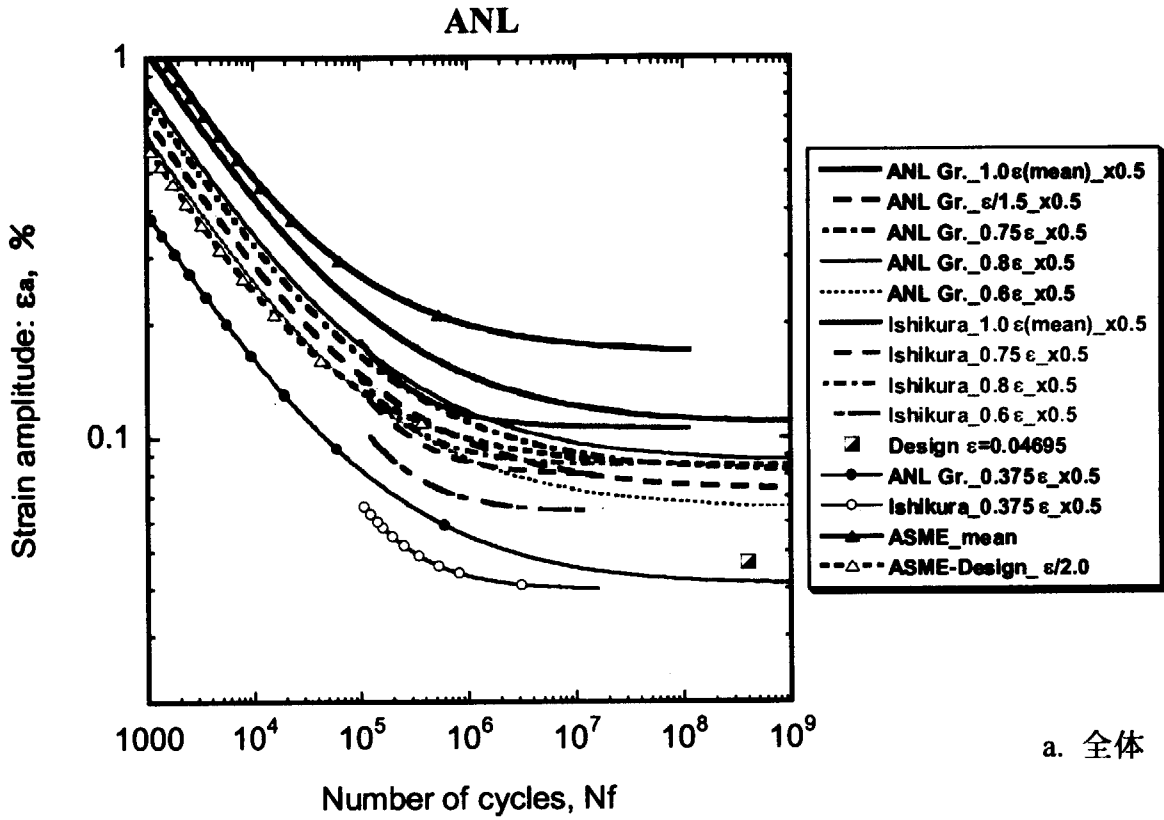
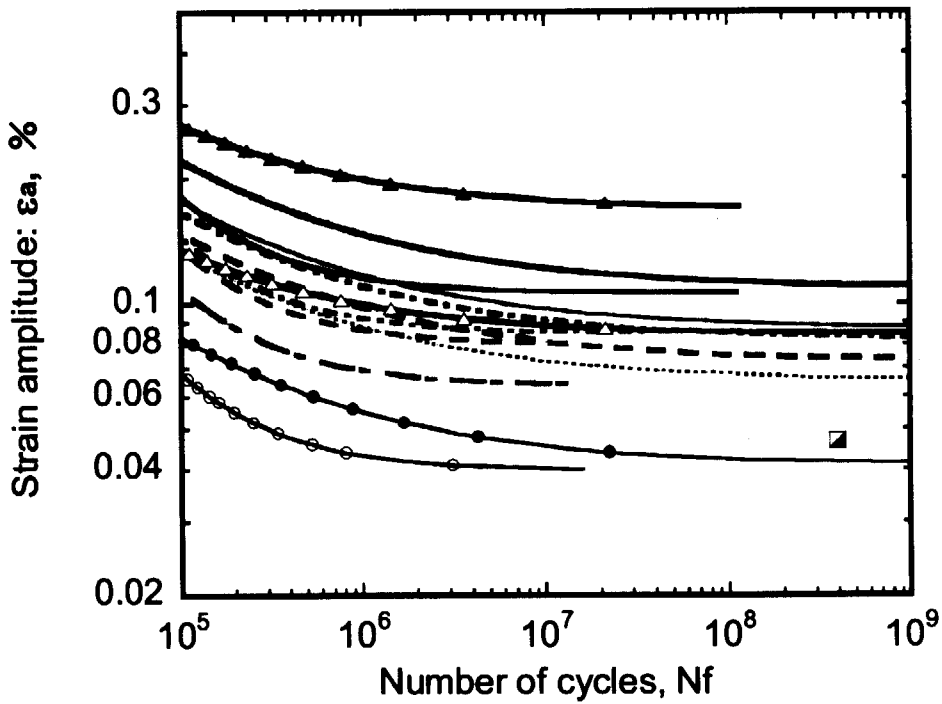


図7.2 高サイクル領域の適合式と統計量の見直し



a. 全体



b. 拡大

図 7.3 各種疲労評価式の比較：ASME コード式、ANL Gr.式、

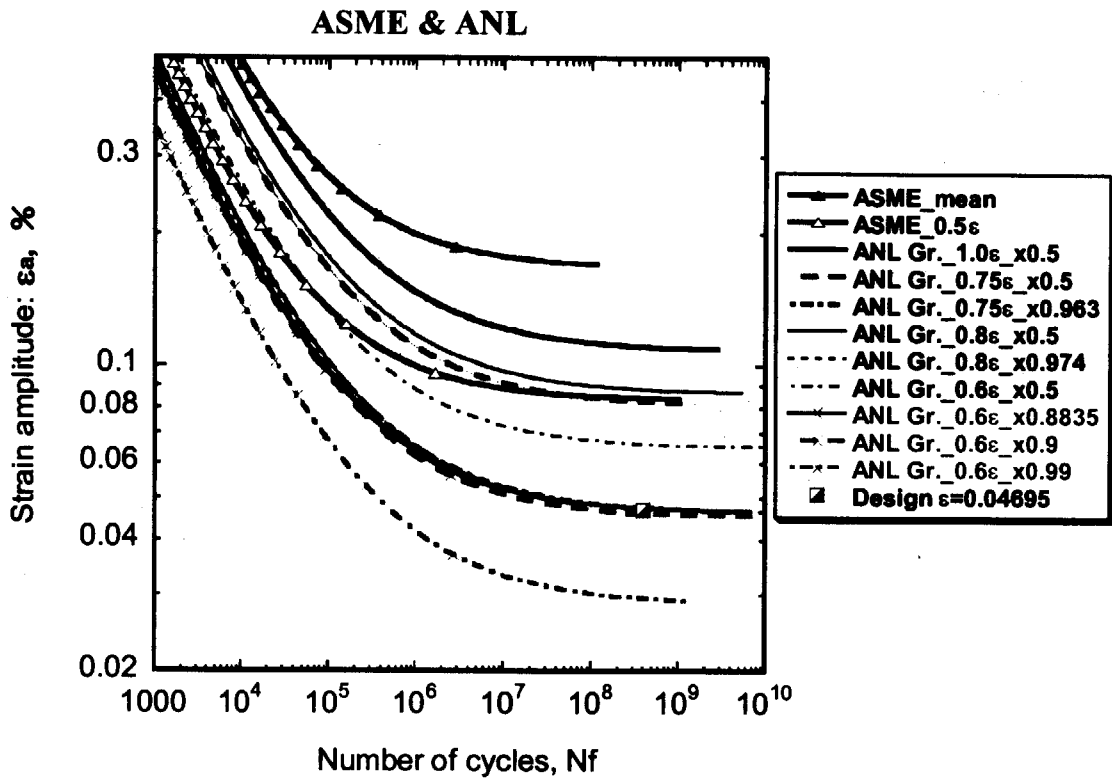


図 7.4 ANL Group 式の疲労損傷確率

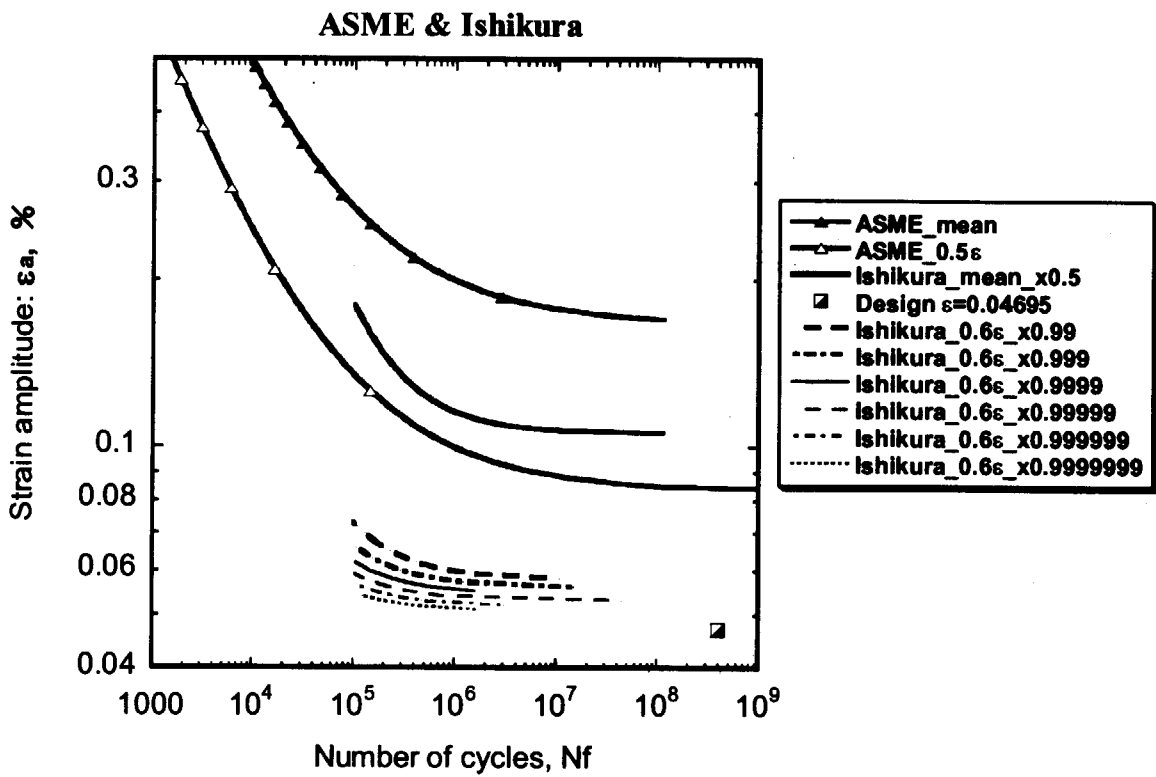


図 7.5 Ishikura 式の疲労損傷確率

* Standard deviation on strain = 0.026 (by ANL(NUREG/CR=6335)
and ANL(NUREG/CR=6674))

* Standard deviation on strain = 0.00412 (by Ishikura)

ANL-ASME-Ishikura の比較

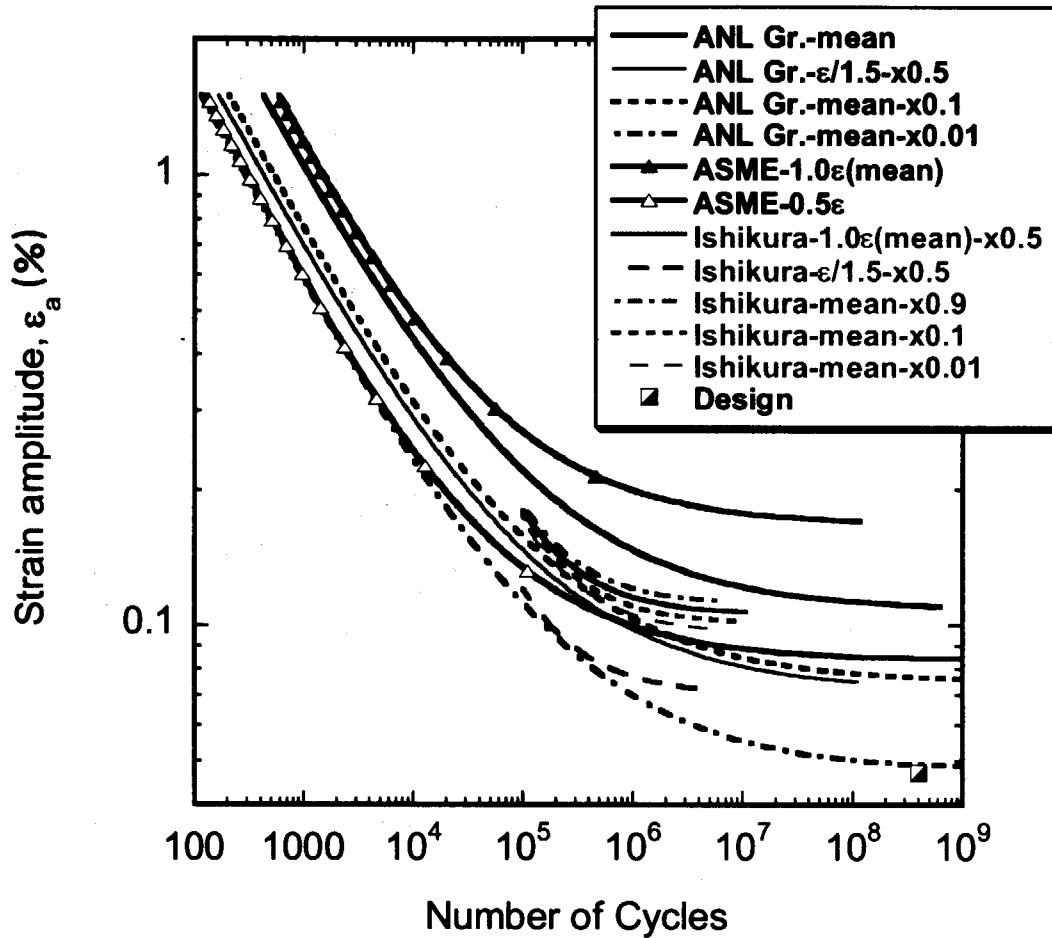


図7.6 ANL Group式とIshikura式の疲労損傷確率の比較

ANL Group $\epsilon_t = 0.108 + \exp((6.776 - \ln(c_0))/2.172)$

O'Donnell $\epsilon_t = (9081e3/\sqrt{c_0} + 31590) * 100/28.3e6$

SNS: $\epsilon_t = (64.0 N^{-0.5} + 0.234) / 2$

NUREGデータとSNSデータの比較

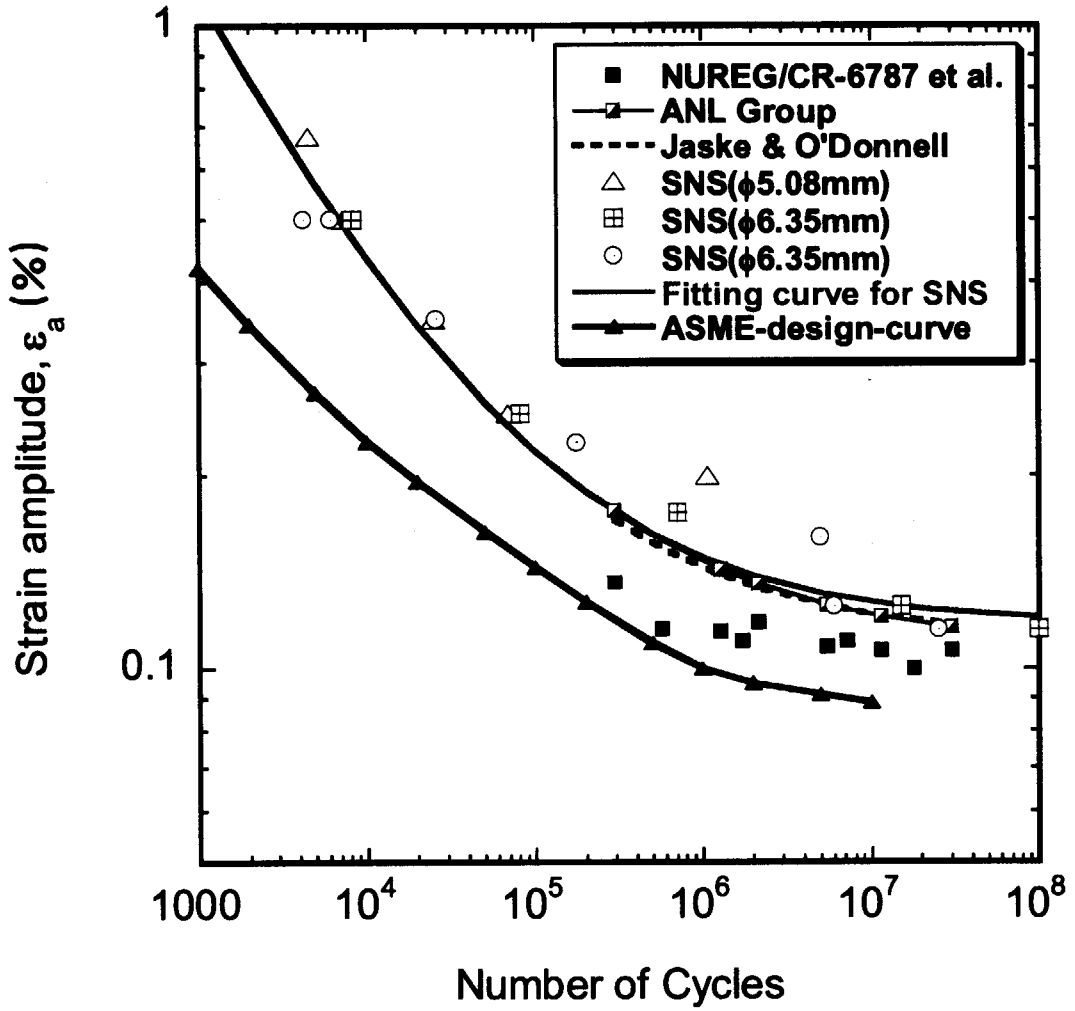


図7.7 ANLとORNLの疲労寿命データの比較

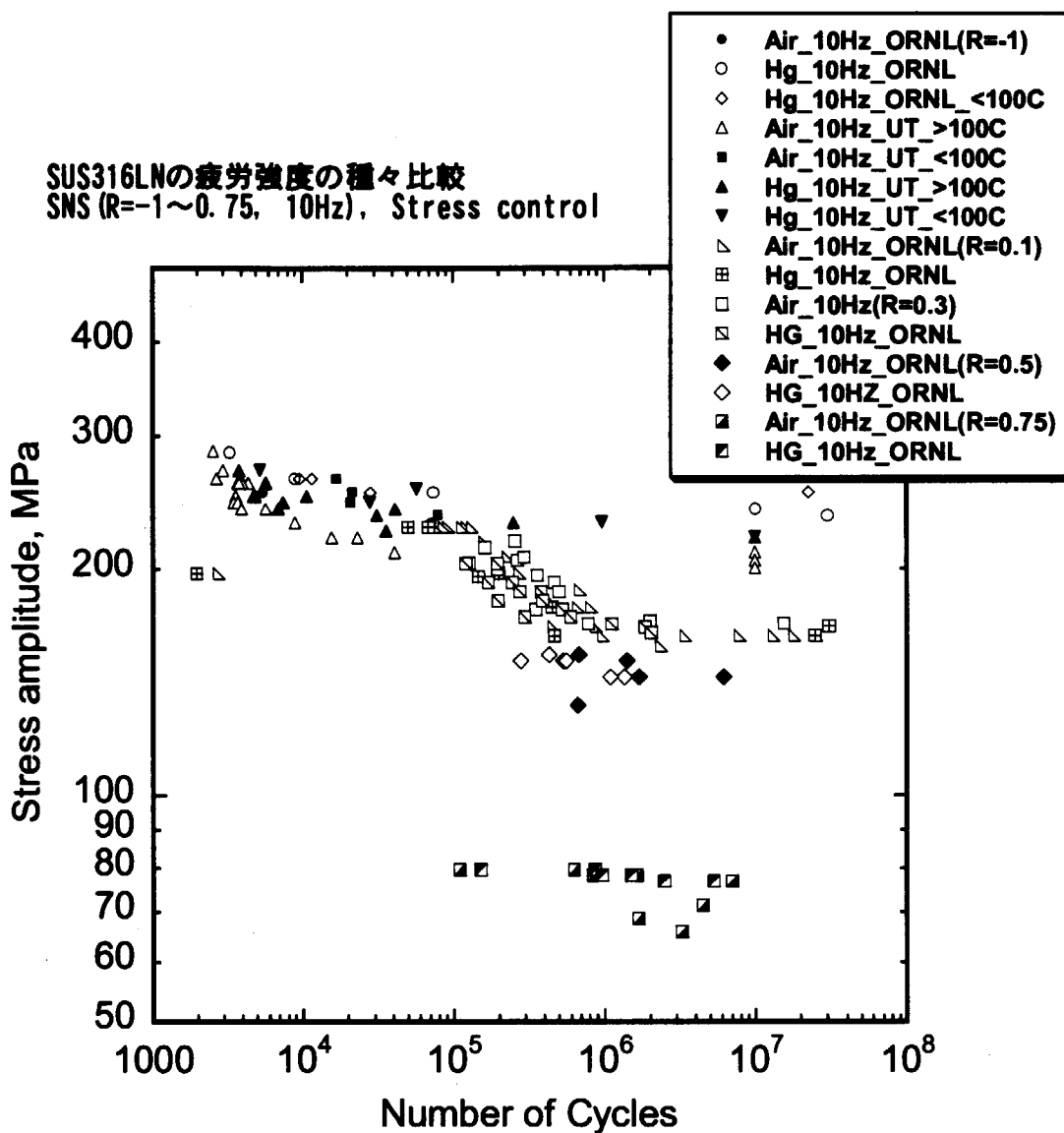


図7.8 ORNLの疲労寿命データの平均応力の効果

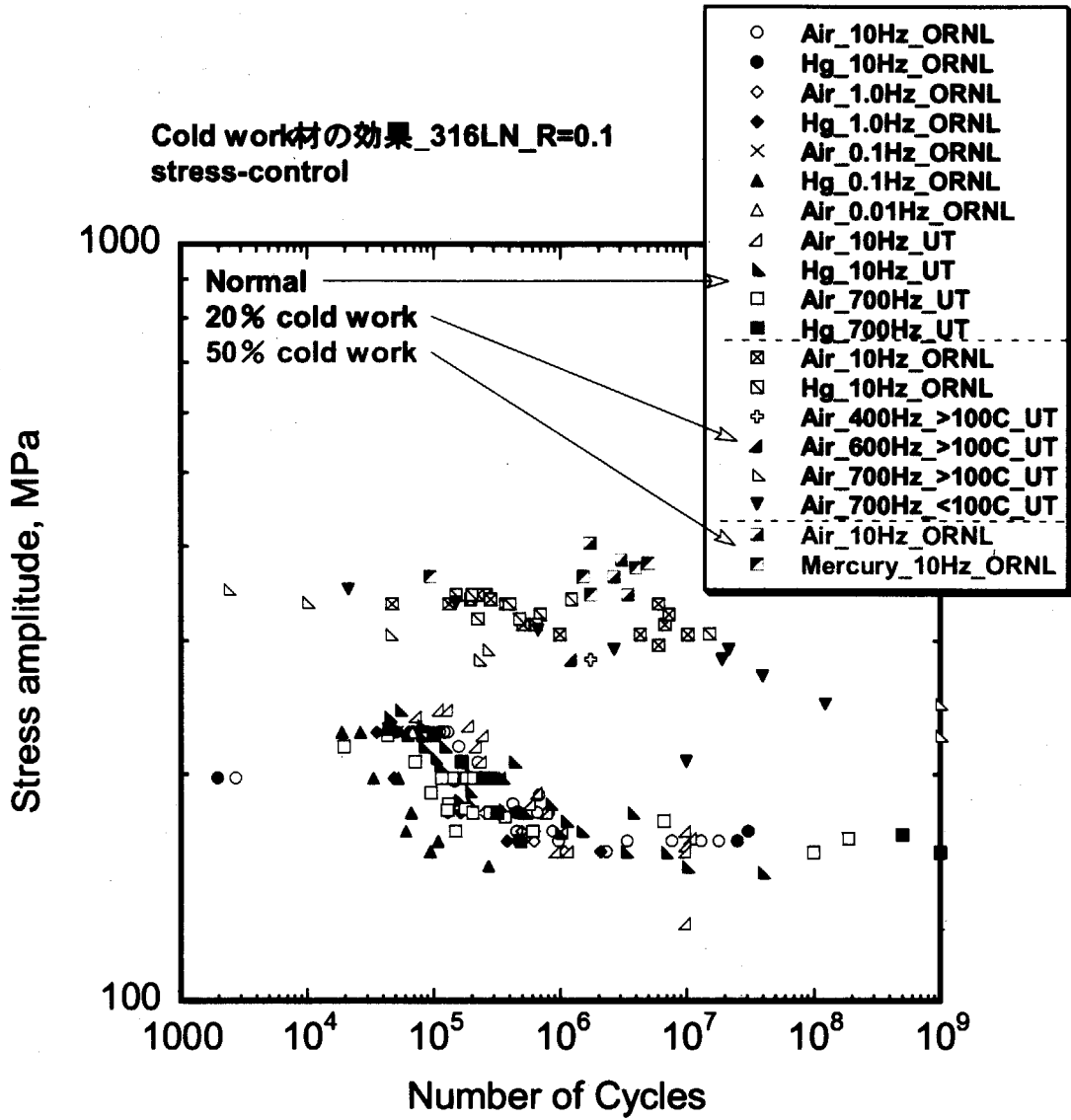
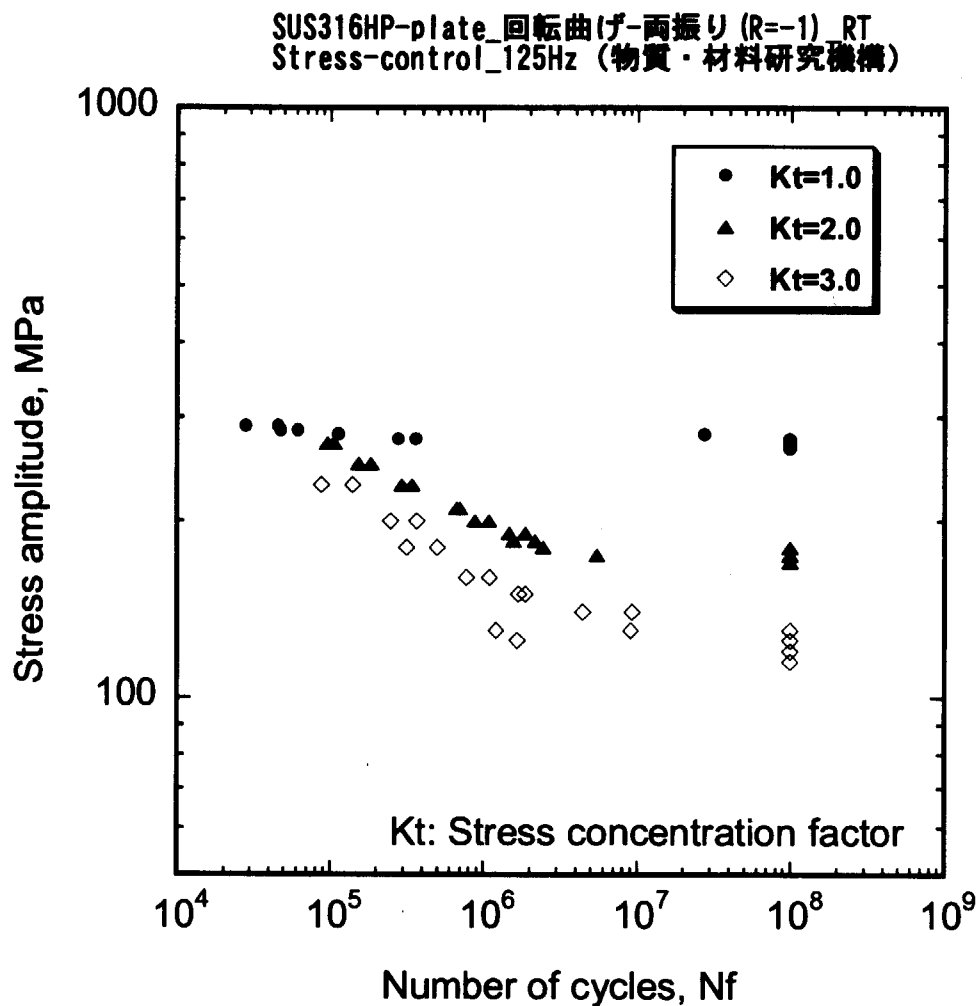


図7.9 ORNLの疲労寿命データの冷間加工の効果



Surface finishing by longitudinal polishing with 600 grade silicon carbide paper.

図7.10 金材研の疲労寿命データの応力集中係数の効果

付 録

付録 A1 水銀漏洩検出の確率分布

水銀が漏洩した場合の対策として、漏洩水銀を安全に収納する構造対策と漏洩検出により加速器を停止するシステム対策を講じている。安全評価には漏洩検出が失敗する確率を評価する必要がある。

水銀漏洩検出に関する確率的データについては、漏洩検出確率について記載した文献は少ない。文献³⁾には圧力配管からの漏洩の検出性能に関する要求事項が記載されている。それによると、アメリカの環境庁（EPA）の標準的な漏洩検出器の性能検査では、10psi(0.068MPa)加圧状態で最小量 3 ガロン/時間(11.4 リットル/時間)の漏洩の検出が1時間以内に 95%の検出確率でできなくてはならないという標準検査要領を定めている。

付録 A2 疲労曲線の応力表示

歪み疲労曲線からヤング率で応力換算して表示したもの。

塑性歪みの効果が小さい弾性領域である高サイクル領域 ($>10^6$) で参照。

ヤング率 $E = 186800 \text{ MPa}$

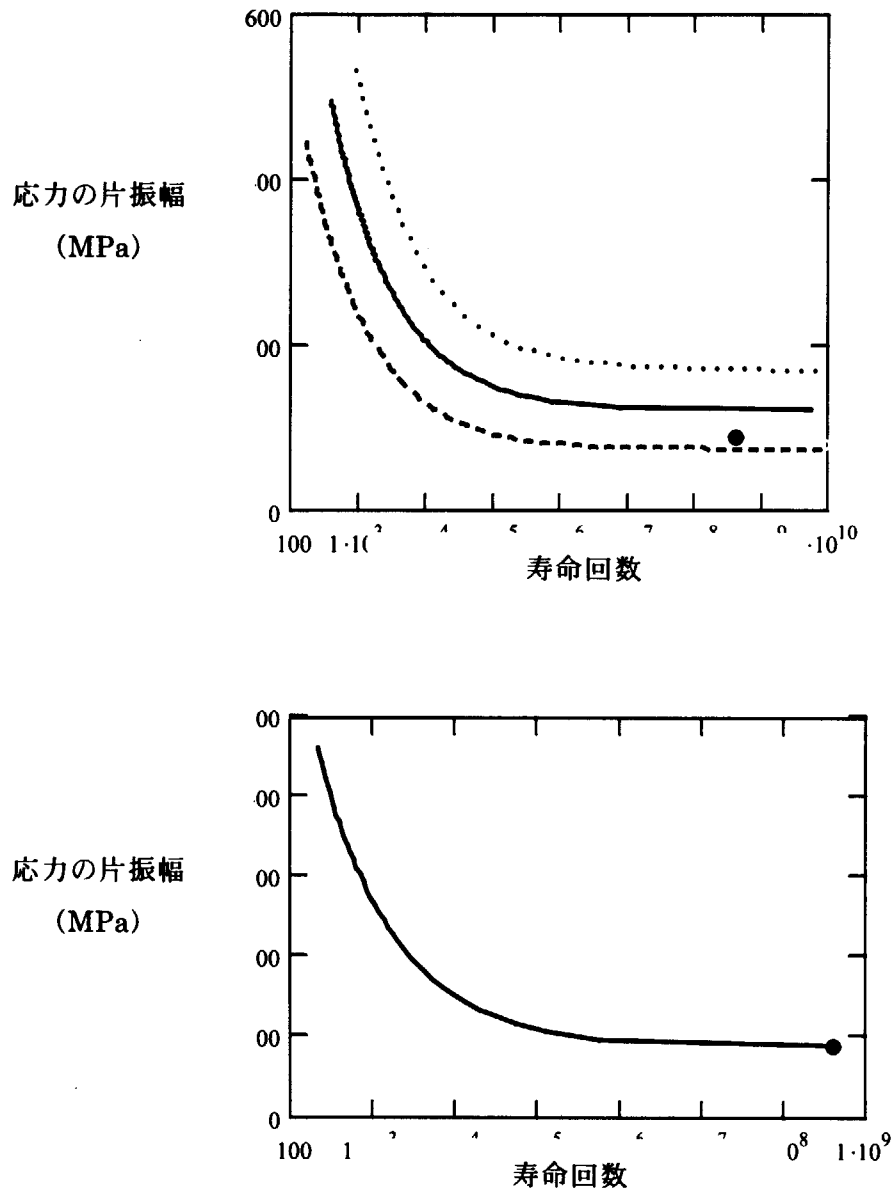


図 A-1 “図 6.5 と図 6.6 の応力表示のグラフ”

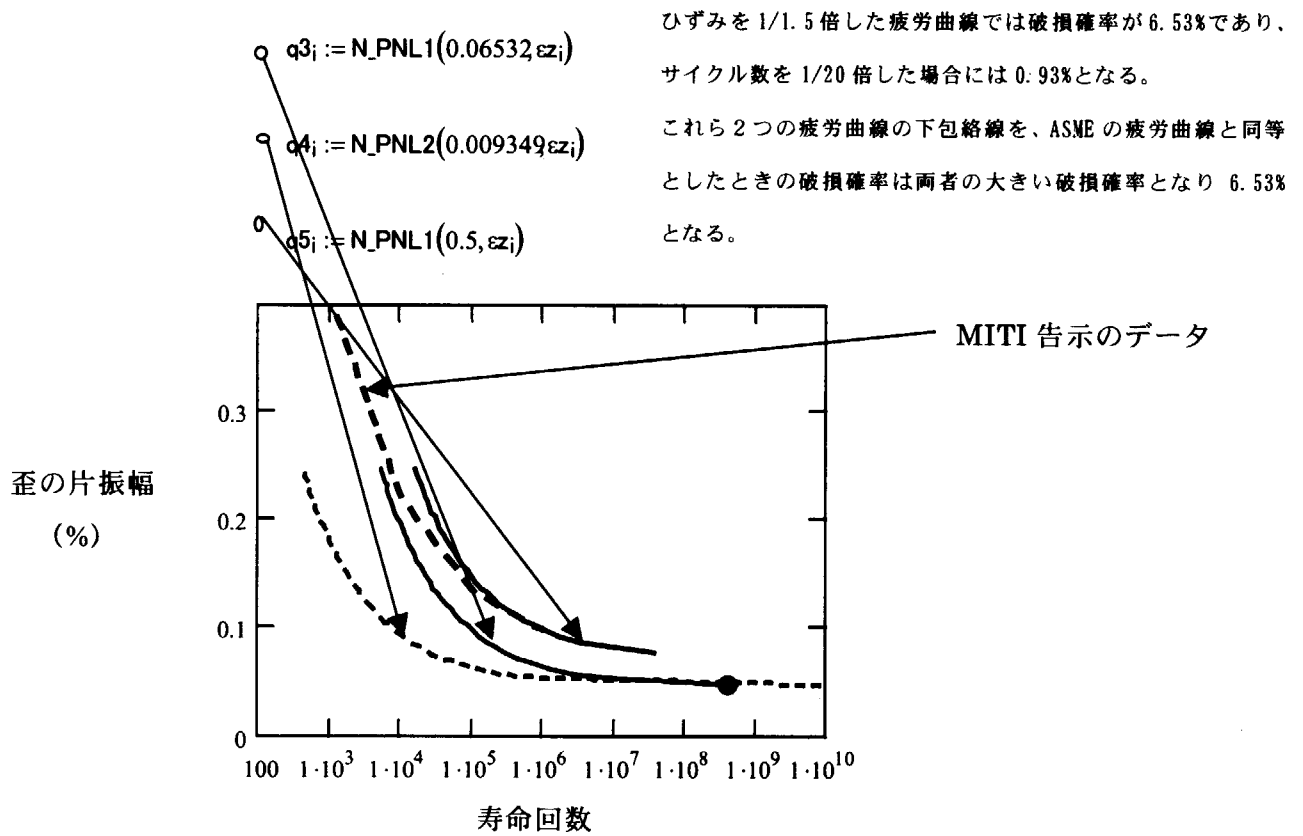
付録 A3 ANL グループ¹⁰⁾の疲労曲線と ASME 疲労曲線との比較 (1)

$$N_PNL1(x, \epsilon a) := e^{-\left[\begin{array}{l} 6.776+0.52F(x) \dots \\ + \left[(-1) \cdot 2.172 \ln \left[\epsilon a \cdot 1.5 - 0.108 \dots \right] \right. \\ \left. + (0.026F(1-x)) \right] \end{array} \right]}$$

ANL Gr.の平均曲線に
ひずみを 1/1.5 倍する。

$$N_PNL2(x, \epsilon a) := \frac{1}{20} \cdot e^{-\left[\begin{array}{l} 6.776+0.52F(x) \dots \\ + \left[(-1) \cdot 2.172 \ln \left[\epsilon a - 0.108 \dots \right] \right. \\ \left. + (0.026F(1-x)) \right] \end{array} \right]}$$

ANL Gr.の平均曲線に
サイクル数を 1/20 倍する。

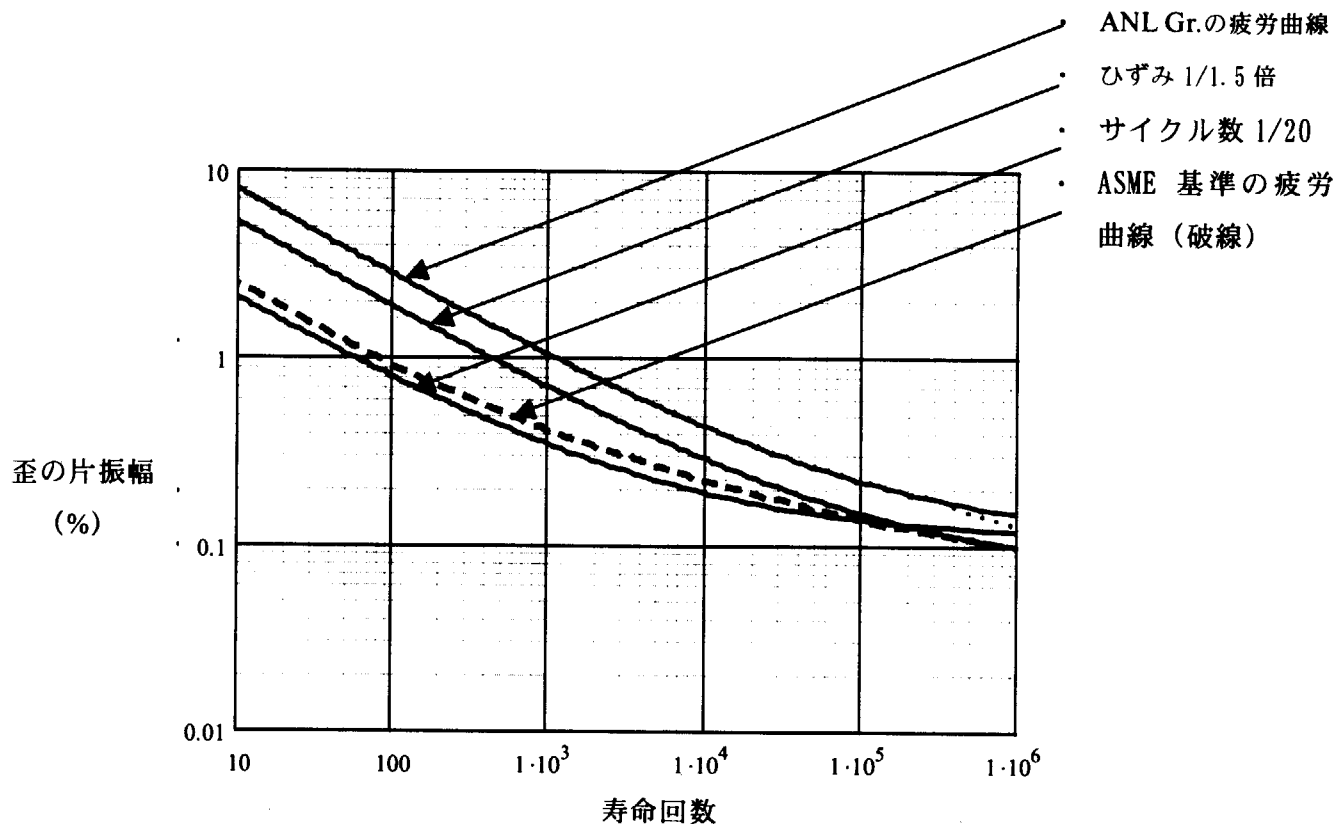


$$N_PNL1(0.06532, 0.0469) = 4.004 \times 10^8 \quad \text{疲労破損確率} = 0.0653$$

$$\frac{N_PNL2(0.009349, 0.0469)}{20} = 4.057 \times 10^8$$

図 A-2 水銀容器を ASME 基準並の疲労曲線で評価した場合の破損確率 6.53%
(ASME 基準並の疲労曲線とは、中央値 $x=0.5$ における、ANL (N_PNL1 と N_PNL2) の下包絡線、
ピッチングや照射の疲労への影響は考慮していない場合)

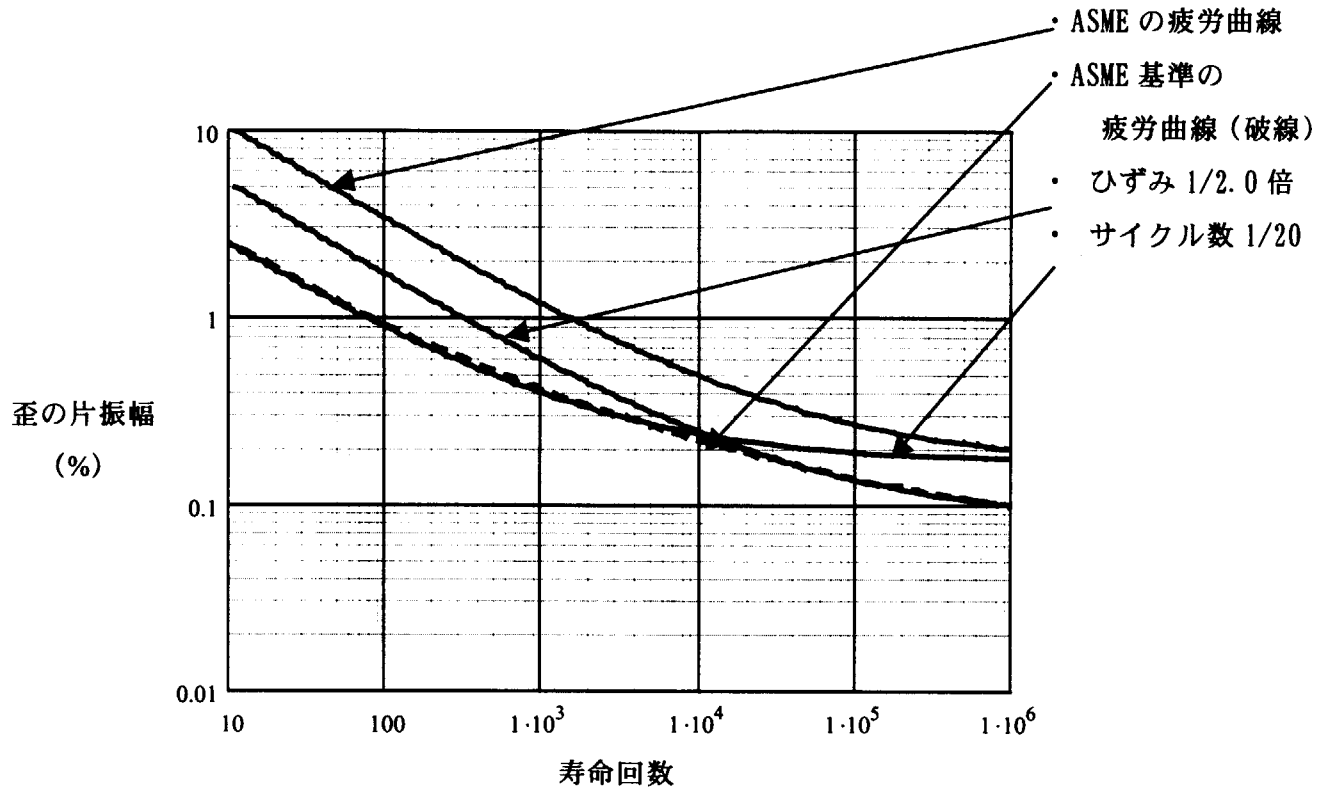
付録 A4 ANL グループ¹⁰⁾の疲労曲線と ASME 疲労曲線との比較 (2)



$$x = 0.5 \quad N_{PNL}(x, \epsilon a) := e^{-\left[\begin{array}{l} 6.776 + 0.52F(x) \dots \\ + \left[(-1) \cdot 2.172 \ln \left[\epsilon a - 0.108 \dots \right. \right. \\ \left. \left. + (0.026F(1-x)) \right] \right] \right]}$$

ステンレス鋼の場合は、新しく採られた疲労データによる疲労曲線はひずみ 1/1.5 倍-サイクル数 1/20 で ASME 基準の疲労曲線とほぼ同等になる。

図 A4-1 ANL グループの疲労曲線の、ひずみ 1/1.5 倍-サイクル数 1/20 の下包絡線と ASME 基準の疲労曲線の比較



$$NRL1(\varepsilon_c) := \begin{cases} 10^{10} & \text{if } \varepsilon_c < 0.1671 \\ e^{(6.954 - 2.0 \ln(\varepsilon_c - 0.167))} & \text{otherwise} \end{cases}$$

ASME Code Mean Value (NUREG/CR-6787)

図 A4-2 ASME の疲労曲線の、ひずみ 1/2.0 倍-サイクル数 1/20 の下包絡線と ASME 基準の疲労曲線 (破線) の比較

付録 A5 疲労評価点と ASME 基準疲労曲線の関係

ASME Code Mean Value (NUREG/CR-6787)

$$\text{NASME}(\epsilon_a) := e^{(6.954 - 2.0 \ln(\epsilon_a - 0.167))}$$

$$\text{NASME1}(\epsilon_a) := e^{(6.954 - 2.0 \ln(\epsilon_a - 2 - 0.167))}$$

$$\text{NASME2}(\epsilon_a) := \frac{1}{20} \cdot e^{(6.954 - 2.0 \ln(\epsilon_a - 0.167))}$$

$$\epsilon_{wh} := 0.16705 + \frac{0.4}{100} \cdot h \quad q_{8h} := \text{NASME}(\epsilon_{wh}) \quad q_{Ch} := \text{NASME2}(\epsilon_{wh})$$

$$\epsilon_{th} := 0.08355 + \frac{0.4}{100} \cdot h \quad q_{Ch} := \text{NASME1}(\epsilon_{th})$$

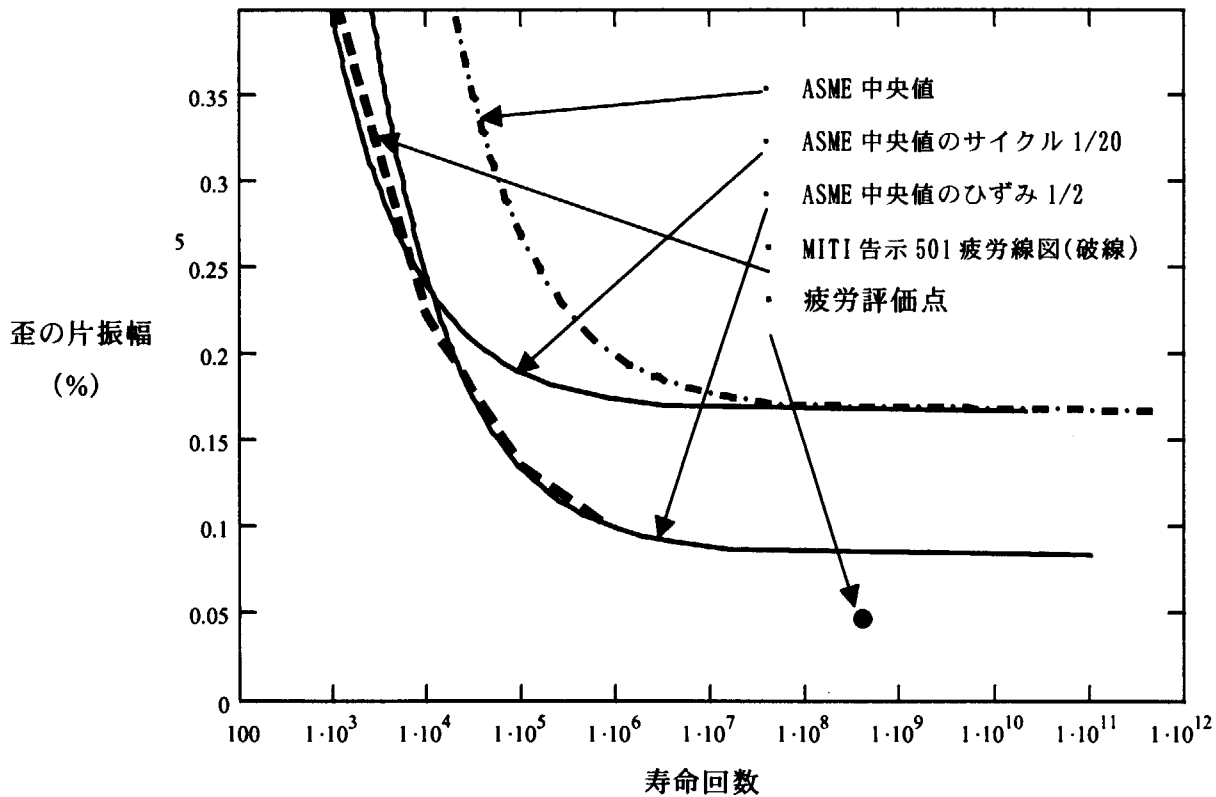


図 A5-1 疲労評価点と ASME 基準疲労曲線の関係

MITI 告示で疲労評価を実施した場合、疲労評価点は疲労原以下であるため、許容サイクル数は 10^{11} サイクル以上となる。

付録 A6 ASME 基準の疲労曲線にピットと照射の影響を考慮した場合の疲労線図

ピットと照射による疲労強度減少割合

$0.8 \cdot 0.75 = 0.6$	ひずみについて 0.6 倍
$0.4 \cdot \frac{1}{10} = 0.04$	サイクル数について 0.04 倍

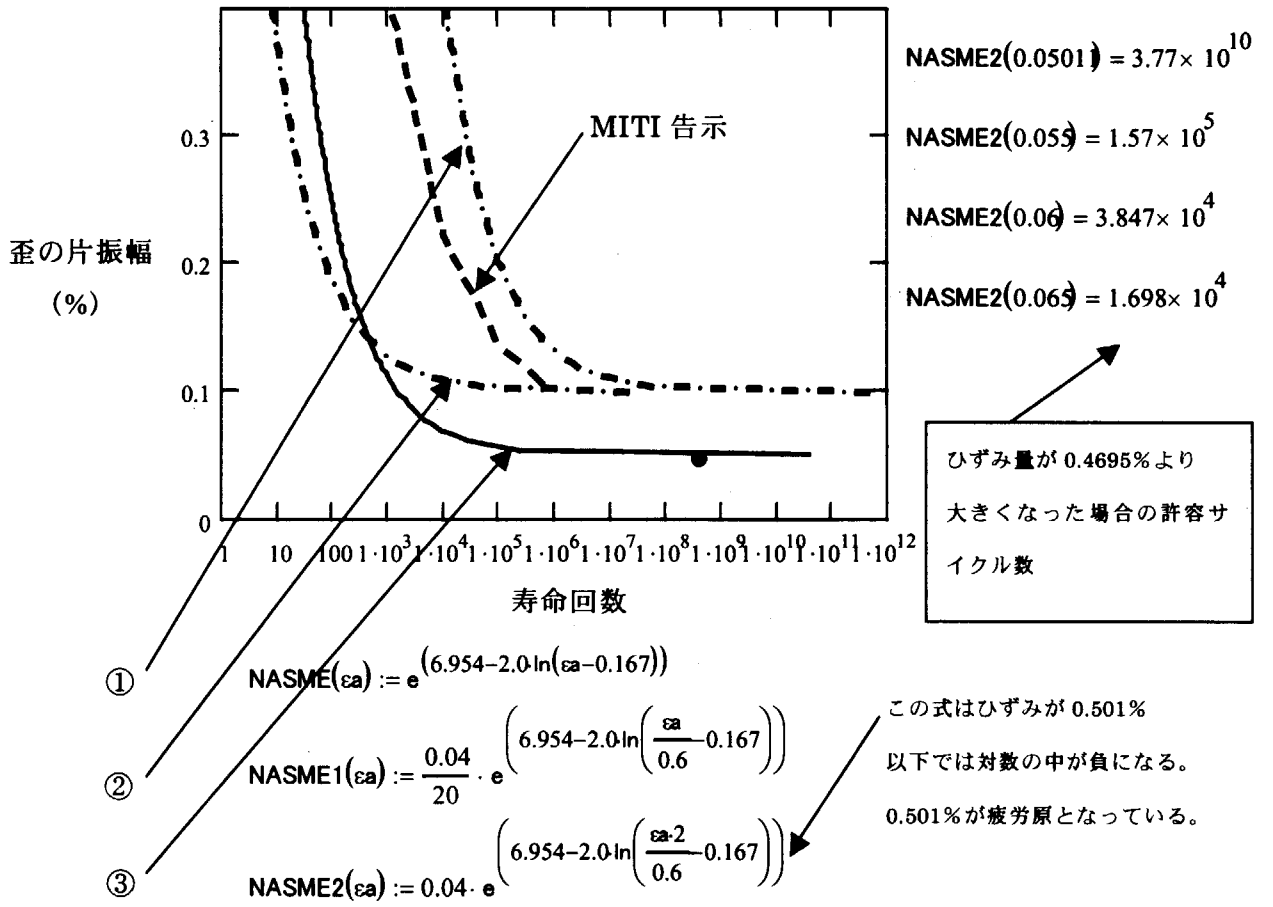


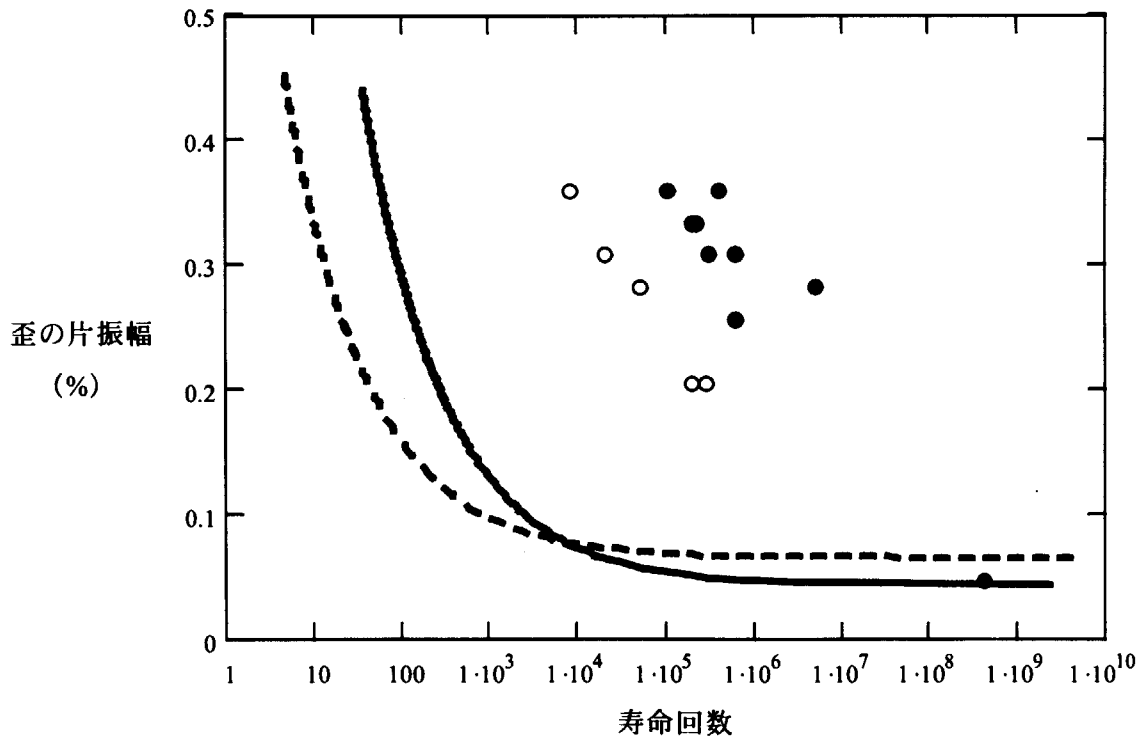
図 A6-1 疲労評価点のひずみに対するサイクル数は無限

付録 A7 照射とピットの影響を入れた場合の許容サイクル数

$$N_PNL1(\epsilon a) := e^{-\left[\begin{array}{l} 6.776 + 0.52F(0.5) \dots \\ + \left[(-1) \cdot 2.172 \ln \left[\frac{\epsilon a - 0.108 \dots}{+ (0.026F(1-0.5))} \right] \right] \right]} \end{array} \right]$$

$$NP\epsilon 1_d := N_PNL1\left(\frac{\epsilon b x 1_d \cdot 1.5}{0.75 \cdot 0.8}\right) \cdot \frac{1}{10} \cdot 0.4$$

$$NP\epsilon 2_d := N_PNL1\left(\frac{\epsilon b x 2_d}{0.75 \cdot 0.8}\right) \cdot \frac{1}{10} \cdot 0.4 \cdot \frac{1}{20}$$



$$N_PNL1\left[\frac{(0.0469) \cdot 1.5}{0.75 \cdot 0.8}\right] \cdot \frac{1}{10} \cdot 0.4 = 8.907 \times 10^5$$

図 A7-1 照射とピットの影響を入れた場合の疲労線図

ANL グループ¹⁰⁾の中央値の式を、ASME 基準の疲労線図に対応させる場合は、ステンレス鋼では、ひずみを 1/1.5、サイクル数を 1/20 にして下包絡線を作りますが、それに照射とピットの影響を入れた場合の疲労線図が上記のグラフの 2 曲線の下包絡線となります。この時、今回の疲労評価条件ですと、許容サイクル数は 8.9×10^5 サイクルとなります。

付録 A8 ピット深さと照射を考慮した疲労線図からき裂の大きさ分布を考えて破損確率を算定した場合

$$F0 := 1.12 \quad a_i := 0.1 \quad a_f := 3 \quad ER = 186.8$$

$$CL := 1 \times 10^{-7.7} \quad mL := 3$$

$$Ng0(\varepsilon, a) := \frac{2}{CL \cdot (ER \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{\pi} \cdot F0)^{mL}} \cdot \left(a^{1 - \frac{mL}{2}} - a_f^{1 - \frac{mL}{2}} \right) \cdot \frac{1}{mL - 2}$$

$$Cx := 1 \cdot 10^{-12.4} \quad mx := 7.$$

$$NgX(\varepsilon, a) := \left[\frac{2}{Cx \cdot (ER \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{\pi} \cdot F0)^{mx}} \cdot \left(a^{1 - \frac{mx}{2}} - a_f^{1 - \frac{mx}{2}} \right) \cdot \frac{1}{mx - 2} \right]$$

$$Cy := 1 \cdot 10^{-92.5} \quad my := 110$$

$$NgY(\varepsilon, a) := \left[\frac{2}{Cy \cdot (ER \cdot \varepsilon \cdot 1 \cdot \sqrt{\pi} \cdot F0)^{my}} \cdot \left(a^{1 - \frac{my}{2}} - a_f^{1 - \frac{my}{2}} \right) \cdot \frac{1}{my - 2} \right]$$

$$Ng(\varepsilon, a) := \begin{cases} \varepsilon\alpha \leftarrow \text{root}(Ng0(\varepsilon, a) - NgX(\varepsilon, a), \varepsilon, 0.001, 0.5) \\ \varepsilon\beta \leftarrow \text{root}(NgX(\varepsilon, a) - NgY(\varepsilon, a), \varepsilon, 0.001, 0.5) \\ \text{val} \leftarrow NgY(\varepsilon, a) \quad \text{if } \varepsilon \leq \varepsilon\beta \\ \text{val} \leftarrow NgX(\varepsilon, a) \quad \text{if } \varepsilon\alpha > \varepsilon > \varepsilon\beta \\ \text{val} \leftarrow Ng0(\varepsilon, a) \quad \text{if } \varepsilon \geq \varepsilon\alpha \\ \text{val} \end{cases}$$

$$N_g(0.04695, 0.0986319) = 4.000089 \times 10^8$$

0.0986319 mmの初期き裂深さの時、0.04695%のひずみで
4*10⁸サイクルとなる。

初期き裂深さをグンベル分布とする。

$$\lambda := 14.05 \quad \alpha := 4.947 \quad T_0 := 100$$

$$\Lambda_m(x) := \exp \left[-\exp \left[\frac{-[x - (\lambda + \alpha \cdot \ln(T_0))]}{\alpha} \right] \right]$$

$$1 - \Lambda_m(0.0986319, 1000) = 3.7549093752087 \times 10^{-6}$$

これが破損確率となる。

設計マージン 2-20 を無視した疲労線図に接する様なパリス則から得られた3つの疲労直線を作ると、0.04696%のひずみで4*10⁸サイクルに対応する限界き裂大きさ（深さ）は0.0986319mmである。この限界き裂深さを越える確率が破損確率となるので、その値を求めると3.75*10⁻⁶となった。

This is a blank page.

国際単位系 (SI) と換算表

表1 SI基本単位および補助単位

量	名称	記号
長さ	メートル	m
質量	キログラム	kg
時間	秒	s
電流	アンペア	A
熱力学温度	ケルビン	K
物質質量	モル	mol
光度	カンデラ	cd
平面角	ラジアン	rad
立体角	ステラジアン	sr

表3 固有の名称をもつSI組立単位

量	名称	記号	他のSI単位による表現
周波数	ヘルツ	Hz	s ⁻¹
力	ニュートン	N	m·kg/s ²
圧力、応力	パスカル	Pa	N/m ²
エネルギー、仕事、熱量	ジュール	J	N·m
工率、放射束	ワット	W	J/s
電気量、電荷	クーロン	C	A·s
電位、電圧、起電力	ボルト	V	W/A
静電容量	ファラド	F	C/V
電気抵抗	オーム	Ω	V/A
コンダクタンス	ジーメン	S	A/V
磁束密度	ウェーバ	Wb	V·s
磁束密度	テスラ	T	Wb/m ²
インダクタンス	ヘンリー	H	Wb/A
セルシウス温度	セルシウス度	°C	
光度	ルーメン	lm	cd·sr
照射度	ルクス	lx	lm/m ²
放射線量	ベクレル	Bq	s ⁻¹
吸収線量	グレイ	Gy	J/kg
線量当量	シーベルト	Sv	J/kg

表2 SIと併用される単位

名称	記号
分、時、日	min, h, d
度、分、秒	°, ', "
リットル	l, L
トン	t
電子ボルト	eV
原子質量単位	u

1 eV=1.60218×10⁻¹⁹J
1 u=1.66054×10⁻²⁷kg

表5 SI接頭語

倍数	接頭語	記号
10 ¹⁸	エクサ	E
10 ¹⁵	ペタ	P
10 ¹²	テラ	T
10 ⁹	ギガ	G
10 ⁶	メガ	M
10 ³	キロ	k
10 ²	ヘクト	h
10 ¹	デカ	da
10 ⁻¹	デシ	d
10 ⁻²	センチ	c
10 ⁻³	ミリ	m
10 ⁻⁶	マイクロ	μ
10 ⁻⁹	ナノ	n
10 ⁻¹²	ピコ	p
10 ⁻¹⁵	フェムト	f
10 ⁻¹⁸	アト	a

表4 SIと共に暫定的に維持される単位

名称	記号
オングストローム	Å
バーン	b
バル	bar
ガリ	Gal
キュリー	Ci
レントゲン	R
ラド	rad
レム	rem

1 Å=0.1nm=10⁻¹⁰m
1 b=100fm²=10⁻²⁸m²
1 bar=0.1MPa=10⁵Pa
1 Gal=1cm/s²=10⁻²m/s²
1 Ci=3.7×10¹⁰Bq
1 R=2.58×10⁻⁴C/kg
1 rad=1cGy=10⁻²Gy
1 rem=1cSv=10⁻²Sv

(注)

- 表1-5は「国際単位系」第5版、国際度量衡局1985年刊行による。ただし、1eVおよび1uの値はCODATAの1986年推奨値によった。
- 表4には海里、ノット、アール、ヘクトールも含まれているが日常の単位なのでここでは省略した。
- barは、JISでは流体の圧力を表わす場合に限り表2のカテゴリーに分類されている。
- EC閣僚理事会指令では bar, barnおよび「血圧の単位」mmHgを表2のカテゴリーに入れていない。

換算表

力	N (=10 ⁵ dyn)	kgf	lbf
	1	0.101972	0.224809
	9.80665	1	2.20462
	4.44822	0.453592	1

粘 度 1 Pa·s(N·s/m²)=10 P(ポアズ)(g/(cm·s))

動粘度 1 m²/s=10⁴St(ストークス)(cm²/s)

圧	MPa (=10 bar)	kgf/cm ²	atm	mmHg(Torr)	lbf/in ² (psi)
	1	10.1972	9.86923	7.50062×10 ³	145.038
力	0.0980665	1	0.967841	735.559	14.2233
	0.101325	1.03323	1	760	14.6959
	1.33322×10 ⁻⁴	1.35951×10 ⁻³	1.31579×10 ⁻³	1	1.93368×10 ⁻²
	6.89476×10 ⁻³	7.03070×10 ⁻²	6.80460×10 ⁻²	51.7149	1

エネルギー・仕事・熱量	J (=10 ⁷ erg)	kgf·m	kW·h	cal(計量法)	Btu	ft·lbf	eV
	1	0.101972	2.77778×10 ⁻⁷	0.238889	9.47813×10 ⁻⁴	0.737562	6.24150×10 ¹⁸
	9.80665	1	2.72407×10 ⁻⁶	2.34270	9.29487×10 ⁻³	7.23301	6.12082×10 ¹⁹
	3.6×10 ⁹	3.67098×10 ⁵	1	8.59999×10 ⁵	3412.13	2.65522×10 ⁶	2.24694×10 ²⁵
	4.18605	0.426858	1.16279×10 ⁻⁶	1	3.96759×10 ⁻³	3.08747	2.61272×10 ¹⁹
	1055.06	107.586	2.93072×10 ⁻⁴	252.042	1	778.172	6.58515×10 ²¹
	1.35582	0.138255	3.76616×10 ⁻⁷	0.323890	1.28506×10 ⁻³	1	8.46233×10 ¹⁸
	1.60218×10 ⁻¹⁹	1.63377×10 ⁻²⁰	4.45050×10 ⁻²⁶	3.82743×10 ⁻²⁰	1.51857×10 ⁻²²	1.18171×10 ⁻¹⁹	1

1 cal = 4.18605J (計量法)
= 4.184J (熱化学)
= 4.1855J (15°C)
= 4.1868J (国際蒸気表)
仕事率 1 PS(仏馬力)
= 75 kgf·m/s
= 735.499W

放射能	Bq	Ci
	1	2.70270×10 ⁻¹¹
	3.7×10 ¹⁰	1

吸収線量	Gy	rad
	1	100
	0.01	1

照射線量	C/kg	R
	1	3876
	2.58×10 ⁻⁴	1

線量当量	Sv	rem
	1	100
	0.01	1

水銀ターゲット容器の破損確率評価解析



古紙配合率100%再生紙を使用しています