HOKKAIDO UNIVERSITY

| | |
|---|---|
| Title | 鉄道レールの疲労による横裂の進展および破壊予測に関する研究 |
| Author(s) | 細田, 充 |
| Degree Grantor | 北海道大学 |
| Degree Name | 博士(工学) |
| Dissertation Number | 乙第7121号 |
| Issue Date | 2021-03-25 |
| DOI | https://doi.org/10.14943/doctoral.r7121 |
| Doc URL | https://hdl.handle.net/2115/81312 |
| Type | doctoral thesis |
| File Information | Mitsuru_Hosoda.pdf |

Hokkaido University Collection of Scholarly and Academic Papers : HUSCAP

# 鉄道レールの疲労による横裂の進展および破壊予測に関する研究

公益財団法人　鉄道総合技術研究所

細田　充

学 位 論 文 内 容 の 要 旨

博士の専攻分野の名称　博士（工学）　氏名　細田　充

学 位 論 文 題 名

鉄道レールの疲労による横裂の進展および破壊予測に関する研究

(Study on Prediction for Propagation and Failure of Transverse Crack on the Railway Rail Caused by Fatigue Damage)

レールは日々，繰返しの列車荷重が作用し疲労が蓄積した結果，レール損傷が発生する。鉄道の安全安定輸送上，特に管理が必要なレール損傷として「横裂」がある。横裂はレール直角方向のき裂であり，これが進展すると欠線部を生ずる「レール破断」となり，列車が走行した場合，脱線等を引き起こす可能性がある。

現在，日本の鉄道におけるレール損傷の中で，発生が多い形態として，列車走行に伴い車輪がレール頭部に繰返し接触することにより生じる「転がり接触疲労損傷」がある。この損傷においては，初期段階でレール頭部表面近傍に水平なき裂が発生し，その後レール底部方向へき裂が分岐して頭部横裂となり，進展してレール破断に至る。一方，横裂はレール底部からも発生する。一般的な超音波による検査は，レール頭部から超音波を入力するため，頭部横裂は把握することが可能である。しかし，レール底部においては，超音波による探傷領域が限られ，底部全域の横裂の有無を把握することが困難である。そこで，横裂そのものをレール底部から発生させない観点から，疲労寿命の評価による周期的なレール交換が行われている。鉄道事業者は超音波探傷等で定期的な検査およびレール交換等を実施している。しかしながら，これらの措置に多大なるコストを要しているのが実情である。

本研究は，営業路線においてレールを安全かつ効率的に管理するため，頭部および底部の横裂の進展，破壊を予測し，適切な検査や処置周期等を提示することを目的に取り組んだものである。頭部および底部の横裂の進展，破壊に影響する因子を室内試験等で定量的に評価し，その特性を考慮した予測手法を提案した。

第１章では，研究の背景として営業線におけるレールの横裂管理の問題，横裂進展・破壊予測に関する研究課題，本研究の目的および構成を示した。

第２章では，レールの頭部横裂の進展特性に着目し，影響する因子に関する概説と，それらの因子の横裂進展への影響を，室内試験等で明らかにし，それらの特性を考慮した FEM 解析により横裂進展を推定した。具体的には，①レール鋼種，②車輪接触位置，③残留応力等の横裂進展挙動に影響すると考えられる各影響因子に対し，まず，各レール鋼種の要素試験片を対象に，横裂進展試験を実施し，鋼種の違いによる影響を示した。次に，営業線で発生する横裂を想定した人工き裂を実レールに加工した複数の供試体を準備し，繰返し荷重を載荷して横裂を進展させることで，横裂進展速度に対する横裂発生位置および残

留応力の影響を求めた。また，それらの各因子による影響を考慮した FEM 解析を実施し，横裂進展速度を算定した。その解析手法で，頭部横裂の進展を予測できることを示した。

第３章では，レールの底部横裂の疲労破壊特性すなわち疲労強度の評価を主題として，実際の営業線で使用されている経年レールの疲労強度に影響を及ぼす因子の影響を，室内試験等で明らかにした。経年によりレールの表面が錆肌となり，その影響によって疲労強度が低下すること，錆びることによって形成される腐食孔を表面粗さで定量的に評価した場合に，それが疲労強度に影響していることを明らかにした。また，疲労強度の評価のために実施されている実レールおよび要素試験片の疲労試験結果について破壊力学的手法を用いて評価し，各疲労試験方法によって応力拡大係数が異なること，それが疲労強度に影響していることを明らかにした。最終的に，実際の営業線で使用されている経年レールの疲労強度の推定方法を示した。

第４章では，営業線におけるレール頭部，底部の横裂の進展および破壊する時期を予測する目的で，それらが存在する箇所，もしくは発生すると想定される箇所を列車が走行した際の列車荷重を算出するために必要な，車両および軌道の挙動を考慮したシミュレーション方法を検討した。特にパラメータとして重要であるのが，レール頭頂面凹凸および軌道剛性であり，頭頂面凹凸が存在する箇所を列車が走行した場合，列車荷重の変動が発生し，また軌道の剛性の違いによっても列車荷重の変動の応答に影響する。頭部，底部横裂を評価する箇所は，それぞれレール頭頂面に凹凸が発生する箇所として知られている。そこで，レール頭頂面凹凸および軌道剛性を考慮した車両運動解析手法の構築を目指し，近年，鉄道分野において，列車走行による動的挙動を把握するための有効なツールとして用いられている汎用のマルチボディダイナミクスツールをベースとした車両運動解析を行った。その際，実際の軌道のレールおよび弾性的な離散支持構造を簡易な軌道の力学モデルに換算し，解析結果から得られた列車の荷重変動に密接に関係する輪軸の加速度と，営業車両で測定した加速度を比較し，解析結果の妥当性を検証した。さらに種々の軌道構造をモデル化し，レール頭頂面凹凸および軌道剛性を変化させ，荷重変動に与える影響について評価した。

第５章ではまとめとして，本研究において，レール頭部および底部の横裂の進展，破壊に影響する因子を室内試験等で定量的に評価し，その特性を考慮した予測手法を提案したことを概説した。また，今後の課題および展開として，横裂の進展，破壊予測モデルの深度化や営業線における横裂のモニタリング手法を高度化する研究開発に取り組むことで，さらに安全かつコストを抑えたレール損傷管理が可能となることを記載した。

本研究では，レールの横裂が進展し破断するまでを予測する手法を提案した。鉄道事業者が横裂を管理するにおいて，適切な検査周期およびレール交換時期を設定するための一助となり，安全性を担保しながらレール保守管理コストを削減することが期待できる。

鉄道レールの疲労による横裂の進展および破壊予測に関する研究

目次


1．緒論 ―――――――――――――――――――――――――――――――――――― 1
1.1　研究の背景 ―――――――――――――――――――――――――――――― 1
1.2　既往の研究 ―――――――――――――――――――――――――――――― 15
1.3　研究の目的 ―――――――――――――――――――――――――――――― 23
1.4　本論文の構成 ―――――――――――――――――――――――――――――― 24
1.5　本論文で取り扱う用語 ―――――――――――――――――――――――――― 26
1 章の参考文献 ―――――――――――――――――――――――――――――― 27
2．レール頭部の横裂の進展に影響する因子の解明および予測 ―――――――――― 29
2.1　レール頭部の横裂進展に影響する因子の解明 ―――――――――――――― 29
2.1.1　応力拡大係数とき裂の進展量の関係 ―――――――――――――――― 29
2.1.2　き裂進展特性試験による頭部横裂の進展速度に及ぼす部材硬度の影響 ―― 31
2.1.3　レール頭部の横裂の進展に影響する応力および横裂進展試験の応力状態 － 36
2.1.4　レール頭部内部の残留応力測定 ―――――――――――――――――― 37
2.1.5　実レールの横裂進展試験 ―――――――――――――――――――――― 40
2.2　有限要素法による横裂進展解析 ―――――――――――――――――――― 44
2.3　まとめ ―――――――――――――――――――――――――――――― 51
2 章の参考文献 ―――――――――――――――――――――――――――――― 52
3．レール底部の横裂による疲労破壊に影響する因子の解明および予測 ―――――― 53
3.1　レール底部の横裂による疲労破壊に影響する因子の解明 ―――――――― 53
3.1.1　S-N 曲線，疲労限度，$\sqrt{area}$ および疲労強度設計 ―――――――― 53
3.1.2　実レールの曲げ疲労試験 ―――――――――――――――――――――― 56
3.1.3　要素試験体による平面曲げの疲労試験 ―――――――――――――――― 57
3.1.4　要素試験体による一様引張の疲労試験 ―――――――――――――――― 58
3.1.5　レール底部の表面の腐食孔の評価および試験方法の違いにおける
疲労強度への影響 ―――――――――――――――――――――――――― 59
3.2　$\sqrt{area}$，最大高さ粗さおよび残留応力をパラメータとした経年
レールの疲労限度予測 ―――――――――――――――――――――――― 63
3.3　高繰り返し数領域の疲労強度の検討 ―――――――――――――――――― 66
（要素試験体による水分滴下した平面曲げ疲労試験結果に関する考察）
3.4　まとめ ―――――――――――――――――――――――――――――― 69
3 章の参考文献 ―――――――――――――――――――――――――――――― 70
4．レール頭頂面凹凸箇所の列車・軌道の動的挙動を推定するための車両運動解析 ―― 71
4.1　レール頭頂面凹凸，軌道の支持剛性を考慮した車両運動解析手法の検討 ――― 72
4.1.1　軌道の離散支持・固有振動を考慮した力学モデル ―――――――――― 72
4.1.2　各種軌道構造を想定した軌道モデル ―――――――――――――――― 76
4.1.3　軌道との動的相互作用を考慮した車両モデル ―――――――――――― 79

4.2　営業線における調査結果の概要 ---------- 80
4.2.1　営業線におけるレール頭頂面凹凸測定 ---------- 80
4.2.2　営業線における軸箱加速度測定 ---------- 82
4.3　車両運動解析の条件および解析結果 ---------- 84
4.3.1　解析条件 ---------- 84
4.3.2　解析手法の妥当性の検討 ---------- 85
4.3.3　各種軌道構造を想定した解析結果の比較 ---------- 87
4.4　単発のレール頭頂面凹凸発生箇所を対象とした車両運動解析 ---------- 91
4.5　まとめ ---------- 92
4 章の参考文献 ---------- 94
５．総括 ---------- 95
5.1　結論 ---------- 95
5.2　今後の展開 ---------- 97

付属資料 1　頭部横裂の進展試験結果 ---------- 98
付属資料 2　頭部横裂の進展解析の予備解析 ---------- 122

謝辞

# １．緒論

## 1.1　研究の背景

鉄道のレールは軌道を構成する重要な部材であり，列車の走行安全性を確保するには，レール損傷を防止するための保守管理が非常に重要である．

レールは日々，繰返しの列車荷重が作用し疲労が蓄積した結果，レール損傷が発生する．鉄道の安全安定輸送上，特に管理が必要なレール損傷として「横裂」がある．横裂はレール直角方向の損傷であり，これが進展すると欠線部を生ずる「レール破断」となる．レール破断はその箇所を列車が走行した場合，脱線を引き起こす可能性がある危険な損傷である．そのため，現在，日本の鉄道事業者は，以下の２つの横裂を重点的に管理している．

a. レール頭部の転がり接触疲労によるシェリング，ゲージコーナき裂（以下 GC き裂という）と呼ばれる損傷を起点とした頭部横裂
b. レール底部の繰り返しの曲げ応力により発生する疲労寿命に起因した底部横裂

図 1-1 および図 1-2 にそれぞれ，頭部横裂および底部横裂の例を示す．

現在，日本の鉄道におけるレール損傷の中で，発生が多い形態として，レール頭部の転がり接触疲労損傷が挙げられる．レール破断の原因別割合としても約 4 割を占める損傷である．図 1-3 に 2014 年から 2019 年の 5 年間における国内の鉄道事業者で発生したレール破断の原因別割合を示す．ここで，図 1-3 におけるシェリングおよび GC き裂(図 1-4)が頭部横裂によるレール破断を指す．鉄道事業者は目視検査や超音波探傷等による定期的な検査を実施し，その検査結果から必要に応じて補強継目板の設置やレール交換等を実施している．レール頭部から発生する傷に対しては，レール底部と異なり，その発生および有無は超音波探傷で管理することができる．しかし，この損傷は営業線に非常に多く発生しており，これらの措置には多大なるコストを要しているのが実情である．検査周期や措置の適正化のため，頭部横裂の進展特性を解明し，その特性を考慮した進展予測手法が求められている．

一方，横裂はレール底部からも発生する．しかしながらレールの探傷検査では，一般的にレール頭部から超音波を送受信させる非破壊検査が行われており，超音波の送受信領域が限られるため，底部領域における横裂の有無を把握することが困難である．そこで，横裂そのものをレール底部から発生させないことを目的とし，周期的なレール交換が行われている．レールの周期交換については曲げ応力によるレール底部の疲労に着目した累積疲労損傷による疲労寿命の予測を行い，累積通過トン数（車軸軸重×車軸通過回数）によるレールの交換周期を定めている．累積疲労損傷による疲労寿命は，鉄道構造物設計標準の「レール」に求められる性能項目として「疲労破壊」があり，軌道構造を設計する際，照査することも規定されている[1)]．そこで，疲労寿命を推定するにあたり，実際の使用環境下を想定したレールの疲労強度を評価する必要がある．

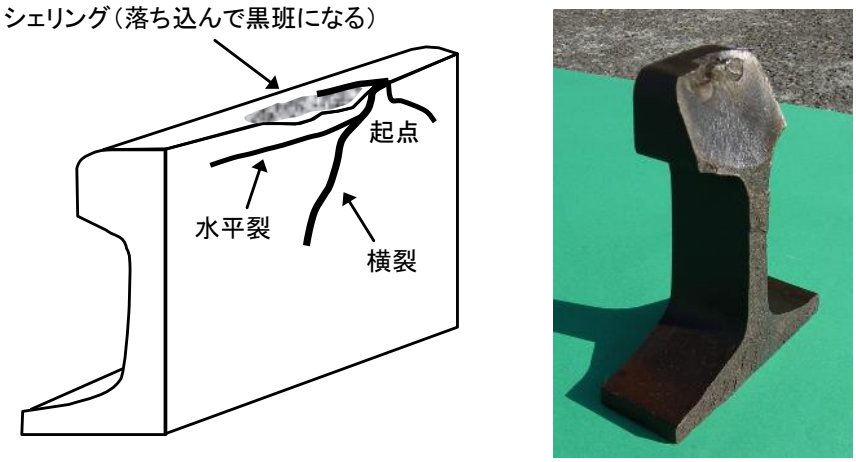



図 1-1　レール頭部横裂の例（シェリングの概要）

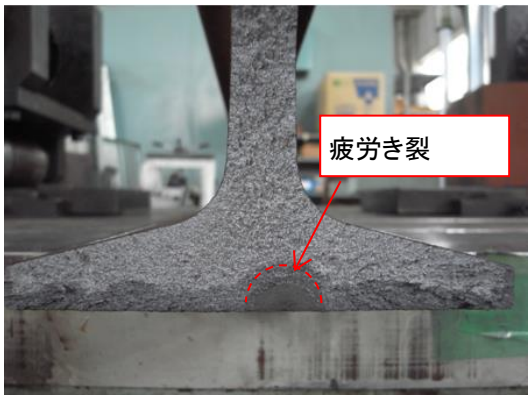



図 1-2　レール底部横裂の例

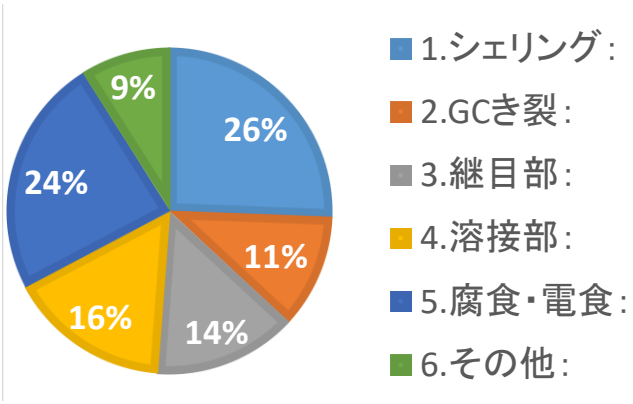



図 1-3 レール破断の要因別割合（総数 165 件　2014～2019 年）

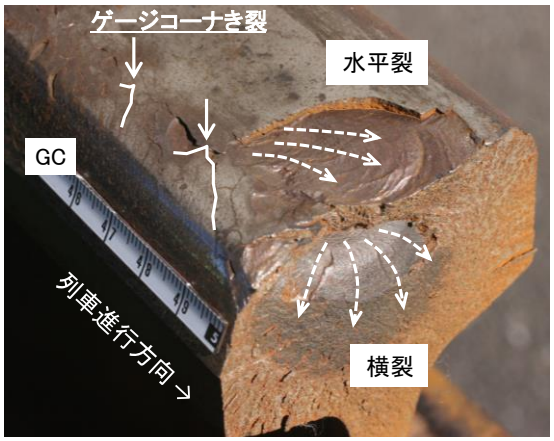



図 1-4 ゲージコーナき裂で折損したレール

以下では本研究の主題である繰返しの列車荷重による疲労から引き起こされるレールの横裂の進展と破壊に関係する，レールの設計，保守管理および損傷について概説する．

(1) レールの設計

鉄道の軌道の設計は，従来，主に仕様規定で行われてきたが性能規定型の設計方法である「鉄道構造物設計標準（軌道構造)」（以下，軌道構造標準という）[1)]が 2011 年に通達されている．レールについては，表 1-1 に示す安全性および使用性に関わる要求性能を設定し，照査することとしている．レールの設計は破壊に関しては十分な余裕度があるので，安全性の照査に関しては疲労破壊が主となる．急曲線においては頭側部の摩耗によりレールが交換に至ることが多いが，レールの摩耗進みについては車両の構造や軌道条件によりばらつきが大きく定量的に予測することは現段階では困難であり，「耐摩耗性」については必要により傷の発生状況等の過去の実績等を勘案して JIS で定められている材料から適切なレールを選択することとなる．また，電車電流の帰線路や軌道回路としての機能を持つため，電気伝導性が良好であることが要求され，新規の材料を採用する場合には必要により照査を行うこととしている．レールの疲労寿命は，レール・車輪の接触に伴う転がり接触疲労に起因する頭部損傷によりしばしば支配されるが，これらについては保守管理で対処することができることから，「疲労破壊」については，直線および緩曲線を想定して，レール底部の曲げ疲労破壊を対象に照査するものとしている．すなわち，鉄道のレールの設計は，「疲労破壊」の観点による各軌道や車両条件に応じたレール重量別の投入が主な検討事項となり，列車荷重条件に対する軌道負担力，軌道整備およびレール交換などの経済性を考慮して決定される．

表 1-1 ロングレール区間のレールの要求性能と性能項目

| 要求性能 | 性能項目 | 照査指標 | 作用 |
|---|---|---|---|
| 安全性 | 破壊 | 曲げモーメント | 輪重 |
| | 疲労破壊 | 応力 | 輪重 |
| | 耐摩耗性 | 硬さ | 輪重，横圧 |
| 使用性 | 電気伝導性 | 電気抵抗 | 環境からの諸作用 |

レールの疲労限界状態の照査は，適切な解析法を用いて応答値を算定し，限度値を満足しているか確認する．レールの設計作用は列車走行による輪重の特性値であり，静的輪重に下記の変動輪重係数 $\gamma_{vw}$ を乗じて算出する．

在来線に対して　$\gamma_{vw}=1+(0.5\times\dfrac{0.3V}{100})$　(1-1)

新幹線に対して　$\gamma_{vw}=1+(0.6\times\dfrac{0.2V}{100})$　(1-2)

応答値の算定は，弾性床上の梁等の構造解析により輪重に対するレールの曲げ応力を算定する．

レールの疲労破壊に対する安全性の検討手順を図 1-5 に示す．

疲労限界状態の照査は，次式による繰返し数の影響を考慮した照査を行う．

$$\gamma_a\cdot\gamma_i\cdot\frac{\sigma_{rd}}{(f_{rd}/\gamma_b)}\leqq 1.0 \qquad (1\text{-}3)$$

ここに，$\gamma_a$：構造解析係数，$\gamma_b$：軌道部材係数，$\gamma_i$：軌道構造係数

$\sigma_{rd}$：設計変動曲げ応力，$f_{rd}$：設計疲労強度

レールの曲げ応力の変動は，車軸一回分の通過に対し一回の繰返し数とみなすことができる．

設計疲労強度 $f_{rd}$ はマイナー則の考え方に基づき，設計条件から決まる車軸通過の繰返し回数 $N$ に対して求められる．ここでマイナー則とは，直線被害則ともいわれ，一定振幅の繰返し回数 とその振幅に対する疲労寿命との比が被害度を表し，式（1-4）に示すように，それらの総和が 1.0 になると破壊するという，疲労の蓄積に関する被害則である．

$$\sum_{i=1}^{m}\frac{n_i}{N_i}=1 \qquad (1\text{-}4)$$

ここに，$n_i$：応力振幅の繰返し数，$N_i$：その応力振幅で破壊に至るまでの繰返し数

レールの疲労特性については，図1-6に示す自然暴露をした実物レールの曲げ疲労試験結果を採用している．なお，一般に圧延肌のレール母材部の疲労強度はレール溶接部を上回るが，営業線で敷設されていた経年溶接レールの疲労試験結果からは，母材部と各種溶接部の疲労強度に大きな差がない結果が得られている[1)]．200万回付近の時間強度以下の応力が疲労に与える影響を考慮するために修正マイナー則とマイナー則の中間のものを適用することとしている．

設計引張疲労強度$f_{rd}$は次式によって算定する．

$$f_{rd}=(\alpha_r\cdot\log N+k)(1-\frac{\sigma_{\min}}{f_{ruk}})/\gamma_s \qquad (1\text{-}5)$$

ここに，$f_{rd}$：レールの設計疲労強度(片振り全振幅)（N/mm$^2$）

$N$　：繰返し数（回），$\alpha_r$：疲労設計曲線の傾き(表1-2)

$k$　：疲労設計曲線の切片(表1-2)

$f_{ruk}$：レールの真破断強度（N/mm$^2$）．1500N/mm$^2$としてよい．

$\sigma_{\min}$：最小応力（N/mm$^2$）で，温度応力を見込むものとする．ロングレールの場合では温度応力120N/mm$^2$，定尺レールでは30 N/mm$^2$を見込んでよい．

$\gamma_s$　：材料係数で，1.05とする．

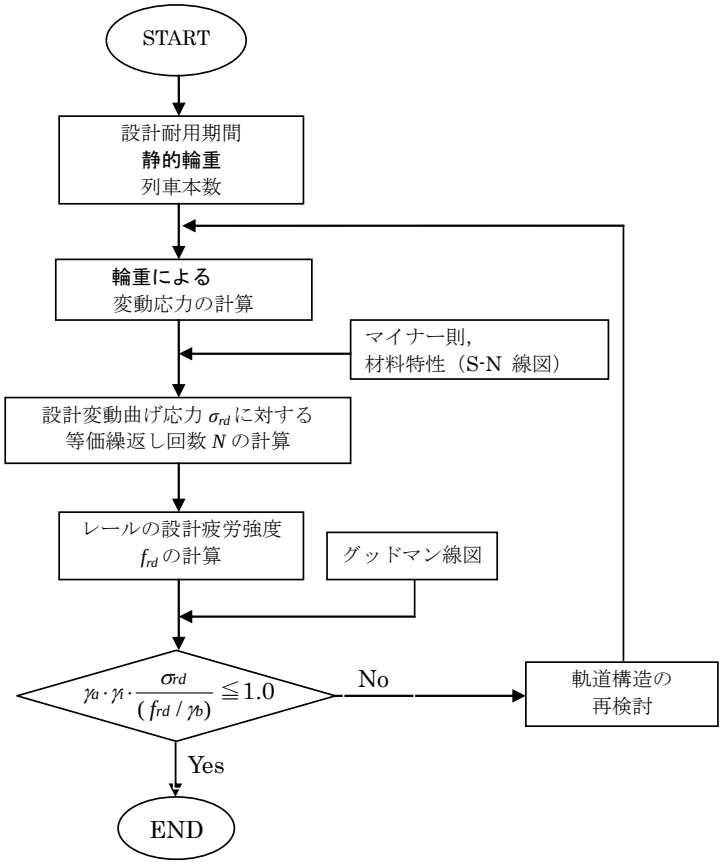



図 1-5　レールの設計フロー[1)]

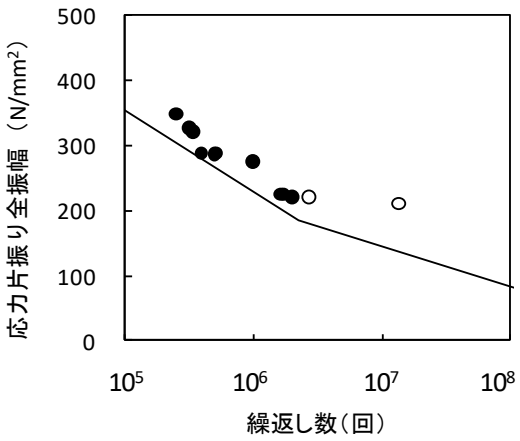



図 1-6　自然暴露によるレールのＳ－Ｎ曲線 [1)]

表1-2　$\alpha_r$および$k$の値[1)]

| 繰返し数 | $\alpha_r$ | $k$ |
|---|---|---|
| $N \leqq 2.13\times10^6$ | -125 | 977 |
| $N > 2.13\times10^6$ | -63 | 585 |

また，軌道構造標準では，設定された要求性能を満足することが既に検証されている，適合みなし仕様を用いた場合には，その仕様を用いることによって性能照査したものとみなすことができる．表 1-3 に，ロングレール区間で使用されるレールの適合みなし仕様の例を示す.

表 1-3　レールの適合みなし仕様（在来線　バラスト軌道）[1)]

| 設計年間通過トン数 | 設計通過トン数（億トン） | まくらぎ配置本数（本/25m） | レール種別 |
|---|---|---|---|
| 2000 万トンを超える通過トン数 | 6 | 34～36 本 | 60kg |
| | | 37 本以上 | 50kgN 以上 |
| ～2000 万トン | 6* | 34～36 本 | 60kg |
| | | 37 本以上 | 50kgN 以上 |
| ～1000 万トン | 3* | 34 本以上 | 50kgN 以上 |

＊耐用年数を 30 年として算出

設計条件：設計軸重 170kN　速度 130km/h　通過割合 10%

設計軸重 150kN　速度 160km/h　通過割合 90%

(2) レールの保守管理

列車の走行安全性を確保するためのレールの保守管理として，検査によりレールの状態を正確に把握し，状態に応じて交換等の措置を行うことが重要である．2007 年に「鉄道構造物等維持管理標準（軌道編）」（以下，「維持管理標準」という.）[2)]として国土交通省より通達された．性能規定化の観点から，技術的及び経済的実現性を前提とした上で，鉄道事業者が軌道の維持管理を実施する際の標準的な考え方を示すためのものである．また，各鉄事業者が実施基準を制定する際に必要となる技術的な根拠，情報等を整理・提供することを目的として，「鉄道構造物等維持管理標準（軌道編）の手引き」（以下，「手引き」という.）[3)]が作成された.

鉄道事業者は，軌道の要求性能を明らかにして，その評価指標を定めることとされており，特にレールに関するものとして，表 1-4 に例を示すように列車の安定的な運行を行うためレール折損に対する安全性を評価するものとされている．また，軌道の検査は，図 1-7 に示すように，定期検査，臨時検査及び随時検査に区分され，定期検査は，軌道の一般的な状況を把握するために定期的に実施する検査とし，さらに軌道状態検査および軌道部材検査に区分されている．軌道状態検査は，軌道変位，列車動揺，遊間，レール温度のように，列車の走行安全性に影響するが構造的な強度には直接関係しないもの，軌道部材検査はレール，分岐器，まくらぎ等の軌道を構成する部材に関する検査とされている．臨時検査は，定期検査の結果，さらに詳細な検査が必要と判断される場合に行う検査で，性能をより高い精度で判定するために行う検査である．随時検査は，地震や大雨，融雪による異常出水等によって軌道が何らかの被害を受けた可能性がある場合で，必要と判断された場合に行う検査である．レールが該当する軌道部材検査では，要求性能を定めそれを適切に評価する評価指標，対応する判定基準，検査項目を予め設定し，基準を超過するものについては措置を行う．劣化進みが予測可能なものについては，予測して判定を超過しないように管理する．軌道部材検査のフローを図 1-8 に示す．さらに，軌道部材検査については表 1-5 に示すように，レール一般検査およびレール細密検査に分けられる．レール一般検査とは，レール

の損傷，摩耗および腐食等を検査するために行われるものである．検査方法は，目視，摩耗測定器，レール探傷車，超音波探傷器等により行われる．レール細密検査とは，主として，普通継目部や溶接部の傷の有無を調べるために実施するものである．

表 1-4　軌道の性能項目と評価指標の例 [3)]

| 性能の例 | | 性能項目の例 | 評価指標の例 |
|---|---|---|---|
| 列車の安全な運行 | 脱線防止 | 車両の走行空間確保 | 建築限界、軌道中心間隔 |
| | | 走行中の途中脱線に対する安全性 | 軌間変位、平面性変位、通り変位、水準変位<br>上下動揺、左右動揺 |
| | | 張り出しに対する安全性 | 遊間量、継目板ボルトの緊締トルク<br>レール温度、ロングレール伸縮量、ふく進量 |
| | | 分岐器通過時の安全性 | バックゲージ、トングレール密着、<br>基本・トングレール摩耗、ヒール部目違い |
| 列車の安定的な運行 | | レール折損に対する安全性 | シェリング傷、きしみ割れ<br>遊間量、レール温度、ロングレール伸縮量 |
| | | 軌道回路 | トングレールの接着<br>左右レールの絶縁、絶縁継目部の絶縁抵抗 |
| 乗客の不快の防止<br>載荷の破損防止 | | 過度の振動の防止 | 高低変位、通り変位、水準変位<br>上下動揺、左右動揺 |

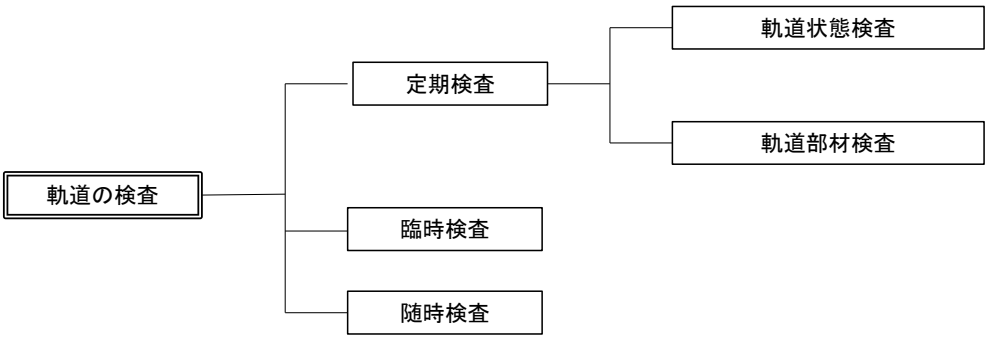



図 1-7　検査の区分 [3)]

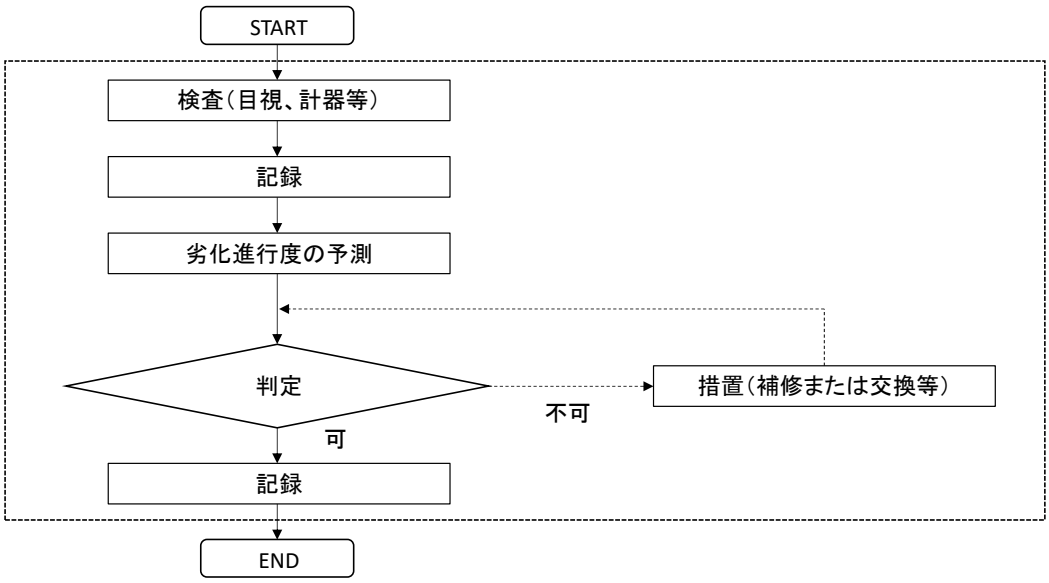



図 1-8　軌道部材検査のフロー[3)]

表 1-5　レール一般検査および細密検査 [3)]

| 部材名 | 検査項目 | 検査内容 | 検査方法 |
|---|---|---|---|
| レール | レール一般検査 | 損傷、摩耗、腐食 | 目視、摩耗測定器、探傷車、探傷器、定規 |
| | レール細密検査 | 傷の有無及び程度 | 目視、継目部は解体、浸透探傷、探傷車、探傷器、厚さ計、定規 |

本研究で特に関係するレールの損傷の検査について，各鉄道事業者で方法は様々ではあるが，多くの事業者でレール探傷車，探傷器と呼ばれる探傷装置で傷のサイズや位置等を測定している．測定された値に応じ，緊急調査傷，通常調査傷，補強継目板の設置およびレール交換等といった判定，措置を行っている．また，検査の周期も線路の等級，列車の通過回数および劣化の進みを勘案して設定されている．

一方で，措置の 1 つであるレール交換は検査の結果に応じて実施されているものが主であり，その要因としては「損傷」「摩耗」が判定値を超過した場合に行われている．また，設計の項等でも記載したレール底部の曲げ応力で評価される疲労寿命への到達による交換も一部事業者によっては図 1-10 に示すように 2 割程度を占めている．



図 1-9　レール探傷車 [4)]

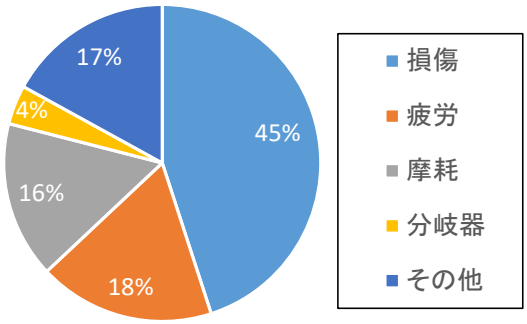



図 1-10　レール交換の要因別割合 [4)]

(3) レールの損傷

レール損傷とは使用中にレールに生じた傷または折損であり，累積通過トン数，経年，繰り返し荷重による疲労き裂が生じ，進展してできるものと製造欠陥によるものがある．損傷形態の分類は種々あるが，日本では頭頂面傷，横裂，縦裂，水平裂，破端等に分類している．また，損傷部位もしくは起点の位置からレール頭部，腹部および底部に区分し，更に発生位置がレール端部，中間部および溶接部などに分類している．

・頭頂面傷

レール表層の近傍を起点とする転がり接触疲労であるシェリングや車輪の空転および滑走によりレール頭頂面傷が発生する．頭頂面シェリングは水平裂からしばしば横裂に分岐し，折損に至ることがある．レール頭頂面および GC 部は車輪接触による転動荷重を受け，レールと車輪の接触面には大きな接触圧力と接線応力が発生する．この際の接触面積は輪重に対し極めて小さく，さらに動的輪重や横圧を受けて接触応力は非常に大きくなる．この大きな接触圧力と接線応力は頭頂面近傍に疲労を蓄積させ，図 1-11,1-12 に示すような，転がり接触疲労損傷であるシェリング等を発生させる．

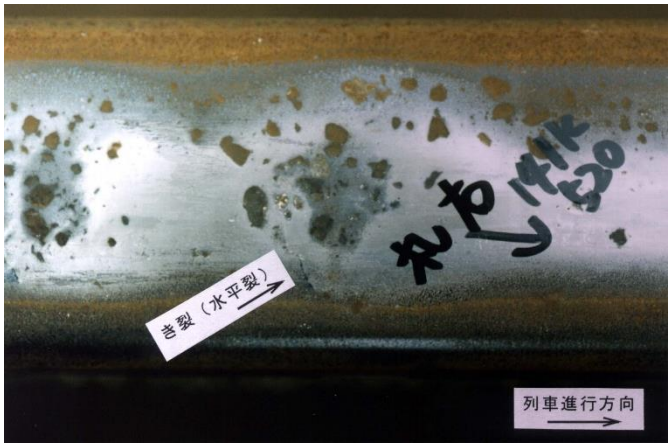
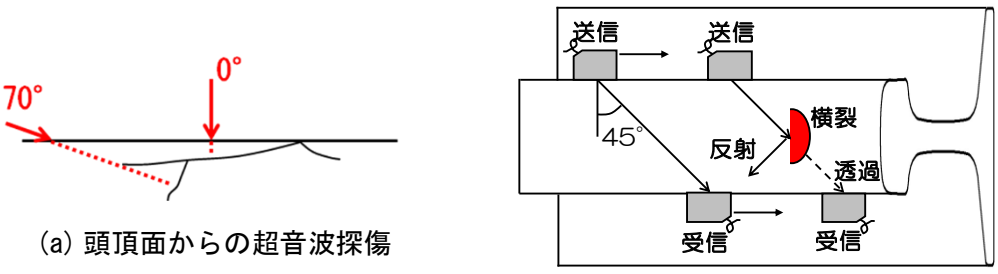



図 1-11　在来線に発生したシェリング



図 1-12　シェリングからの横裂

シェリングの検査は図 1-13 に示すような超音波探傷が有効である．探傷車や探傷器では水平裂は 0°，横裂では 70°の探触子が用いられ，傷の大きさに応じて交換等の処置を行う．横裂については，水平裂の存在により 70°の斜角探傷では検知できない場合があるので，手探傷では２探触子法による頭部側面からの透過探傷が行われている．表 1-6 に維持管理標準に記載されているシェリングの判定基準の例を示す．GC では，図 1-14 に示すような GC き裂からの横裂などの種々の損傷形態があり，曲線半径や車両条件に応じた適切な硬さのレールの選定，塗油の管理が重要である．GC き裂については緩曲線の熱処理レールで近年顕在化してきた損傷形態 [5)6)]であり，頭頂面シェリングからの横裂と同様に，２探触子法による検査が有効である．また，曲線の代表的なき裂として，レールの GC と車輪フランジのすべりにより，表層が列車進行方向の逆方向に塑性流動してきしみ割れが発生する（図 1-15）．日本ではきしみ割れから傷が成長し，破断に至ることは少ないが，傷が成長してレール頭頂面中央を超えるようであれば交換している．表 1-7 にきしみ割れの管理基準の例を示す．また，きしみ割れと混在して連続的に GC き裂が発生することがある．

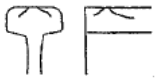
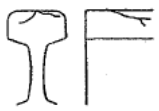
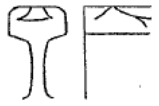
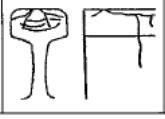



(a) 頭頂面からの超音波探傷

(b) 頭部側面からの２探触子法

図 1-13　超音波探傷による傷の検知

表 1-6　シェリングの判定基準の例 [2)]

| ランク | 損傷状況のイメージ | | | | 傷の判定 | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | 内部 | 外部 | 頭頂面の落込み | | 判定内容 | 処置 |
| | | | 範囲mm | 深さmm | | |
| A1 | 列車進行方向 →  | ○頭頂面に傷が認められる<br>○レールの照り面，照り幅が変わる<br>○落込みができる | 40～70 | 0.1～0.3 | ○水平裂(黒斑)あるいは表面き裂が存在する場合<br>○20 mm 未満の水平裂が検知される場合 | 監視マークを付ける |
| A2 | 列車進行方向 →  | ○傷が大きくなる<br>○軌間内側または外側に水平裂がみえることがある<br>○黒斑を伴うことがある<br>○剥離することもある | 50～80 | 0.2～0.4 | ○20 mm 以上の水平裂が検知される場合<br>○深さ 15 mm 未満の横裂が検知される場合<br>〈降雪地区〉<br>水平裂が 40 mm 以上あるいは横裂が検知されている箇所は，冬期前に水平裂，横裂の測定を行うこと | 監視マークを付ける |
| B | 列車進行方向 →  | ○傷がさらに大きくなる<br>○軌間内側または外側に横裂がみえることがある | 70～100 | 0.3～0.7 | ○50 mm 以上の水平裂が検知される場合<br>○深さ 15 mm 以上の横裂が検知される場合<br>〈降雪地区〉<br>冬期前に水平裂，横裂の測定を行う | 補強継目板を取り付け計画的に交換する |
| C | 列車進行方向 →  | ○頭部横裂に進む<br>○折損に至る | 100～120 | 0.3 以上 | ○100 mm 以上の水平裂が検知される場合<br>○深さ 30 mm 以上の横裂が検知される場合 | 速やかに交換する |

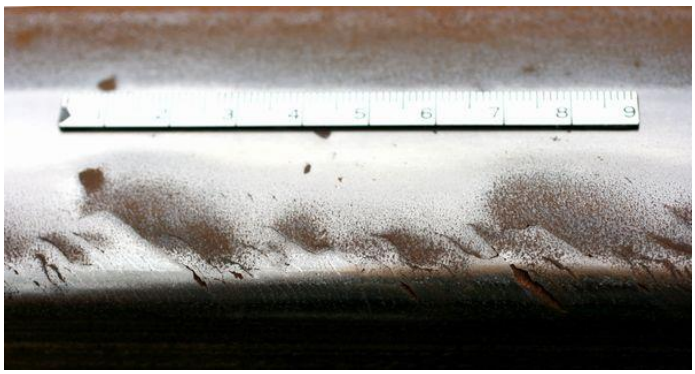


図 1-14　きしみ割れと GC き裂の混在

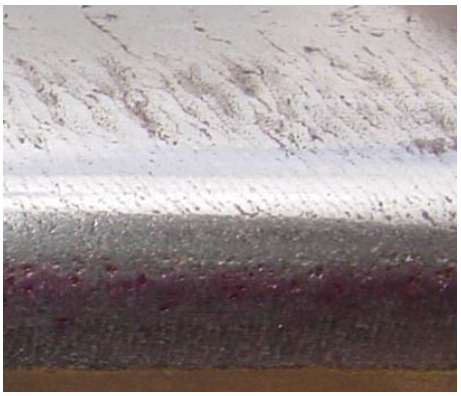


図 1-15　きしみ割れ

表 1-7　きしみ割れの管理基準の例 [2)]

| | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| 1期 | — | 列車進行方向 GC きしみ割れがゲージコーナーのみに局在する。 | 65 0～21.6 GC 列車進行方向 特にない | 0～21.6mm | 記録にあげる |
| 2期 | A | 列車進行方向 GC きしみ割れが頭部両肩(上方)に進む。 | 65 21.7～37.8 GC 列車進行方向 1mスパン測定器で0.3mm以上の落ち込みがあることもある。 | 21.7～32.5mm | 要視マークをつける |
| 3期 | B | 列車進行方向 GC 頭部両肩に伸びたき裂が更に進んで頭部幅の2／3に達する。 | 65 32.6～63.4 GC 列車進行方向 1mスパン測定器で0.5mm以上の落ち込みがあることもある。 | 32.6～43.4mm | 補強継板を取り付けると共に更換計画をたて更換する |
| 4期 | C | 列車進行方向 GC 進んだき裂の1つが更に進み頭部横裂に至る。 | 65 GC 43.5以上 列車進行方向 同上 | 43.5mm以上 | すみやかに更換する |

・横裂

横裂は既に冒頭図 1-1 および図 1-2 に示したようにレール直角方向の損傷であり，欠線部を生ずる危険な損傷である．この損傷はレールの内部または表層に起点を持つ疲労き裂が進行して破断に至る．レール製造時や溶接時の内部欠陥，シェリングや空転傷等の頭頂面傷および腐食面の孔食が起点となることが多くある．近年では GC からの横裂も多く報告されている．また，分岐器用レールの底部に加工した穴が起点となった例もある．発生時期は，温度低下に伴う軸力増加時期の 10～12 月に集中する傾向がある．検査は超音波探傷が一般的である．横裂の対策として，先天的な内部欠陥に対しては製鋼時および溶接時の品質管理の充実が，後天的な頭頂面傷の場合は傷の形態や大きさに応じた更換，トンネル等の腐食の著しい区間の周期更換およびレール底部における加工の禁止等が挙げられる．底部横裂については，疲労き裂がレール腹部直下に依存しない場合が多く，頭頂面からの超音波探傷で横裂を確実に発見することができないという問題点がある．

・縦裂と水平裂

縦裂と水平裂は，転がり接触疲労に起因するものおよび腹部水平裂を除き，全て製造時に発生する内部欠陥によるものである(図 1-16,1-17).

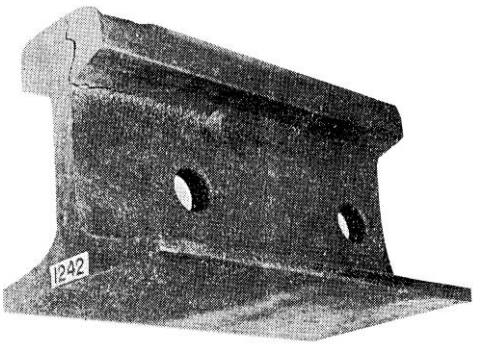



図 1-16　頭部縦裂

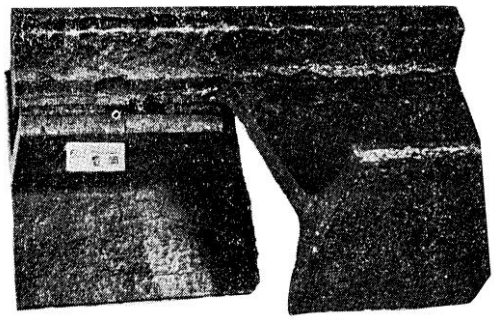


図 1-17　上首水平裂

・破端

軌道構造の中でレール継目部は最も弱い部分であり，保守上の問題もあるが，レール損傷もこのレール端で発生している．継目では，継目穴周辺や上首および下首に継目板を取付けるために静的に大きな応力が発生し，さらに列車荷重が衝撃荷重として作用することにより動的応力が付加され，極めて過酷な応力条件にある．破端はこの過酷な応力によって発生するレール端部の損傷であり，中でも継目穴周辺を起点とする損傷が多く発生する．特に，破端はトンネルや軌道変位（狂い）の発生しやすい継目部に多く発生する（図 1-18）．



(a) 継目穴からのき裂による折損-1



(b)　継目穴からのき裂による折損-2

図 1-18　破 端

・損傷の統計データ [4)]

a．レール損傷件数の推移(在来線，1966 年～1983 年)

旧国鉄では，年度ごとに各現場から報告されるレール損傷を集計しその推移を調査していた．旧国鉄における 1966（昭和 41）年～1983（昭和 58）年の間におけるレール種別ごとの全損傷件数の推移を図 1-19 に示す．年間発生件数は各レール種別とも年々減少傾向を示し，1983 年度では本線，側線を合計して 310 件となっている．その 18 年前と比較すると 1/10 以下に低減している．これはレール，分岐器の重量化とロングレールが普及した効果とされている．またレール製造技術の向上による材質改善の効果，軌道強化およびトンネル内レール周期交換等の処置も寄与しているものと考えられる．1983 年度におけるレール損傷の種別ごとの発生件数と原因別にみた割合を図 1-20 に示す．最も多い損傷は破端で 39%を占める．空転傷，電食，腐食及び溶接部か

らの損傷など，使用後の原因によるものを破端とともに合せると 70%に達する．この発生割合はこの数年間に大きな変化はなかった．

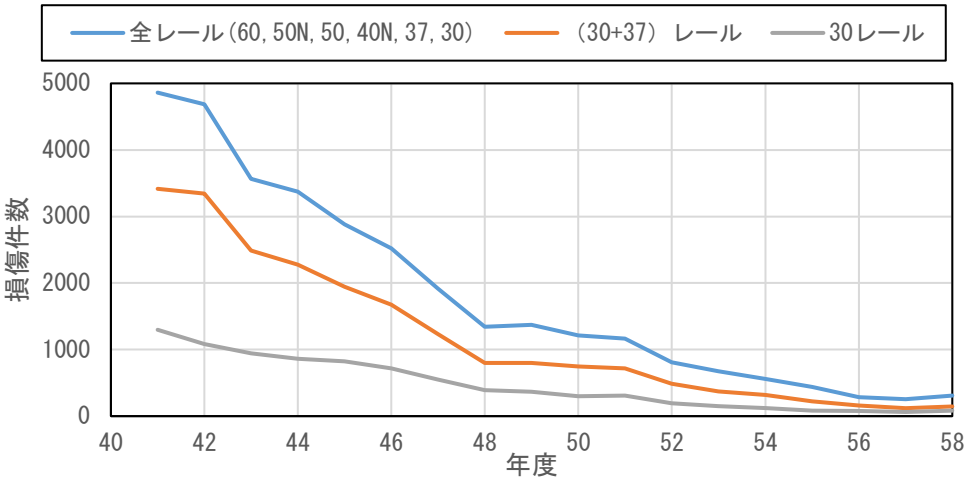



図 1-19　レール種別ごとの全損傷件数の推移 [4)]

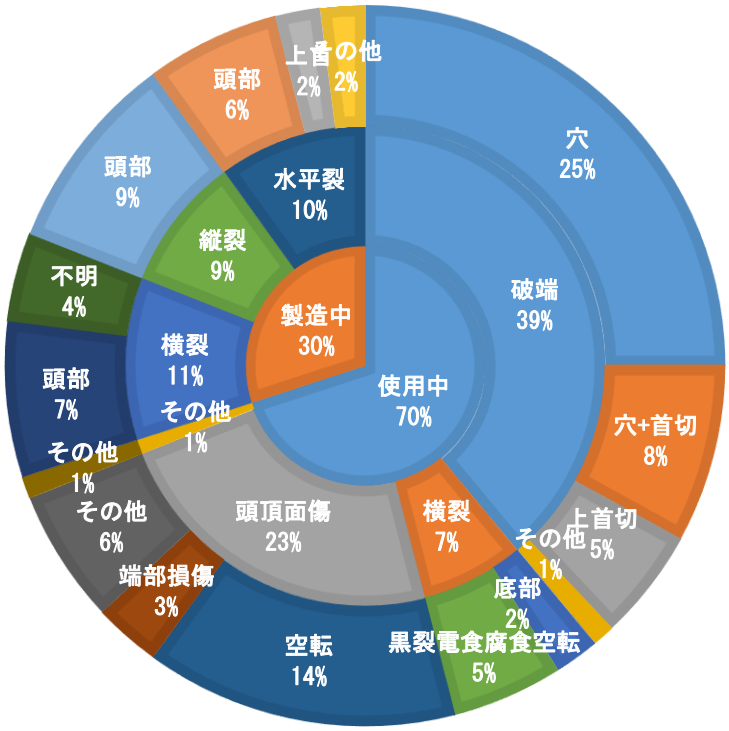



図 1-20 レール損傷の種別ごとの発生件数と原因別割合 [4)]

b. 新幹線におけるレール損傷(開業 1964 年から 1980 年代)

新幹線における開業から 1980 年代までのレール損傷は，在来線とは状況が異なる．レール損傷の年度別推移を図 1-21 に示す．一部低速運転区間を除き約 1.5km 長のロングレールが敷設されて運行され，開業当初から発生したのはレール溶接部の損傷である．在来線で過半数を占める破端，レール端頭部水平裂，縦裂などの損傷は新幹線においてはほぼ無く，軌道強化やレール材質改善効果によるものとされている．

しかしながら，累積通トンが 1 億トンを超えた 1972 年以降高速区間のレール中間部の頭頂面

に頭頂面シェリング損傷が発生し，これから横裂に至る損傷が全線において，急増傾向を示す事態を迎えた．この種の損傷は散水 SL 運転が行われていた以前の山陽本線で多発した黒裂と類似の損傷であり，欧州の高速鉄道でも Squat Type Defect と称して問題となっているものと同種のものであった．発生原因の詳細は当時不明な点が多く，輪重変動による過大接触圧力，接触面のすべり，及び頭頂表層面に形成された車輪フラット傷などの切欠きの影響によると考えられていた．また，高速区間の曲線外軌の頭部 GC 部にはきしみ割れが発生しているが，一部ではき裂が頭部中央域にまで及び，かつ頭部横裂に至るものが発生した．

なお， レール溶接のうち問題が多発したテルミット溶接については，日本製からドイツのエレクトロテルミット社と技術提携して導入されたゴールドサミット溶接に置き換わり，その安定した耐用強度と優れた作業性から現在在来線では多用されている．

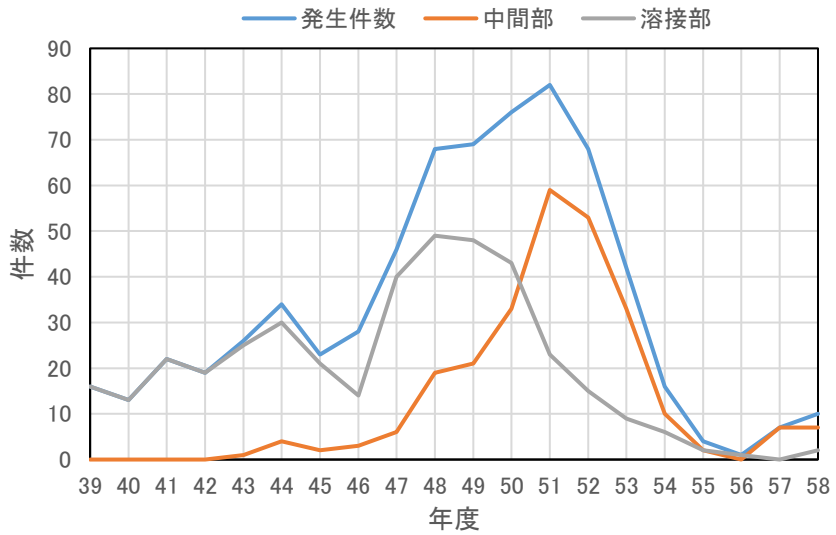



**図 1-21　新幹線におけるレール折損の推移（開業から 1980 年代）**[4)]

c. JR 移行後のレール折損件数の推移

図 1-22 は， JR 移行後の 1994（平成 6）年度から 2008 年度までの 6 旅客鉄道事業者における原因別のレール折損件数（在来線）を示したものである．なお，新幹線でのレール折損は，近年，ほぼ発生していない．全体数は年度によって 13 件から 25 件まで変動しており，2002（平成 14）年度からは 2006 年度を除いて，20 件を超えている．原因別の件数でみると，溶接欠陥による折損数は減少傾向にあるが，頭頂面に発生するシェリングときしみ割れのき裂の一部から進展したシェリングと同様の転がり疲労き裂による折損数は増加傾向にある．なお，文献 4 では，「シェリングときしみ割れのき裂の一部」という分類をしているものの，当時から，GC き裂ときしみ割れの区別が困難であったため，これらの数の一部は GC き裂の可能性がある．

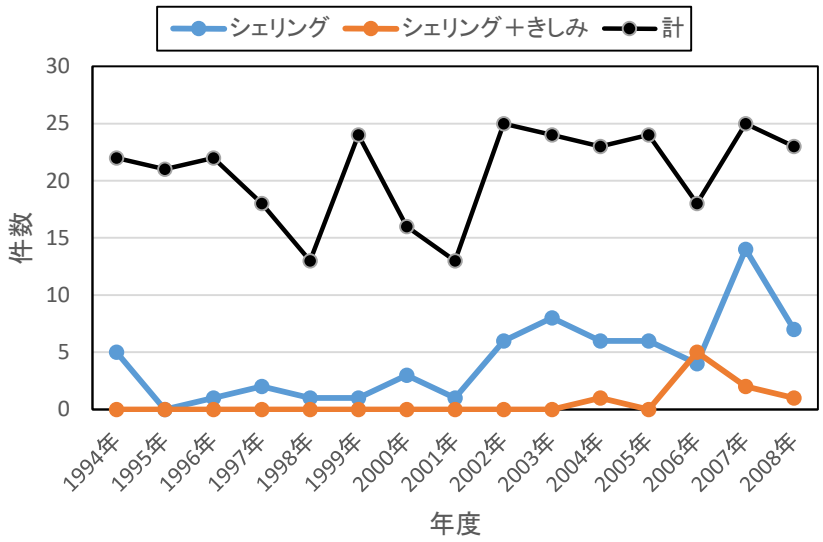



**図 1-22　JR 移行後の 1994（平成 6）年度から 2008 年度までの 6 旅客鉄道事業者における原因別のレール折損件数** [4)]

以上のように，旧来，鉄道事業者はレールの適切な設計および保守管理に努めている．しかしながら，近年でも発生数の多さや，欠線部が発生する危険性および管理コストの観点で鉄道事業者が対応に苦慮しているレールの横裂について，以下ではこれまでの研究を述べる．

## 1.2 既往の研究

ここまで，横裂に関する事項について概説したが，以下では本研究で主に取り扱う，頭部横裂，底部横裂およびそれらの進展および破壊予測手法に関する既往の研究について説明する．

(1)レールの頭部横裂に関する既往の研究

レール頭部の転がり接触疲労に起因する頭部横裂の発生過程や進展過程についてはこれまでにも調査や研究が行われている[8),9)]．特にレール頭部のレール頭頂面シェリングは，転がり接触疲労に起因するものやブレーキ等による熱の負荷により発生する白色層（マルテンサイト）があり，それらの影響とき裂の発生の関係性等が調査されている．金と石田らは，白色層が発生した実レールを用いて，白色層の厚さと硬さ，残留応力，塑性流動およびき裂の発生状況との関係等を調べている(図 1-23)[10)]．

水平裂が成長する中で，レール底部方向へ分岐して頭部横裂となり，進展してレール破断に至る可能性がある．き裂の分岐に関する研究としては，Erdogan and Sih が，線形破壊力学に基づいて，単調荷重下でのき裂経路を予測するための最大接線応力による規準を提案し，き裂先端前方の接線応力が最大となる方向に伝播することを示している[11)]．

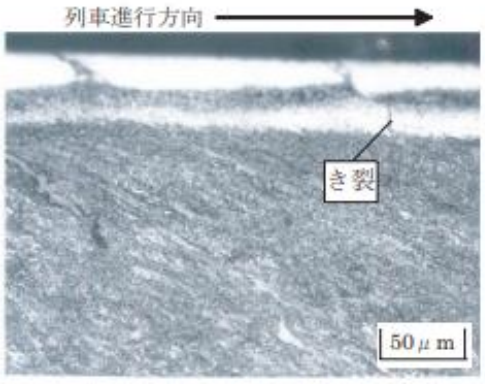
頭部横裂の進展は，①列車荷重による曲げ応力，②温度の変動によりレールが伸縮することで発生する温度応力および③残留応力の 3 つの応力に影響を受ける．柏谷らはレールから切り出した試験片を用いた要素試験と，上記した応力を考慮した簡易な理論による推定を行ったが[8)]，実レールの横裂進展挙動については実験的な検証が行われた例は少ない(図 1-24)．また，レール頭部内部の残留応力を把握することが困難であったことから，横裂の進展速度また破断に至るまでに残留応力が及ぼす影響を評価するには至っていなかった．そこで，弟子丸らは実レールの疲労試験により，横裂のビーチマークを読み取り，横裂進展速度の測定を実施しているが少ないケースでばらつきも大きかった(図 1-25)[12)]．著者らは，シェリング発生箇所の列車通過時のレールの発生応力について，実際の営業線で測定を行い，レールの頭頂面凹凸の影響で発生応力が増大することを示した．また，有限要素法によるモデル化も実施したが，横裂の深さ毎にモデル化が必要で実用的ではなく，試験結果との比較において，その精度に課題があった（図 1-26，1-27）[13)]．

海外での取り組みとしては，水分がシェリング(海外では主に Squat という)の発生と進展が影響する可能性を示唆している．Kaneta and Murakami は水分があることにより，き裂の開始と伝播に有利であることが実験的に示されている．また，この現象は，多くの研究者によってモデル化されている（図 1-28，例えば，Fletcher and Beynon，Bogdanski and Lewicki）．

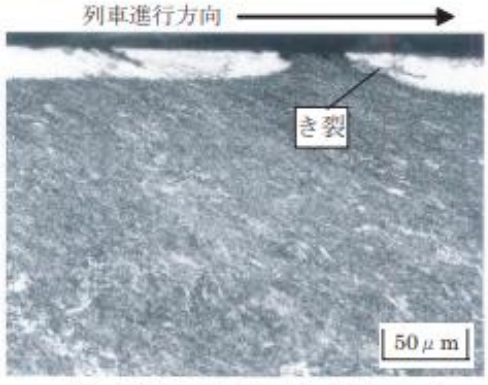
一方で，曲線軌道区間では車両の遠心力等によって横荷重が作用し，直線に比べレールが摩耗することから，その低減のために一部では硬度が高い熱処理レールが設置されている．しかしながら，近年，図 1-4 に示すように，曲線で設置されている熱処理レールの頭部において，GC き裂[5), 6)]と呼ばれる傷を起点とするレール折損が発生している．従来のシェリング損傷との違いとしては，①レール種別（普通レール，熱処理レール）が異なることによる材料レベルにおけるき裂進展特性，②車輪の接触位置が異なることによる横裂発生位置が変化することによる影響，③残留応力等の各因子の影響が考えられる．しかし，これらの因子が及ぼす横裂進展の影響については明らかにされていない．

さらに，シェリングを抑制するための削正といった観点での研究も行われている．車輪からの繰返し転動荷重によって生じる頭頂面の加工硬化層は転がり接触疲労層あるいは転動疲労破壊層

とも呼ばれ，シェリング傷の核となる部分であり，通トン増加とともにシェリング傷に成長する．石田らは，この疲労層を除去するため，概ね5000万トンの通トンごとに0.1～0.3mm程度の削正を行うことを提案している．図1-29に，室内試験において得られたレール削正によるシェリング発生抑制効果を示す．



(a) 白色層の中間部に発生するタイプ



(b) 白色層の端部に発生するタイプ

図 1-23 白色層に発生したき裂の例 [10)]

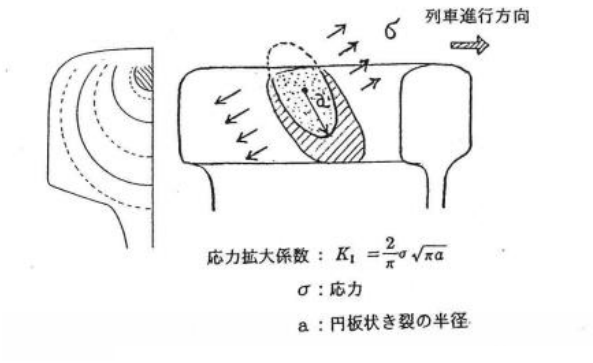
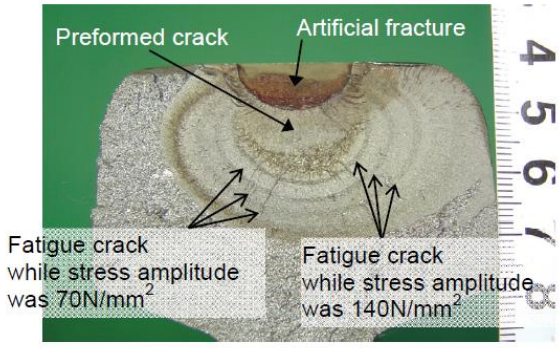



図 1-24 石田らのモデル [8)]

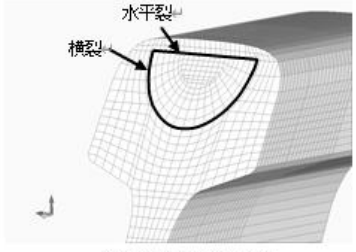


(a) Test specimen No.1

図 1-25 弟子丸らによる試験結果 [12)]



(a) 解析モデル全体図



(b) 解析モデル断面図

図 1-26 有限要素法による横裂解析モデル [13)]

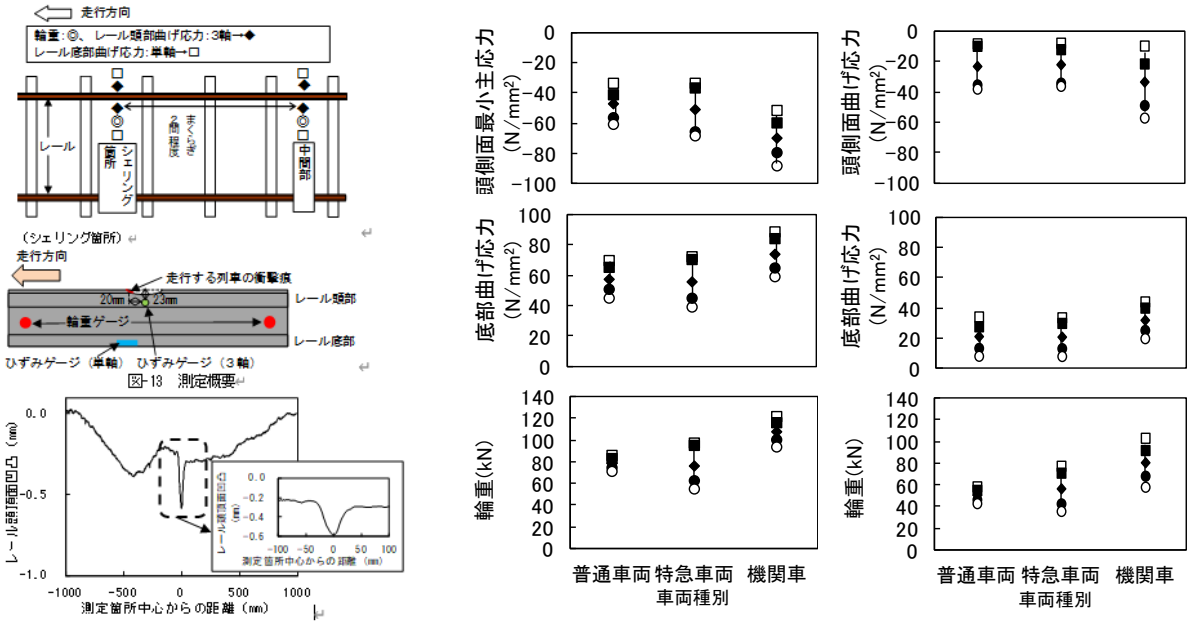



図 1-27　シェリング発生箇所における列車通過時の発生応力の結果 [13)]

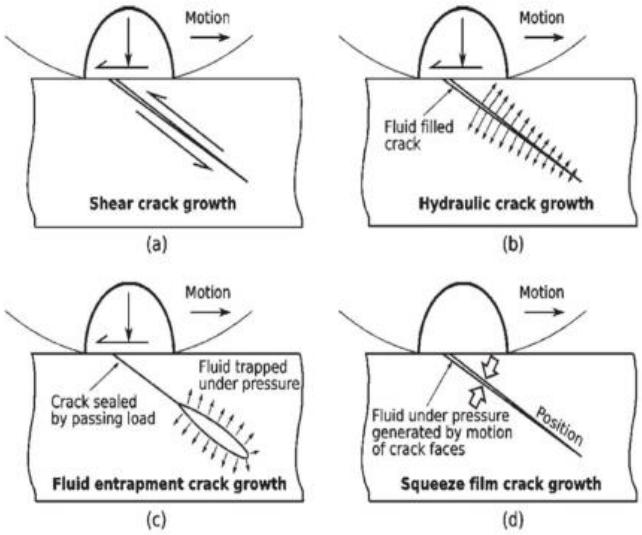



図 1-28　海外におけるき裂に水分が含まれている状況におけるモデル化 [15)]

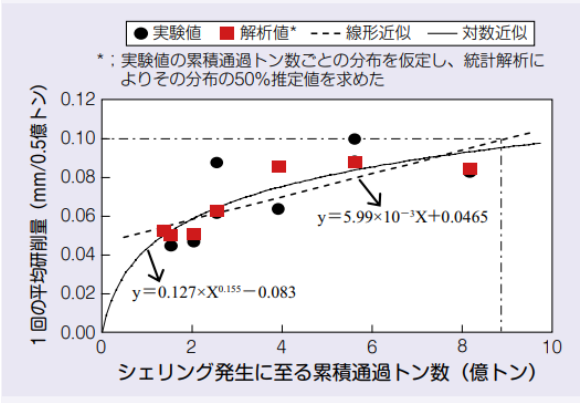



図 1-29　シェリング発生における累積通過トン数と削正量の関係 [19)]

(2)レールの底部横裂に関する既往の研究

レール底部横裂を発生させない目的で実施されている周期交換の周期を決めるためのレールの疲労寿命の評価について，例えば一般的な鋼材の疲労強度の評価手段としては，要素試験体による疲労試験が一般的である．過去にはレールから切り出した要素試験体を用いて浦島[19]らが回転曲げの疲労試験を実施している．しかし，この試験結果の疲労限度と，実レールの曲げ疲労試験の疲労限度は異なる結果となっている．実際の営業線で使用されることを考慮すると，設計等においては，その状況に近い条件での評価が必要であり，実レールを用いた疲労試験の方が実態に則していると考えられる．弟子丸らが実施した大気環境下で 10～30 年および累積通過トン数 2～8 億トン，使用された経年レールの曲げ疲労試験結果から推定した S-N 曲線を図 1-31 に示す[20]．載荷繰り返し数 200 万回を境に 220～240 MPa 程度の応力全振幅で破断，未破断が分かれる傾向が示されている．また，山崎らの試験により，一般的な大気環境下で使用されているレールの場合，敷設後しばらくは，黒皮が皮膜した状態で疲労強度も高い状態にあるが，3～5 年程度の大気腐食で，レールの表面が錆肌となり，その影響によって疲労強度が低下することが知られている[21]．さらに，一般的な大気環境下で使用されている限り，列車荷重が累積および年数が経過しても，疲労限度より相当小さい応力下で使用されていれば，3～5 年程度の使用時点と比較し，200 万回時間強度はほぼ低下しない結果となっている．現行の設計標準においても，この試験で得られた疲労強度が用いられている．なお，山崎らにより実施された黒皮が皮膜した新品レールの疲労限度は 320 MPa 程度である（図 1-32）．但し，レール表面の錆肌が疲労強度に及ぼす影響については，定量的には明らかになっていない．

一方で，実軌道では載荷繰り返し数 200 万回よりも高繰り返し領域でレールが使用されており，その載荷回数域での疲労試験の実施例は少ない．これまでは，疲労寿命の評価において高繰り返し数領域での S-N 曲線には中間マイナー則（S-N 曲線の傾きを 1/2 としたマイナー則と修正マイナー則の中間的なもの）を適用してきた[1),20)]．そのため，より高精度な寿命推定を行うためには，より載荷回数の高い領域の条件の試験を行う必要がある．しかし，実レールの試験では載荷周波数が 3Hz 程度に限られ，試験結果を得るのに時間を要するため，要素試験体による高い周波数での試験は有効であると考える．但し，要素試験体では，発生応力や寸法の違いにより，実レールと疲労強度が異なるため，その影響について評価する必要がある．

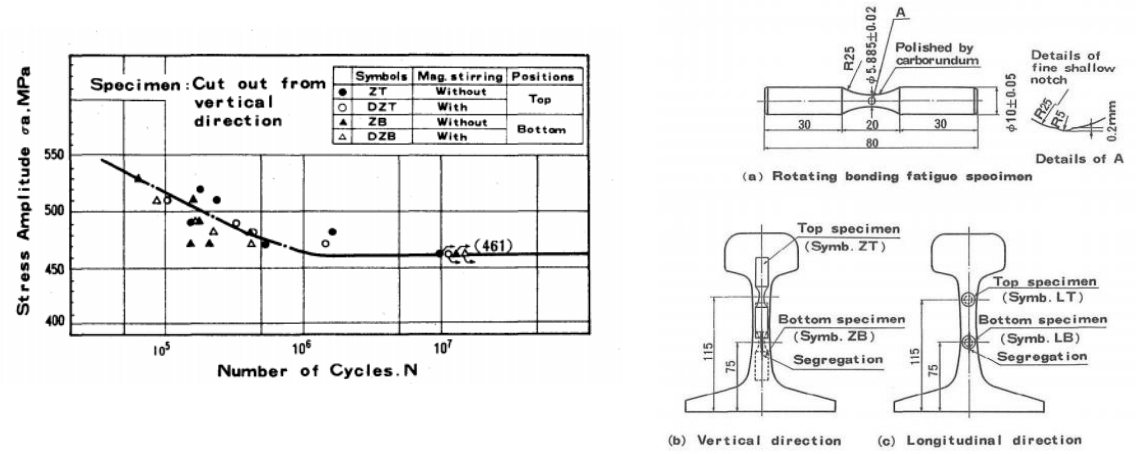



**図 1-30 浦島らによる回転曲げ疲労試験結果（片応力振幅での整理）[19)]**

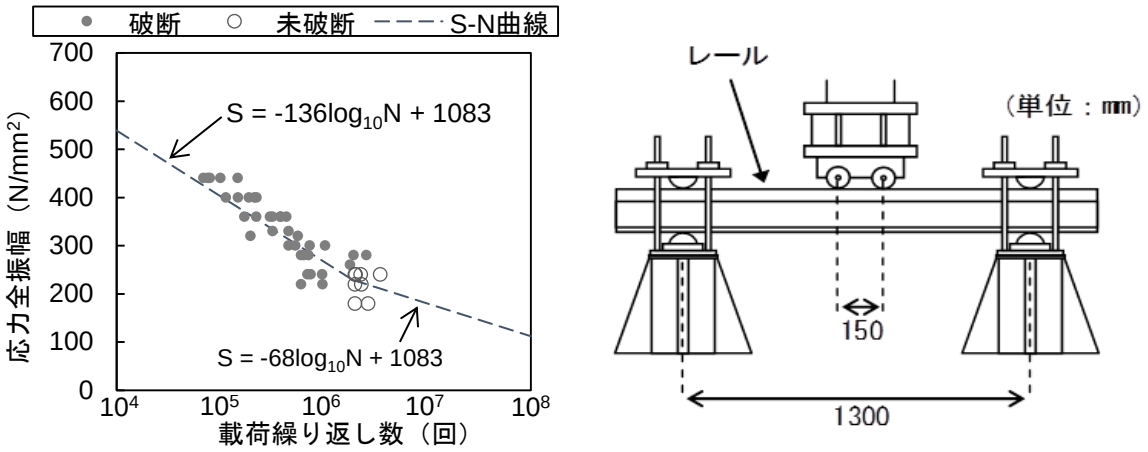



図 1-31　弟子丸らによる経年レールの曲げ疲労試験で得られた S-N 曲線 [20)]

（大気環境下で 10～30 年および累積通過トン数 2～8 億トン，使用後のレール）

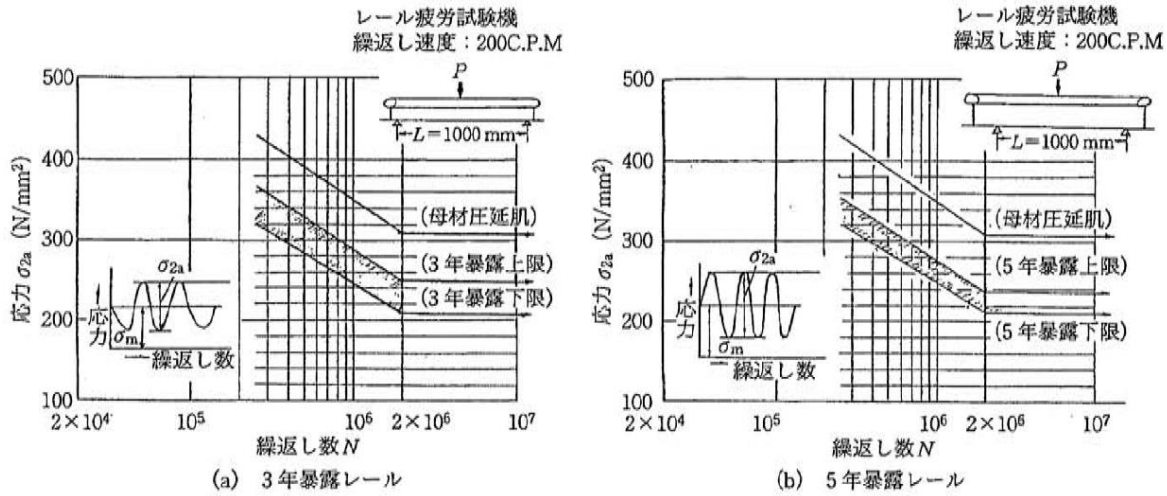



図 1-32　山崎らによる 3～5 年大気環境下で暴露したレールの曲げ疲労試験で得られた S-N 曲線 [21)]

(3) 横裂の進展・破壊予測

上述したようにレール頭部および底部の疲労損傷の特性を把握することは重要である一方で，これを実際の鉄道のレール管理において，有効な指標として利用するには，レールの実使用状況を想定し，横裂が進展する量および破壊する時期を定量的に予測する必要がある．これによって，例えば累積通過トン数との関係を求め，検査，補修およびレール交換時期等を鉄道事業者が適切に設定することができる．

レール頭部横裂の進展予測については，過去，柏谷らは，図 1-33 に示すように，レール頭部に発生する応力を推定し，破壊力学の手法に基づいて，簡易な理論式から応力拡大係数を算出するとともに横裂進展量との関係を求め，レール頭部横裂の進展予測を行っている [1)]．さらに弟子丸らも同様な手法により，レール頭部および横裂をモデル化し，横裂進展試験結果と比較し，その妥当性の検証等を行っているが，試験も少ない本数であり，かつ残留応力等の多種のパラメータの設定のための実測例等も少なく，その予測精度等には課題があった（図 1-34）．また，レール底部の疲労寿命の推定について，弟子丸らは営業線で長期に使用された実レールに対して，疲労試

験を行って疲労強度を評価した後，レールの疲労寿命を推定し，旧来国鉄で定められたレールの周期交換の延伸をした[11].

これらの研究において，レール頭部および底部横裂の進展・破壊を予測する具体的な手順としては以下のようなものとなる.

(1) レールへ作用する列車荷重の算出

(2) 累積される作用に対する横裂進展特性および疲労破壊特性によるレール損傷の定量的評価

(3) 限度値によるレール破断の判定

(4) 鉄道の営業線でレール管理に用いるための指標の提案

(2),(3)については上述したような課題があり，本研究の中でそれらの課題解決に向け，取り扱っていく．一方,(1)についても，レール頭部横裂，底部横裂の両箇所を列車が走行した際の車両および軌道の挙動を考慮した列車荷重の算出方法が必要であり，この詳細は後に述べる.

ここで，実際のレール管理上，レール頭部は超音波探傷により，横裂の有無すなわち発生を把握することができる．そのため，鉄道事業者においては，横裂の存在を把握した上で，レール交換等の保守を実施する適切な時期等を決定するには，頭部横裂の発生ではなく発生後の進展を予測する必要がある．なお，横裂の存在を適切に把握する上での探傷方法の課題もあるが，本研究では対象にしていない．一方で，レール底部は検査によって横裂の存在および発生を把握するのが困難である．従来，底部横裂を発生させないように管理されており，累積疲労寿命の評価によるレールの周期交換が実施されている．そこで，本研究では，上記の(4) の「鉄道の営業線でレール管理に用いるための指標」として，頭部横裂においては「横裂進展」，底部横裂については「疲労強度」の観点で損傷の評価および予測手法を構築することを目的とした前提での研究である．図 1-35 にレール頭部および底部横裂の発生・進展を予測する具体的なフローチャートを示す.

さらに，レール頭部および底部の損傷を予測するには，上述したように疲労損傷の特性を把握することと，レールへ作用する列車荷重を把握する必要がある．ここで，列車荷重の大小が損傷の発生，進展に寄与することは自明であるが，横裂が存在する箇所，もしくは発生すると想定される箇所を列車が走行した際の列車荷重を算出するための車両および軌道の挙動を考慮したシミュレーション方法の構築を検討する．特にパラメータとして重要であるのが，レール頭頂面凹凸および軌道剛性であり，頭頂面凹凸が存在する箇所を列車が走行した場合，列車荷重の変動が発生し，また軌道の剛性の違いによっても列車荷重の変動の応答に影響する．頭部，底部横裂を評価する箇所は，それぞれレール頭頂面に単発的もしくは連続的に凹凸が発生する箇所として知られている[4),23)].

頭部横裂が発生する箇所では，初期の段階でレール長手方向に進行する水平裂が発生し，その箇所が落ち込み頭頂面に凹凸が発生することが知られている．特に GC き裂の場合は，曲線部で頭頂面凹凸の発生する区間であり，そのような箇所の車両運動シミュレーションの実施例は少ない．曲線走行に関するモデルとして例えばマルチボディダイナミクスを利用した解析手法は提案されている[24),25)]．しかし，主に，車両側の挙動の検証に使われることが多く，軌道の剛性は詳細に考慮されるものでなく，車両および軌道のモデル化，車上および軌道の双方の応答を検証した結果は稀有である.

一方，レール底部の損傷を予測する場合，弱点部であるレール溶接部が主に評価対象となる．溶接部の材料の疲労強度は母材のレールより小さいため従来，弱点部と考えられてきた．しか

し，弟子丸らの試験で，経年を有したレール母材および溶接部は錆肌が影響し，実質的には疲労強度は同等であった[11]．一方で，レール頭頂面の硬さが異なることは知られており，繰り返しの列車走行で摩耗の進行が異なることから頭頂面に凹凸が生じる．そのため，現行のレール底部の疲労の評価においても，レール溶接部が評価対象となっている．この頭頂面凹凸がある箇所の輪重変動および発生するレール曲げ応力も車両運動シミュレーション等で適切に評価する必要がある．なお，一般にレール通トン交換時期はレール溶接部の疲労寿命に基づき定められている．したがって，溶接部の頭頂面凹凸を削正により除去し一定の状態に保つことで，溶接部に発生する曲げ応力を抑えレール寿命を延伸することができると考えられる．既往の研究では，敷設当初から0.lmm/億トンの条件でレール削正を施すことにより，ロングレールにおける新幹線の60kgレールの交換基準6億トン，在来線の50kgNレールの交換基準6億トン及び60kgレールの交換基準8億トンに対して，一定の破壊確率を仮定すれば3億トン程度の延伸の可能性が報告されている．また，溶接部以外では，レールには波状摩耗等の様々な凹凸が存在し，そういった箇所では著大な輪重がレールに作用するため，レール管理上においては底部横裂の発生が懸念される箇所となりうる．

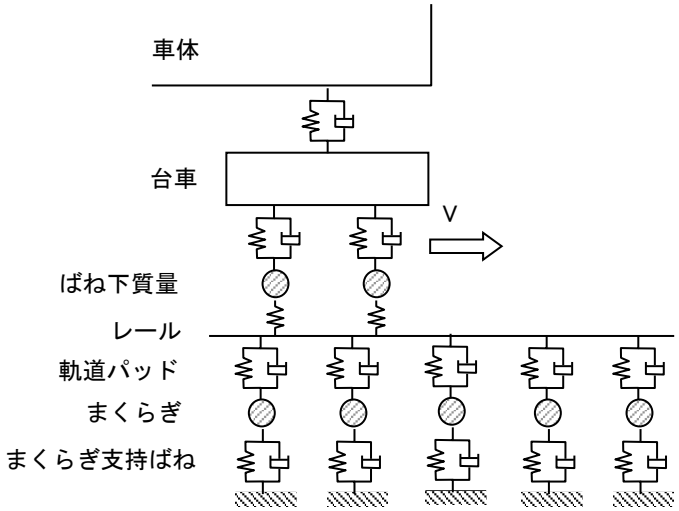



図 1-33　レール頭部に発生する応力の推定モデル

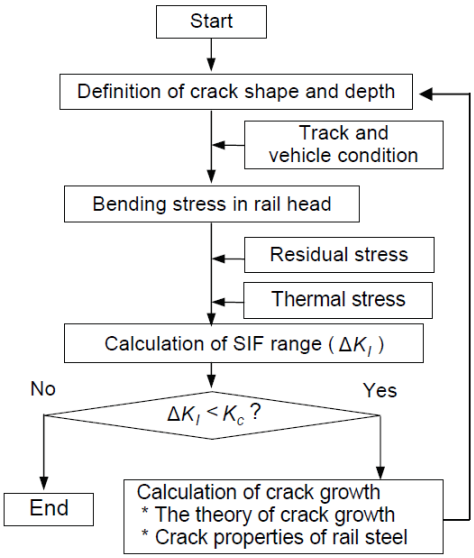



図 1-34　弟子丸らの提案した横裂進展推定のフローチャート

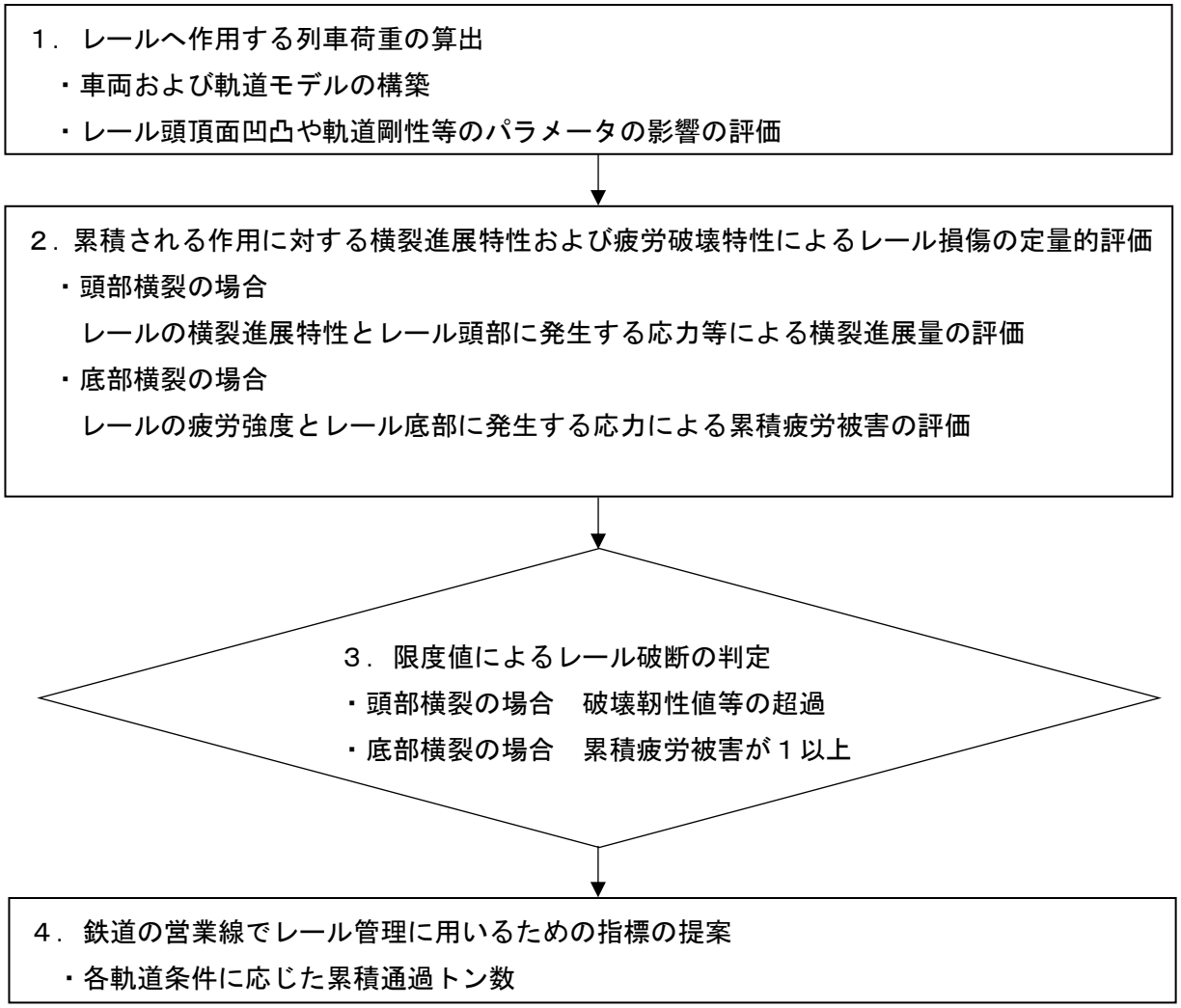



図 1-35 レール頭部および底部横裂の進展および破壊予測シミュレーションの概要

### 1.3 本研究の目的

上記のような課題を踏まえて，本研究は，営業路線においてレールを安全かつ効率的に管理するため，頭部および底部の横裂の進展，破壊を予測し，適切な検査や処置周期等を提示することを目的に取り組んだものである．頭部および底部の横裂の進展，破壊に影響する因子を室内試験等で定量的に評価し，その特性を考慮した予測手法を提案した．

レールの頭部横裂については，実際の管理上，特に進展特性の把握が重要である．そこで影響する因子として，①レール種別（普通レール，熱処理レール）が異なることによる材料レベルにおけるき裂進展特性，②残留応力，③車輪の接触位置が異なることによる横裂発生位置が変化することによる影響等の各因子の影響が考えられる．しかし，これらの因子が及ぼす横裂進展の影響については，明らかにされていない．そこで，各レール鋼種の要素試験片を対象に，き裂進展試験を実施し，鋼種の違いによる影響を示すこととした．次に，営業線で発生する横裂を想定した人工き裂を実レールに加工した複数の供試体を準備し，繰返し荷重を載荷して横裂を進展させることで，横裂進展速度に対する横裂発生位置および残留応力の影響を求めることとした．また，それらの各因子による影響を考慮した FEM 解析を実施し，横裂進展速度を算定することとした．

レール底部の横裂による疲労破壊については，実際の営業線で使用されている経年レールの疲労強度に影響する因子について，室内試験で評価することとした．まず，疲労試験方法の違いによる影響を検討するため，これまで実施してきた実レールによる疲労試験および要素試験体による平面曲げの疲労試験の結果を整理し，さらに要素試験体による一様引張の疲労試験を実施した．また，表面の粗さや介在物の大きさを表す指標として用いられるき裂面積の平方根$\sqrt{area}$や表面粗さのパラメータである最大高さ $R_z$（以下，「最大高さ粗さ」という）より，レール底面の錆肌による表面の腐食孔の程度を定量評価し，これらのデータを用いて疲労試験結果を破壊力学的な観点で考察した．さらには，疲労試験結果および$\sqrt{area}$や最大高さ粗さをパラメータとした簡易な推定式から経年の実レールの疲労限度を予測する手法を提案した．最後に，これらの結果を用いて経年レールの高繰り返し数領域の疲労強度を推定した．

営業線におけるレール頭部，底部の横裂の進展および破壊する時期を高精度に予測する目的で，それらが存在する箇所，もしくは発生すると想定される箇所を列車が走行した際の列車荷重を算出するために必要な，車両および軌道の挙動を考慮したシミュレーション方法を検討した．特にパラメータとして重要であるのが，レール頭頂面凹凸および軌道剛性であり，頭頂面凹凸が存在する箇所を列車が走行した場合，列車荷重の変動が発生し，また軌道の剛性の違いによっても列車荷重の変動の応答に影響する．頭部，底部横裂を評価する箇所は，それぞれレール頭頂面に凹凸が発生する箇所として知られている．ここでは，これまでの研究で，車上，地上の営業線での測定結果が豊富な波状摩耗といったレール頭頂面凹凸が発生する箇所を対象に解析手法の検討を行なった．この際，レール頭頂面凹凸，軌道剛性に着目してモデル化し，算出結果と，車上および地上での応答の測定結果を用いて精度の検証を行なった．

## 1.4 本論文の構成

論文の構成としては以下の通りである．また，図 1-36 にもフローチャートとして示す．

第１章　緒論

研究の背景として，営業線におけるレールの横裂管理の問題，横裂進展・破壊予測に関する研究課題および本研究の目的を示した．また，本論文で扱う，技術的用語および鉄道用語等の説明を記載した．

第２章　レール頭部の横裂の進展に影響する因子の解明および予測

レール頭部の横裂進展に影響する因子について，主に室内試験で検討し，かつ，それら因子を考慮した横裂進展の予測手法を構築した．具体的には，横裂進展速度に及ぼす部材硬度，横裂発生位置，残留応力の影響の把握を室内試験で評価し，有限要素法による頭部横裂進展解析モデルを構築した．

第３章　レール底部の横裂による疲労破壊に影響する因子の解明および予測

レールの底部横裂の疲労強度の評価を主題として，実際の営業線で使用されている経年レールの疲労強度に影響する因子について，室内試験等で評価した．具体的には，レール底部の疲労強度に及ぼす錆肌による腐食孔の影響および残留応力の評価，かつ評価試験方法（疲労試験方法）の違いによる影響を評価し，疲労寿命予測手法（疲労限度の予測方法および S-N 曲線の評価）を提案した．

第４章　レール頭頂面凹凸箇所の列車・軌道の動的挙動を推定するための車両運動解析

横裂発生・進展を予測する評価箇所において，列車が走行した際の列車荷重を算出するための車両および軌道の挙動を考慮したシミュレーション方法の構築を検討した．レール頭頂面の凹凸および軌道剛性を考慮した車両・軌道モデルを構築し，その妥当性を検証した．

第５章　総括

本論文の結論および今後の展開を記載した．

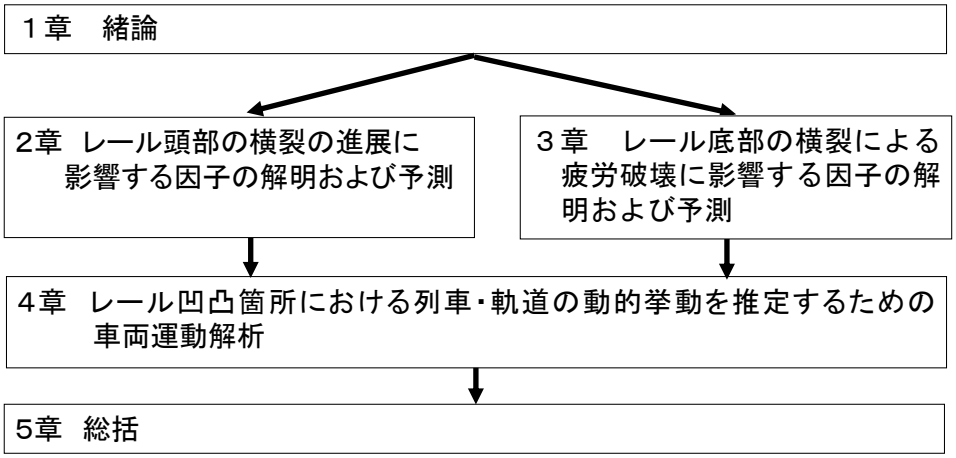



図 1-36 本論文の構成

## 1.5　本論文で取り扱う用語

本節では，本論文で取り扱う用語に関し，その定義を明示する．

・横裂：レールの直角方向に発生するき裂であり，レールに欠線部を発生させるレール破断を引き起こす可能性の高い損傷
・輪重：車軸からレールへ作用する鉛直荷重
・横圧：車軸からレールへ作用する水平荷重
・パリス則： $da/dN$ と $\Delta K$ の関係で得られる疲労き裂の進展速度を表す関係．

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m$$

ここで，$a$：き裂の大きさ，$N$：応力変動の繰返し数，$\Delta K$：応力拡大係数範囲，$C$，$m$：材料定数
・応力全振幅：疲労試験における最大応力と最小応力の代数差．本論文では特に言及しない限り，応力振幅は「応力全振幅」をさす．
・応力拡大係数：線形弾性力学により導出されるき裂先端付近の応力分布の強さを表す物理量
・応力拡大係数範囲：応力拡大係数の最大値と最小値の範囲
・残留応力：製造時に発生する金属内部の応力，金属の強度にも影響する．使用状況によっても変化
・疲労限度：疲労試験において脆性破壊にいたらない最小の応力振幅
・疲労強度：ある時間（載荷回数）における疲労破壊が発生する応力振幅
・応力比 $R$：疲労試験における最小応力／最大応力
・疲労破壊靭性 $K_c$：脆性破壊に至る応力拡大係数の限度値
・き裂進展特性：一般的なき裂（横裂も含む）の進展する特性
・焼きなまし：金属内部に存在する残留応力を除去する目的で実施する熱処理
・シェリング：レール頭部の転がり接触疲労を起因として発生する疲労損傷．レールの頭頂面に表れる模様が貝殻に似ていることから，シェリングと呼ばれている．
・ゲージコーナ(GC)き裂：曲線のレール頭部の軌間内側において発生するレール頭部の転がり接触疲労を起因として発生する疲労損傷．

1 章の参考文献


1) 鉄道総合技術研究所編：鉄道構造物等設計標準・同解説 軌道構造，2011
2) 国土交通省鉄道局通達：鉄道構造物等維持管理標準（軌道編），2007
3) 鉄道総合技術研究所編：鉄道構造物等維持管理標準（軌道編）の手引き，2007
4) 新版軌道材料編集員会：新版軌道材料，2011.
5) 石田誠：鉄道技術　来し方行く末　レールシェリング対策， RRR，No.70，pp.30-33，2013.
6) 兼松義一：近年の曲線外軌の損傷事例と新型熱処理レール，新線路，No.70，pp.23-25，2016.
7) 小関昌信，片岡慶太：レールの信頼性向上を目的とした研究開発について，JREAST Technical Review，No.17，pp.13-18，2006.
8) 柏谷賢治，石田誠：レール横裂成長速度予測モデル，鉄道力学シンポジウム，No.7，pp.79-84，2003.
9) 細田充，水谷淳，兼松義一，片岡宏夫，山本隆一：熱処理レールの横裂進展試験によるき裂進展速度の評価，鉄道力学シンポジウム，No.22，pp.179-186，2018.
10) 金鷹，石田誠：レール表面に生じる白色層の実態分析，鉄道総研報告，Vol.19，pp.17-23，2005
11) Erdogan, F. and Sih, G. C.: On the crack extension in plates under plane loading and transverse shear. Basic engineering, No.85, 519–525, 1963.
12) T. Deshimaru1, H. Kataoka1, M. Hosoda,: Experimental Study on the Prediction Method of Transverse Crack Growth Rate, 2011International Heavy Haul Association Conference, 2011
13) 細田充，片岡宏夫，弟子丸将，小谷隼：レール頭部横裂の進展予測手法の構築，鉄道力学シンポジウム，No.16，pp.179-186，2012.
14) Kaneta, M. and Murakami, Y.: Effects of oil hydraulic pressure on surface crack growth in rolling/sliding contact. Tribology International, Vol.20, 210–217 1983.
15) Fletcher, D. and Beynon, J.: A simple method of stress intensity factor calculation for inclined fluid-filled surface-breaking cracks under contact rolling. Proc Instn Mech Engrs, Vol.213, 299–304, 2003.
16) Fletcher, D. I., Hyde, P., and Kapoor, A.: Investigating fluid penetration of rolling contact fatigue cracks in rails using a newly developed full-scale test facility. Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers, Part F: Journal of Rail and Rapid Transit, 221(1):35–44, 2007.
17) Bogdanski and Lewicki, Bogdanski, S. and Lewicki, P.: 3D model of liquid entrapment mechanism for rolling contact fatigue cracks in rails. Wear, Vol. 265, 1356–1362. 2008.
18) Bogdanski, S., Olzak, M., and Stupnicki,: Numerical modelling of a 3d rail squat'-type crack under operating load. FFEMS, Vol.21, 923–935, 1987.
19) Ishida et al, The effect of preventive grinding on rail surface shellings, Quarterly Report of RTRI,39-3, pp.136-41, 1998
20) 浦島親行，西田新一，レールの疲労強度に及ぼす偏析の影響，材料，Vol.38，No.428，pp.533-538,1989.
21) 弟子丸将, 片岡宏夫, 阿部則次, 大野宗伸, 経年ロングレールの疲労寿命推定, 鉄道総研報告, Vol.20，No.4(2006)，pp.5-10.
22) 鉄道総合技術研究所編：鉄道構造物等設計標準・同解説 軌道構造，pp.221, 2011.
23) 寺下義弘：レール頭部横裂探傷について，鉄道総合技術研究所　施設研究ニュース，Vol.305,

pp.1-2，2016

24) http://www.simpack.jp/

25) 例えば，辻江正裕，三苫雅史，畔道佳明：MBD ソフトを援用したレール摩耗形状予測とその考察，日本機械学会論文集，No.79-806, pp.3376-3388, 2013.

## ２．レール頭部横裂進展に影響する因子の解明および進展予測

レール頭部の横裂進展に影響する因子について，室内試験等で検討し，かつ，それら因子を考慮した FEM による横裂進展解析により定量化を行なった．

### 2.1　レール頭部横裂進展に影響する因子の解明

レールの頭部横裂については，実際の管理上，特に進展特性の把握が重要である．そこで影響する因子として，①レール種別（普通レール，熱処理レール）が異なることによる材料レベルにおけるき裂進展特性，②残留応力，③車輪の接触位置が異なることによる横裂発生位置が変化することによる影響等の各因子の影響が考えられる．しかし，これらの因子が及ぼす横裂進展の影響については，明らかにされていない．そこで，各レール鋼種の要素試験片を対象に，き裂進展試験を実施し，鋼種の違いによる影響を示した．次に，営業線で発生する横裂を想定した人工き裂を実レールに加工した複数の供試体を準備し，繰返し荷重を載荷して横裂を進展させることで，横裂進展速度に対する横裂発生位置および残留応力の影響を求めた．また，それらの各因子による影響を考慮した FEM 解析を実施し，横裂進展速度を算定した．かつ，その解析手法で，頭部横裂の進展を予測できることを示した．

#### 2.1.1　応力拡大係数とき裂の進展量の関係 [1)]

本研究では，鉄道用語として「横裂」という用語を多く用いるが，一般的な材料の分野における用語および技術的現象としては，「き裂」となる．き裂の進展を評価する重要なパラメータとして，線形弾性力学により導出されるき裂先端付近の応力分布の強さを表す物理量として応力拡大係数 $K$ がある．

図 2-1 に示すように，き裂が存在する物体が，き裂に垂直な一様引張応力を受ける場合，材料内部の応力は一様ではなくき裂先端で応力集中が発生する．応力集中はき裂に限らない形状の欠陥でも発生するが，き裂の場合は応力が無限大に発散する．き裂が存在する材料（以下，き裂材と称する）において，最も基本的な応力分布の問題として，遠方からき裂に垂直な一様引張応力を受ける無限板に存在する貫通直線き裂（二次元き裂）を想定する．材料を弾性体とすれば，原点をき裂中心に取ったときのき裂延長線上での応力分布は次式で与えられる．

$$\sigma_y = \frac{\sigma_0 x}{\sqrt{x^2 - a^2}} \tag{2-1}$$

ここで $\sigma_y$：き裂延長線(x 軸)上の垂直応力　$\sigma_0$：引張応力，$a$：き裂半長，x：き裂延長線(x 軸)上のき裂中心からの距離

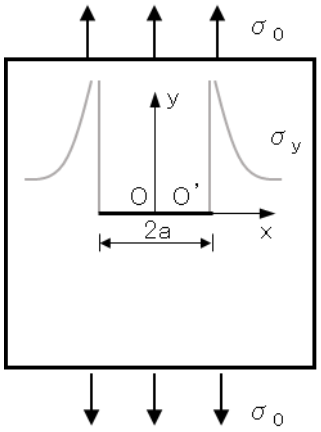



**図 2-1　き裂材が遠方から応力を受けた場合の模式図**

き裂先端の応力に注目すると，$x \to a$ では $\sigma_y$ は無限大に発散し，$x = a$ の点は応力の特異点となる．このような弾性応力が無限大に発散する応力場を特異応力場という．式(2-1)の座標系をき裂先端を原点に x 座標を取り直し，x がき裂長さに対して十分小さい範囲に注目し，$x/a \ll 1$ とすれば応力分布は次式で与えられる．

$$\sigma_y = \frac{\sigma_0\sqrt{a}}{\sqrt{2x}} \tag{2-2}$$

さらに，

$$\sigma_y = \frac{\sigma_0\sqrt{\pi a}}{\sqrt{2\pi x}} = \frac{K}{\sqrt{2\pi x}} \tag{2-3}$$

$$K = \sigma_0\sqrt{\pi a} \tag{2-4}$$

式(2-3)から，き裂先端近傍部分の応力は x に反比例した分布を取ることが分かる．その応力分布では，き裂先端では K に関わらず $\sigma y = \infty$ だが，き裂先端近傍では σy の値は K により一義的に決定することができる．このパラメータ K を応力拡大係数と呼ぶ．(応力)×(長さ)$^{1/2}$ の次元を持つ物理量である．

さらに，き裂材が繰返しの荷重を受ける場合，最大応力と最小応力の際の応力拡大係数の差を応力拡大係数範囲 ΔK という．疲労き裂の進展速度である $da/dN$ は，応力拡大係数範囲をパラメータとしたパリス則という関係で以下のように求められる．

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \tag{2-5}$$

ここで，$a$：き裂の大きさ，$N$：応力変動の繰返し数，$\Delta K$：応力拡大係数範囲，$C$，$m$：材料定数

さらに，応力比（最小応力/最大応力）$R$ の影響を考慮できる Walker 則[2)]も提案されている．

$$\frac{da}{dN} = C\left[\Delta K(1-R)^{n-1}\right]^m \tag{2-6}$$

ここで $R$ は応力比，$C$，$n$，$m$ は材料定数である．

また，応力拡大係数の限界値として，脆性破壊が始まる破壊靭性 $K_c$ と，それ以下ではき裂の成

長が停留すると考えられる下限界応力拡大係数 $\Delta K_{th}$ を持つ．これらの限界値は材料定数であり，実験的に求まる．本研究でレール破断に至るのは，レールに発生する応力拡大係数 K が限度値である破壊靭性 $K_c$ を超過した場合である．応力拡大係数が $K_c$ 以上となり脆性破壊によるき裂の進行が始まると，き裂は極めて速い速度で伝播し，瞬間的に破断に至る．

### 2.1.2　き裂進展特性試験による頭部横裂の進展速度に及ぼす部材硬度の影響

レール種別（普通レール，熱処理レール）が異なることによる材料レベルにおけるき裂進展特性について評価する．表 2-1，表 2-2 に普通レールおよび熱処理レールの化学成分および機械的性質を示す．レール頭部のき裂進展特性を把握する上で必要となる材料定数を得るため，新品の普通レールおよび熱処理レール（一般的に曲線で用いられている HH340 レール）の頭部から，図 2-2 に示す ASTM E647[3] に規定される CT（Compact tension）試験片を採取し，疲労き裂進展試験を実施した．なお，レール製造時に生じる残留応力がき裂進展試験結果に影響を及ぼす可能性が考えられるため，その影響を除去する目的で焼鈍処理を施している．また，レール頭部に対するき裂の進展方向の差異を確認するため，試験片の採取方向をレール長手方向および垂直方向とした．試験では 100kN 電気油圧式疲労試験機（MTS 製）を使用し，荷重一定制御の負荷形式とし，負荷速度 10Hz，応力比 $R$（最小応力／最大応力）: 0.01，0.1，0.5 の 3 段階とした．また，き裂進展速度は $10^{-8}$ m/cycle 以上とした．表に各試結果から得られるパリス則の定数と指数を，図 2-3 にき裂進展試験結果を示す．図 2-3 より，パリス則の成立する範囲においては，レール鋼種および試験片採取方向の違いがき裂進展特性に大きく影響しないことがわかる．一方，応力比が大きいほどき裂進展速度が速くなる傾向が見られた．

表 2-1　普通レールおよび熱処理レールの化学成分(JIS E 1101, 1120).

| レール種別 | C | Si | Mn | P | S |
|---|---|---|---|---|---|
| 普通レール | 0.63-0.75 | 0.15-0.30 | 0.70-1.10 | 0.03 Max | 0.025 Max |
| 熱処理レール | 0.72-0.82 | 0.10-0.30 | 0.70-1.10 | 0.03 Max | 0.020 Max |

表 2-2　普通レールおよび熱処理レールの化学成分(JIS E 1101, 1120).

| レール種別 | Tensile strength $\sigma_B$ | Elongation | Hardness |
|---|---|---|---|
| 普通レール | 800 Min MPa | 10 % | 235 Min (Hv) |
| 熱処理レール | 1080 Min MPa | 8 % | 311 Min (Hv) |

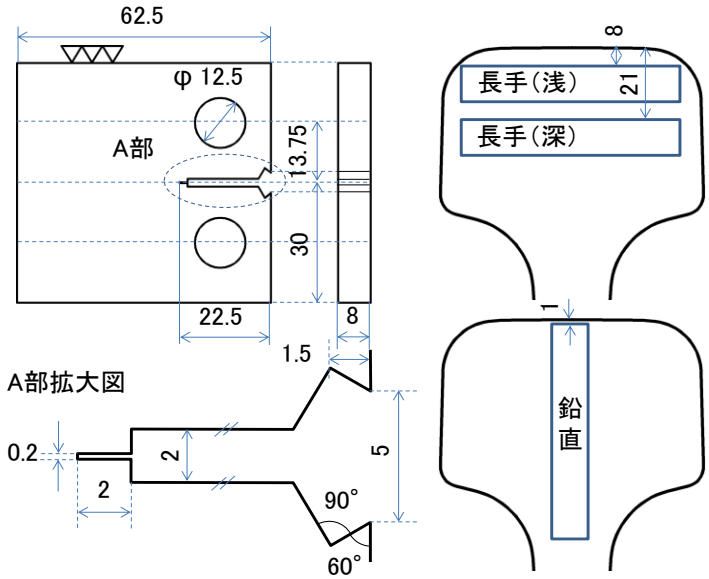
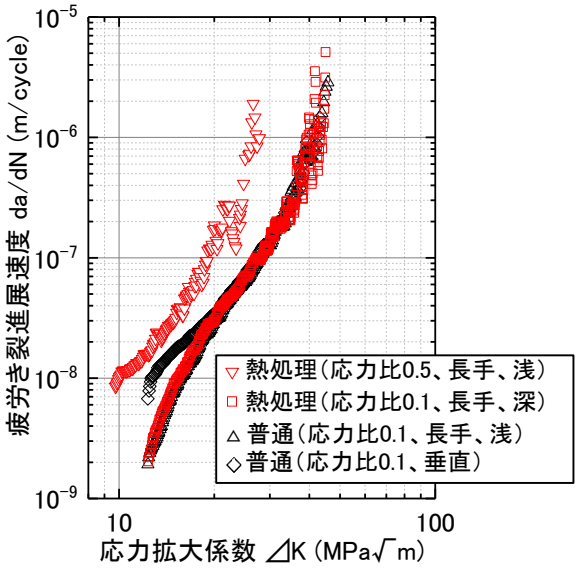


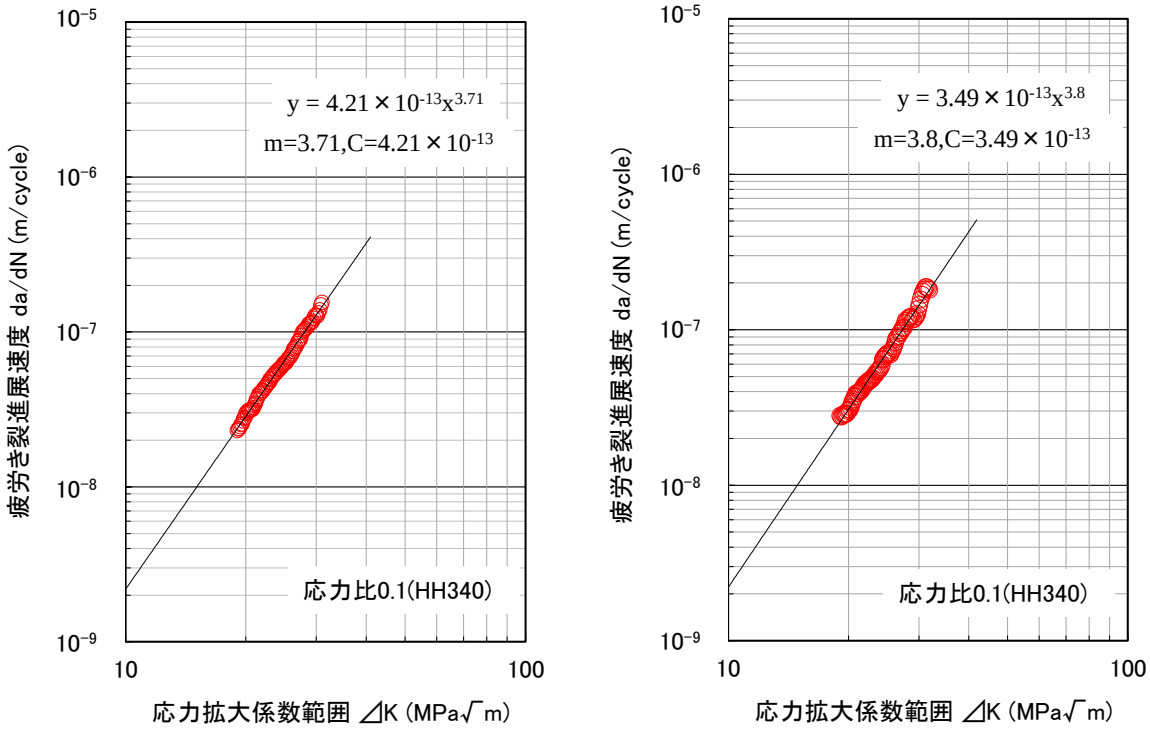

図2-2　CT試験片形状と採取位置の模式図（単位：mm）

表 2-3　各試験条件におけるパリス則の定数と指数

| No. | 試験片 | | | 応力 | 材料定数 | | 近似に用いた | 相関係数 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | 鋼　種 | 焼　鈍 | 採取方向 | 比 | m | C | ⊿K の範囲 | ($R^2$) |
| 1 | HH340 | | 長手(浅) | 0.1 | 3.71 | $4.21\times10^{-13}$ | 19-31 | 0.997 |
| 2 | HH340 | | 長手(深) | 0.1 | 3.8 | $3.49\times10^{-13}$ | 19-32 | 0.991 |
| 3 | HH340 | | 鉛　直 | 0.1 | 3.81 | $3.54\times10^{-13}$ | 21-36 | 0.994 |
| 4 | HH340 | | 鉛　直 | 0.5 | 3.17 | $5.77\times10^{-12}$ | 11-16 | 0.97 |
| 5 | HH340 | | 長手(浅) | 0.5 | 2.94 | $9.46\times10^{-12}$ | 10-20 | 0.995 |
| 6 | 普　通 | ○ | 鉛　直 | 0.1 | 3.65 | $7.23\times10^{-13}$ | 14-31 | 0.998 |
| 7 | 普　通 | ○ | 長手(浅) | 0.1 | 3.66 | $7.78\times10^{-13}$ | 14-34 | 0.999 |
| 8 | 普　通 | ○ | 鉛　直 | 0.01 | 3.64 | $5.53\times10^{-13}$ | 13-50 | 0.999 |
| 9 | 普　通 | ○ | 長手(浅) | 0.5 | 3.26 | $4.06\times10^{-12}$ | 11-20 | 0.992 |



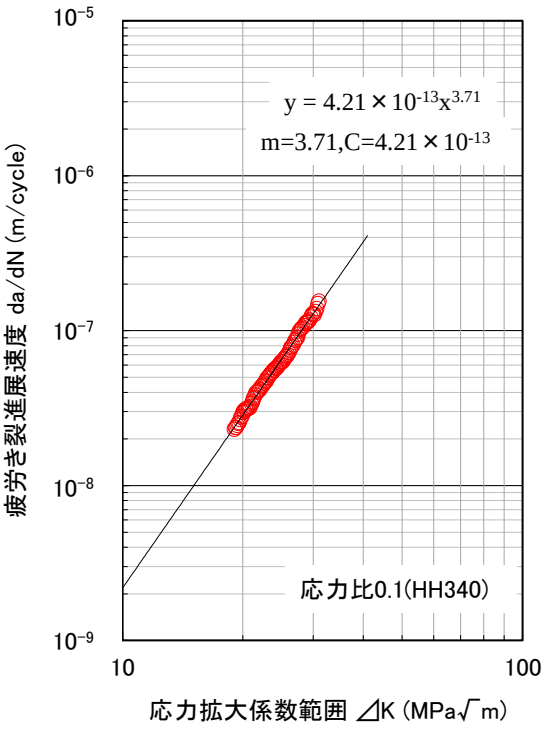

(1) レール鋼種，応力比および試験片採取方向の違い



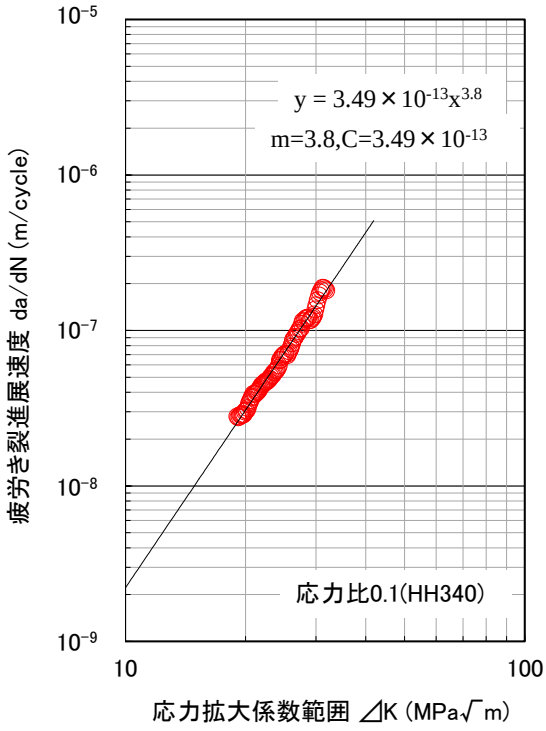

(a) No.1 HH340(応力比 0.1、長手(浅))　　(b) No.2 HH340(応力比 0.1、長手(深))

(2) 各供試体のき裂進展特性

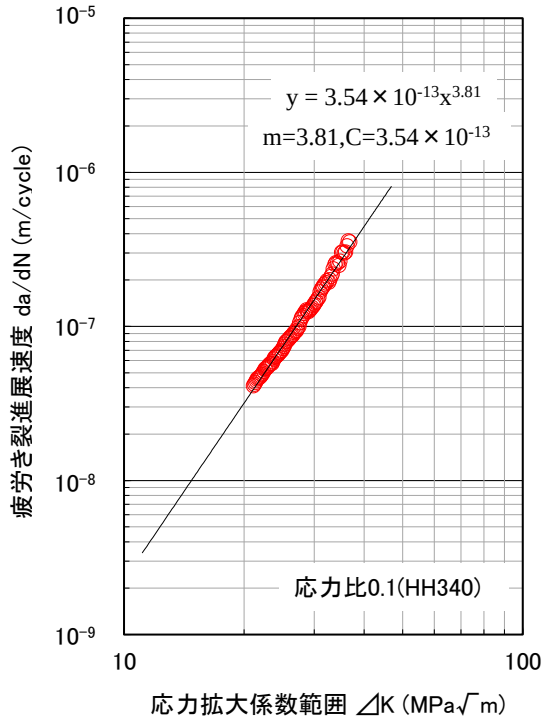
図 2-3 き裂進展試験結果



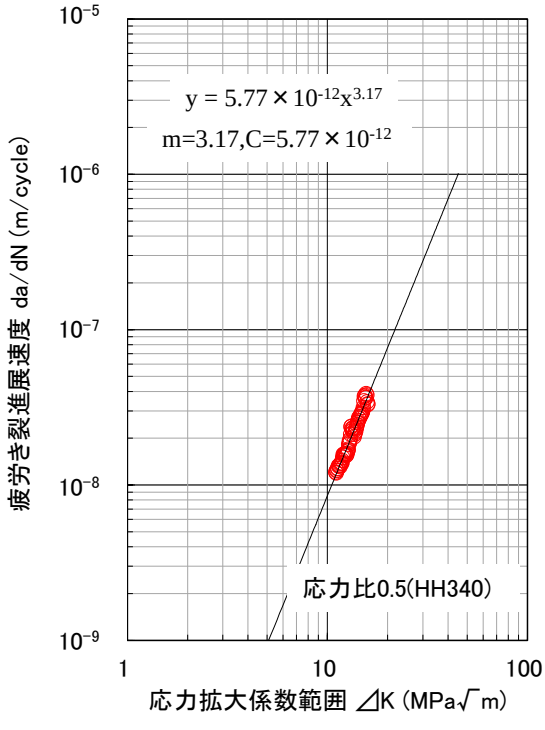

(a) No.1 HH340(応力比 0.1、長手(浅))




(b) No.2 HH340(応力比 0.1、長手(深))



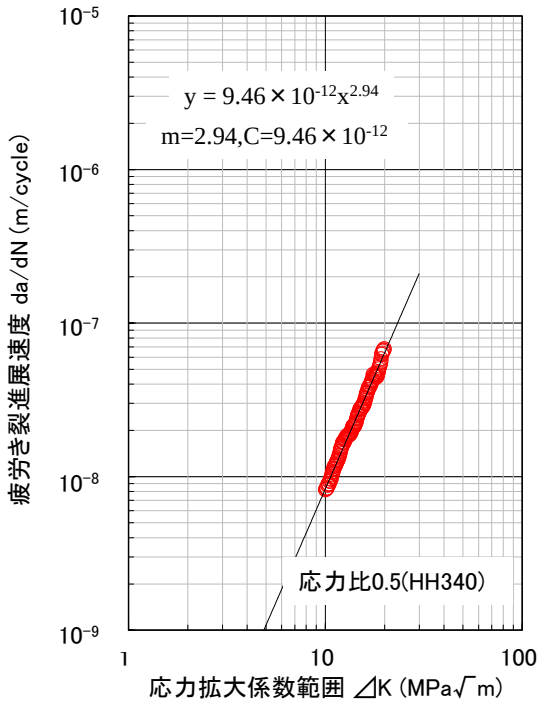

(c) No.3 HH340(応力比 0.1、鉛直)



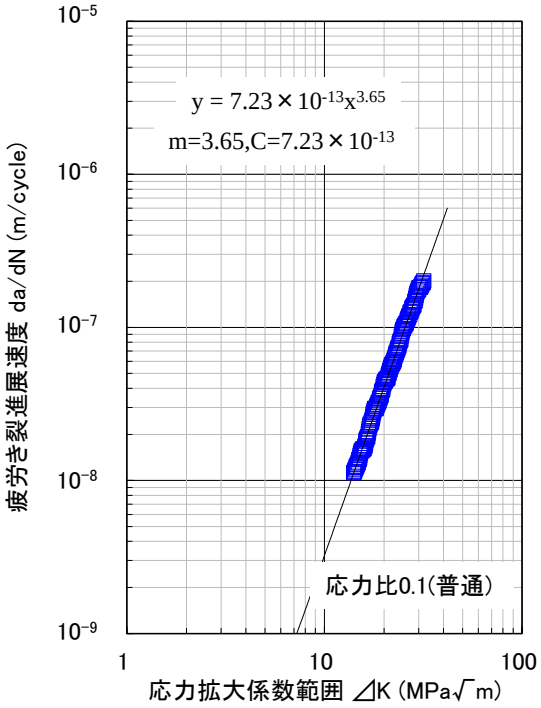

(d) No.4 HH340(応力比 0.5、鉛直)

(2) 各供試体のき裂進展特性

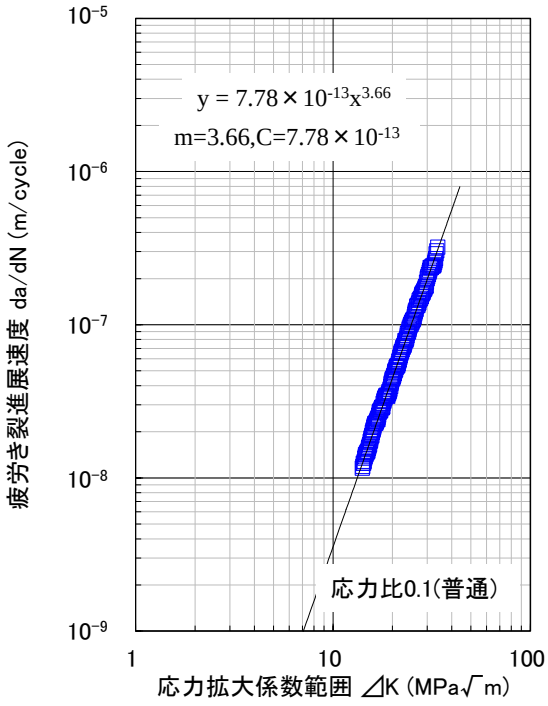
図 2-3 き裂進展試験結果



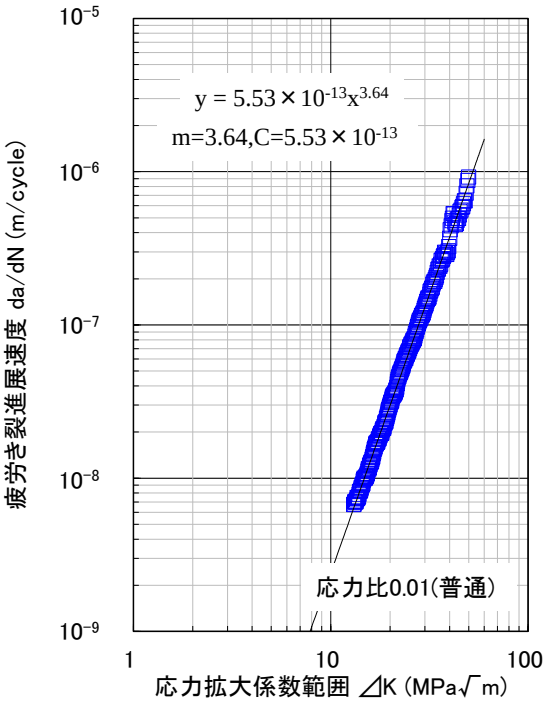

(a) No.5 HH340(応力比 0.5、長手(浅))




(b) No.6 普通(応力比 0.1、鉛直)



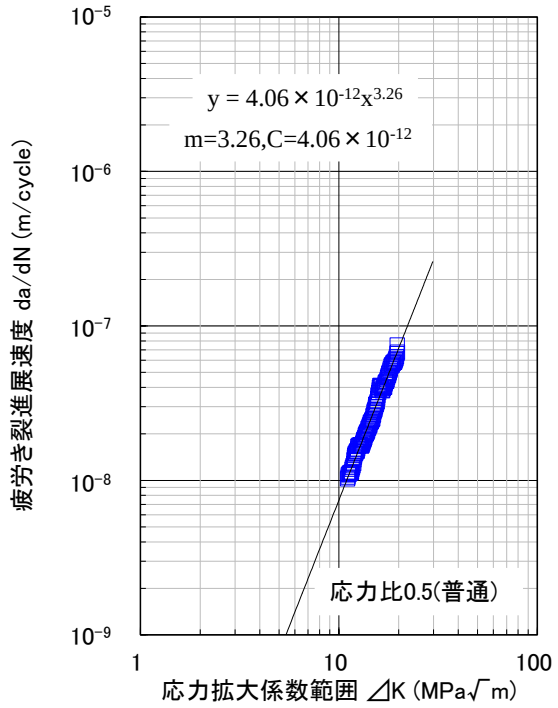

(c) No.7 普通(応力比 0.1、長手(浅))




(d) No.8 普通(応力比 0.01、鉛直)

(2) 各供試体のき裂進展特性

図 2-3 き裂進展試験結果




付図 1-4　No.9 普通(応力比 0.5、長手(浅))

(2) 各供試体のき裂進展特性

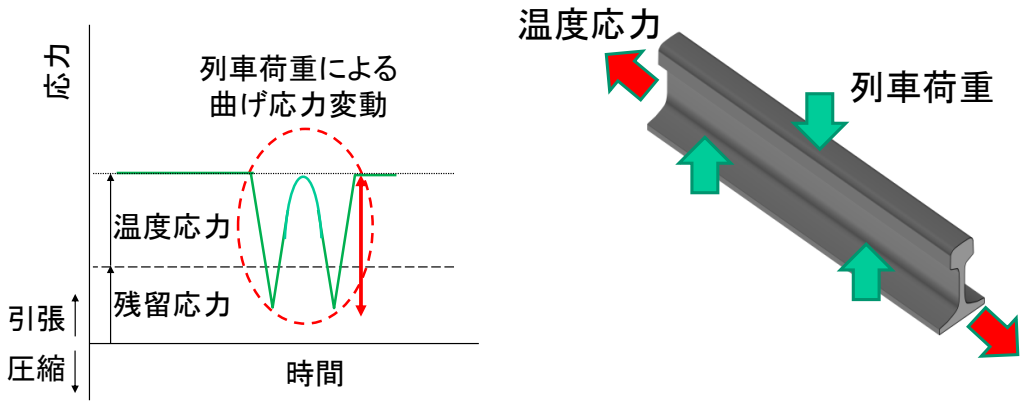
図 2-3 き裂進展試験結果

### 2.1.3 レール頭部の横裂の進展に影響する応力および横裂進展試験の応力状態

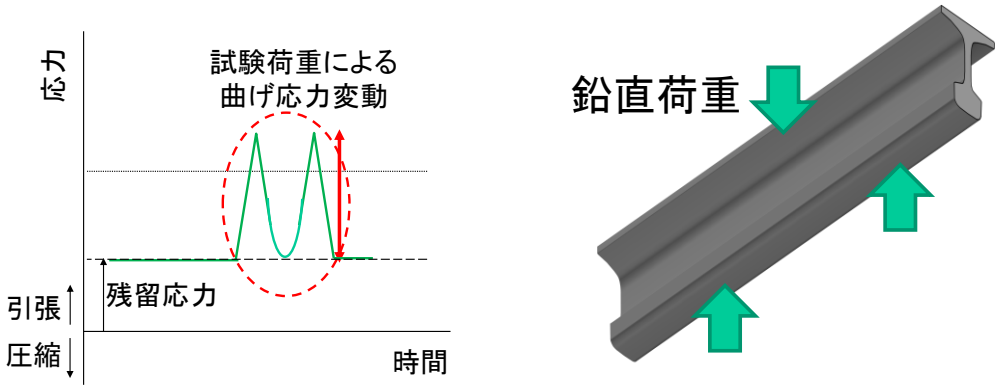
次に残留応力による影響について評価をしていくが，レール頭部の横裂の進展に影響する応力および横裂進展試験の応力状態について概説する．レール頭部横裂による折損は冬季に頻繁に発生することが知られている [4), 5)]．レールはレール締結装置によってまくらぎに締結され，まくらぎを介して道床に拘束されており，特に近年はロングレール化によって，レール端部同士が溶接で接合されており，温度の変化が発生してもレールの長手方向に対して自由に動くことができない．そのため，冬季にレールが収縮することによって長手方向に強い引張の応力が発生する．残留応力と温度変化による引張の応力が頭部に発生している状態で，列車が走行し，レール頭部に圧縮の応力変動が発生する．それを模式的に表したのが図 2-4 である．具体的な各発生応力の値として，例えば，ロングレールの冬季の温度下降量の限度値が，ロングレールを設置する際の温度から-50℃と一般的に定められている [5)]．レール温度が限度値まで低下した場合，レール種別によっても異なるが，レール断面には最大で約 120 MPa の引張応力が発生する．かつ，後述するレール頭部の内部の残留応力は新品で 50～100 MPa の引張応力が発生している．さらに，シェリング発生箇所における列車走行によるレール頭部の発生応力測定試験 [6)]では，最大で 80 MPa の圧縮の応力変動が発生していることを確認している．

通常，圧縮の応力変動ではき裂が進展することはないが，大きな引張の応力が発生している中で，列車荷重による圧縮の曲げ応力が頭部に発生することで，引張の応力域の中での変動が発生することによって，き裂が進展する．後述する本報告の人工き裂を加工した実レールに対する横裂進展試験では，この引張の応力変動を模擬するためにレール頭部を下にした状態（以下，「ヘッ

ドダウン」という）として 2 点で支持された状態で，レール底部から鉛直荷重を作用させ引張の曲げ応力をレール頭部に発生させ横裂を進展させた．横裂は軌道面に鉛直に進行するため，水平方向の荷重である横圧は寄与が小さいと想定しここでは考慮していない．き裂に荷重が作用される条件が厳密には異なることの影響については今後も明らかにしていくが，本論文では，残留応力およびき裂の発生位置の影響を明らかにすることを目的に，本試験条件で実施した．なお，横裂進展試験における破壊力学で用いられる応力拡大係数の最大値 $K_{max}$，最小値 $K_{min}$ はそれぞれ試験荷重の最大荷重が作用時，荷重が完全に除荷時のき裂先端に発生する応力拡大係数となる．




(a)　実軌道




(b)　横裂進展試験

図 2-4　本報告で対象とするレール頭部の応力状態

### 2.1.4　レール頭部内部の残留応力測定

レールの頭部内部の残留応力は横裂進展に影響することが知られており，過去にもひずみゲージをレール頭部内部に設置し切り出し法で測定されてきた [10),11)]．しかし，切り出すサイズに依存するため，細かいピッチで測定することは困難であった．近年，様々な金属内部の残留応力測定方法が開発されているが，その一つに MIRS 法がある [7)]．図 2-5 に示すように，レール頭頂面中心に深さ方向へ穴を空け，マイクロエアプローブを用い空気量で孔の直径を精密に計測する．次に，孔の周囲を円筒状に切り出して（トレパニング）残留応力を開放させ，最後に再度孔の直径を計測して，切り出し前後の孔の直径の差異から残留応力を測定する方法である．その評価式は，下式のとおりとなる．

$$\frac{d-d_0}{d_0} = -\frac{1}{E}\left[(1+2\cos 2\theta)\sigma_x + (1-2\cos 2\theta)\sigma_y + 4\sin 2\theta\sigma_{xy}\right] \tag{2-7}$$

$d$：トレパニング後の孔径(mm)（図 2-5 の④），$d_0$：初期の孔径(mm)（図 2-5 の②），$E$：ヤング率(MPa)，$\theta$：$x$ 軸からの角度(deg.)，$\sigma_x$：$x$ 方向の残留応力(MPa)，$\sigma_y$：$y$ 方向の残留応力(MPa)，$\sigma_{xy}$：$xy$ 平面のせん断残留応力(MPa)

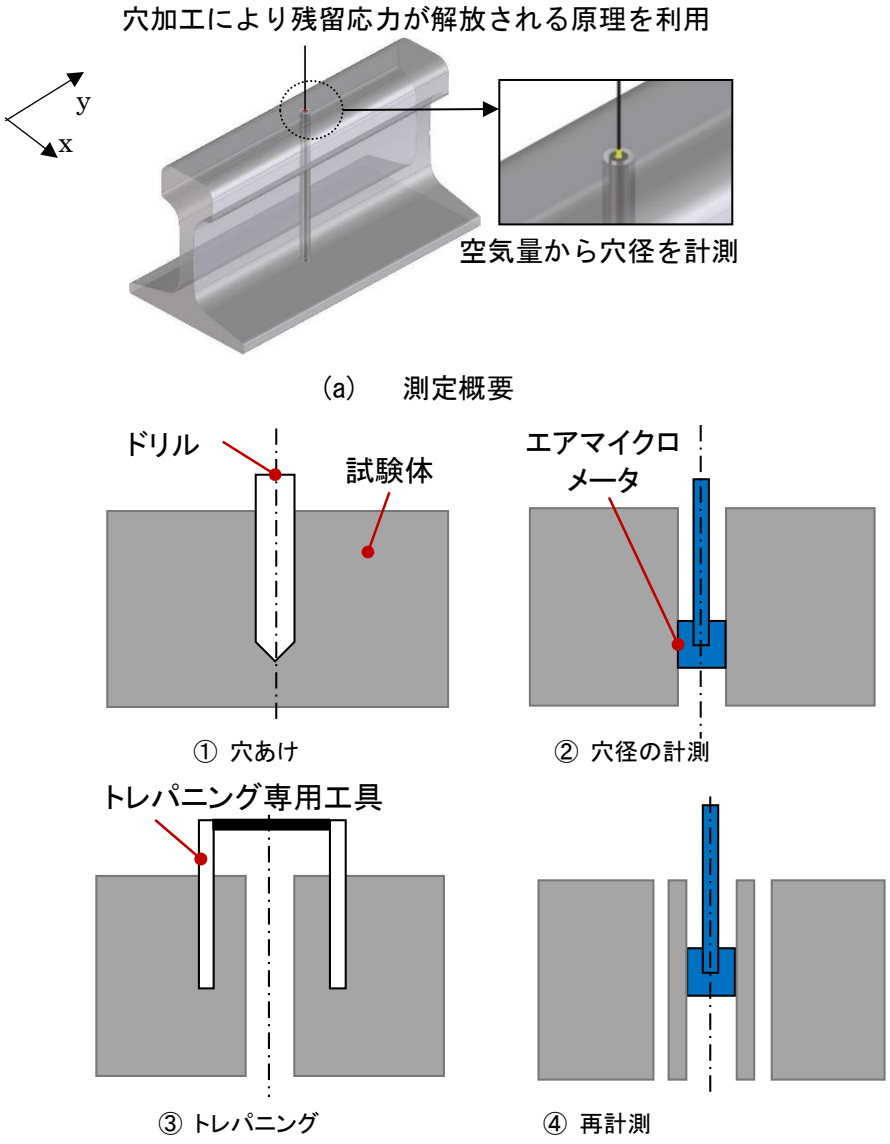



図 2-5　MIRS 法による測定方法

表 2-4　残留応力測定に使用したレール

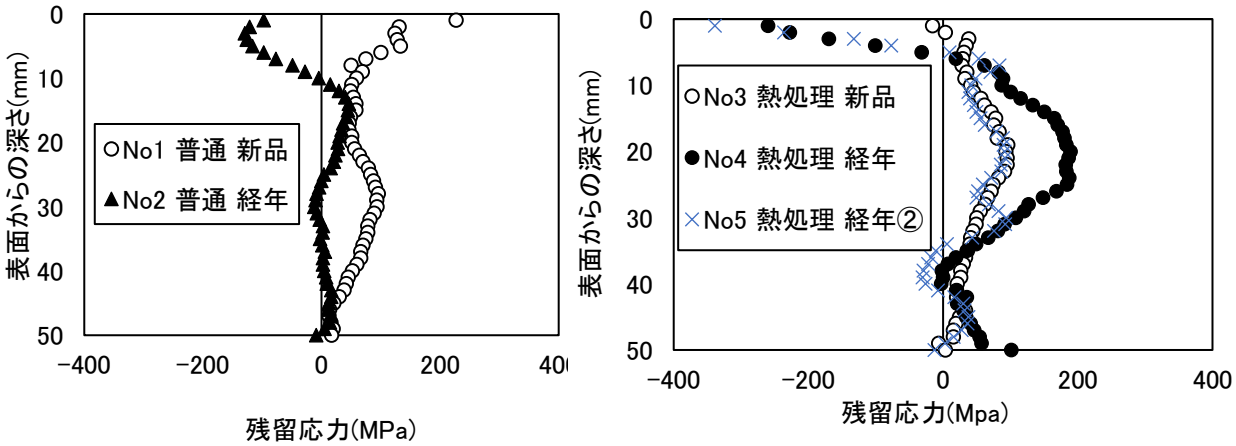
| No. | レール種別 | 使用履歴 | | |
|---|---|---|---|---|
| | | 使用履歴 | 累積通過トン数 | 直線 or 曲線半径 |
| 1 | 普通 | 新品 | – | – |
| 2 | 普通 | 経年 | 6 億 1433 万 | 直線 |
| 3 | 熱処理 | 新品 | – | – |
| 4 | 熱処理 | 経年 | 8935 万 | 曲線半径 600 m |
| 5 | 熱処理 | 経年 | 1 億 6264 万 | 曲線半径 600 m |

本手法を用いてレールの頭頂面から 1 mm ピッチで残留応力測定を行った．今回用いた試験レールを表 2-4 に示す．条件として，レール種別としては普通レールもしくは熱処理レール，また，使用履歴の有無の評価として新品もしくは経年のレールを用いた．経年については，累積通過トン数（車軸軸重×車軸通過回数）が異なるものと直線もしくは曲線で敷設されたレールを使用した．但し，残留応力は面で値が異なるものであり，より正確に把握するためには，左右方向の測定等も行なうべきであると考えられるが，今回は，レール断面方向における中心近くの深さ方向への横裂進展を対象として，残留応力の測定も中心近くのレール深さ方向の残留応力を代表値とすることで，試験・解析結果の評価に用いた．

測定結果における表面からの深さと残留応力の関係を図 2-6 に示す．なお，図には過去に測定された当該レールの降伏強度 [11]も示した．正の値が引張を，負の値が圧縮を示している．方向はレールの長手方向（図 2-5(a)の $y$ 方向）である．

測定結果をまとめると以下の通りである．

- 全体として，深さ 10～30 mm では引張の残留応力が発生している．その範囲の平均値は新品の普通レールおよび熱処理レールでそれぞれ 66 MPa，72 MPa であり，新品の普通レールおよび熱処理レールの残留応力に大きな違いはない．新品の普通レールの表面近傍は大きな引張の残留応力が発生していた．
- 新品のレールの頭部内部の残留応力は過去の測定結果と比較して同様な値になっており，本測定結果は妥当性のある結果となっている [10), 11)]．
- いずれの経年のレールにおいても頭部表面で圧縮残留応力が大きく発生していた．これは車輪との接触によって，接触点近傍で局所的に圧縮応力が発生し塑性変形が生じた結果であると考えられる．
- 今回測定した経年の普通レールは新品と比較すると頭部内部で小さな残留応力となっていた．
- 経年の熱処理レールの 1 つの供試体は頭部内部で 200 MPa 以上の大きな引張の残留応力が発生した．累積通過トン数による影響は不明だが，荷重履歴によって大きく頭部の残留応力が変化するケースもあった．この測定結果に基づいて，以下の横裂進展試験の試験結果については考察を行い，また FEM 解析では解析のパラメータとして用いる．




(a)　普通レール（降伏強度 562 MPa）　　(b)　熱処理レール（降伏強度 802 MPa）

図 2-6　残留応力測定結果　（降伏強度は参考文献 11 から引用）

### 2.1.4　実レールの横裂進展試験

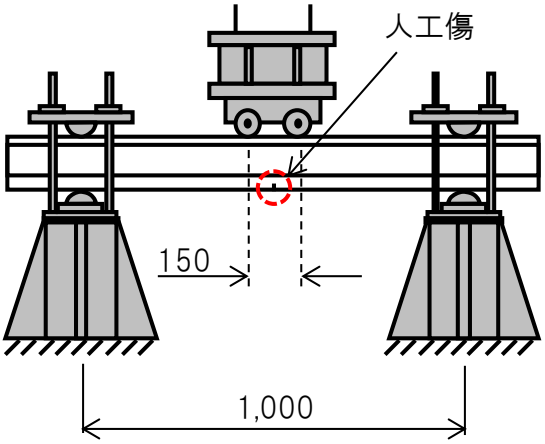
ここでは，種々のレールの頭部横裂の進展速度の差異を把握するために，レール曲げ疲労試験機を用いて実レール頭部の横裂進展試験を実施した．なお，付属資料 2.1 には本章で記載した試験結果も含め，他の条件の同試験の結果についても記載した．

頭部横裂の進展速度を把握するために，各種 50 kgN レールに対して横裂進展試験を実施した．本試験で用いた供試体を表 2-5 に示す．各種供試体は頭部横裂に影響する因子を評価するために，①焼鈍により残留応力を低減させたレール，②ゲージコーナき裂を想定して人工傷を 10 mm 偏心させた熱処理レール，③経年のレールである．なお，①は 24 h で 550 ℃まで温度を上げ，1 h 加熱し，30 ℃/h で炉冷の焼鈍によってレール頭部内部の残留応力が小さくなっており，新品の普通レールの頭頂面の表面から内部においては 0～50 MPa 程度の値[9]となっている．②は図 2-7 に示すように，ゲージコーナき裂による横裂はゲージコーナ寄りに発生することがわかるが，著者らが収集した損傷レールの横裂起点が平均して断面方向から 10 mm に発生していたことから 10 mm 偏心させた．また表 2-5 には，本試験の供試体において，残留応力測定を行った同条件のレール（同じレールではない）に，表 2-4 で付した供試体の No を記載した．

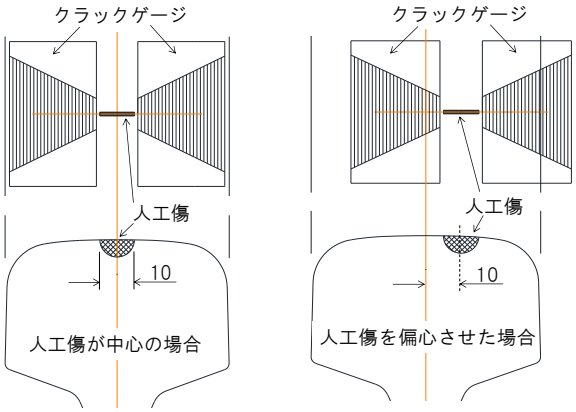
表 2-5　横裂進展試験の供試体

| レール種別 | 使用履歴 | 焼鈍の有無 | 人工傷位置 | 表 4 のレールとの対応[*1] |
|---|---|---|---|---|
| 普通 | 新品 | ― | 中心 | No. 1 |
| | 新品 | 焼鈍 | 中心 | No. 1[*2] |
| | 経年 | ― | 中心 | No. 2 |
| | 経年 | 焼鈍 | 中心 | No. 2[*2] |
| 熱処理 | 新品 | ― | 中心 | No. 3 |
| | 新品 | ― | 10㎜偏心 | No. 3 |
| | 経年 | ― | | No. 5 |

*1　表 2-4 の各レールのシリーズと同条件のレールに対し，表 2-4 の No を記載した．




(a)　試験概要




(b)　人工傷およびクラックゲージ位置

**図 2-7　横裂進展試験方法**

横裂進展試験は図 2-7 に示すようなレール曲げ疲労試験機を用いて，ヘッドダウンの状態で支点間隔 1000 mm，載荷間隔 150 mm の片振り 4 点曲げで実施した．それぞれの供試体のレール頭頂部には図 2-7 に示すような人工傷（半径 5 mm の半円状スリット）を加工した．人工傷先端に不均一な変形や塑性変形が生じないようにするため，放電加工により作製した．

応力条件は，初期のき裂を速やかに発生させるため，人工傷から進展深さ 5 mm 程度（頭頂面から 10 mm 程度）の予き裂が発生するまで比較的高い頭部曲げ応力全振幅 140 MPa を負荷した後，100 MPa に応力全振幅を下げ，繰返し鉛直荷重 121～11kN で載荷（以下，「本載荷」という）した．残留応力を考慮しない荷重のみの最小応力/最大応力で定義される応力比 $R$ は予き裂導入時および本載荷でそれぞれ 0.07 および 0.10 である．ここで，経年の熱処理レールの供試体に際しては余き裂を導入することができなかった．事前の検討で，き裂の進展予測をする際によく用いられる Newman-Raju 式 [12]でレールを矩形と想定した場合，50 kgN レールの高さおよびレール頭部幅を参考に，矩形の高さおよび幅を 153 mm×65 mm として，人工傷が半径 5 mm かつ，予備載荷条件の応力全振幅 140 MPa で応力拡大係数範囲 $\Delta K$ を計算した．その値は，10.9 MPa･$m^{1/2}$ となり，

一方レール鋼の下限界応力拡大係数範囲 $\Delta K_{th}$ ： 8～9 MPa･m$^{1/2}$ （応力比 $R$＝0.05 の場合）[10),11)]であり，下限界以上であればき裂が進展すると想定し，予備載荷条件を設定した．しかし，先の残留応力測定で明らかになったように，経年の熱処理レールは頭部表面に大きな圧縮の残留応力が発生しているため，予備載荷でき裂が進まなかったことが考えられる．そのため経年の熱処理レールについては本載荷を実施していない．但し，実際の軌道で経年の熱処理レールで横裂が発生・進展する理由としては，レール頭頂面から深さ 5～10mm で水平裂が発生し，それから分岐して横裂となるため，横裂の起点は水平裂深さ以上となるが，その程度の深さの残留応力は前述した測定結果から引張側に近い値になっているのと，温度応力による引張応力が足し合わされて，横裂が発生・進展すると推察される．なお，本載荷の応力条件は過去のシェリング箇所での列車走行によるレール頭部の応力測定試験結果 [3)]を参考に，実際に測定された最大の応力振幅の1割程度大きくした 100 MPa にした．

横裂進展試験において，載荷回数と横裂深さの関係および横裂進展速度を把握する方法として２種類の方法を適用した． １つは大小２通りの頭部応力全振幅を発生させる荷重条件で載荷し，その頭部応力全振幅の変動により疲労き裂進展速度が変わることを利用して，疲労破面に発生する境界部を測定する方法（以下，「ビーチマーク法」という）である．

もう一方は，図 2-7 に示すようにクラックゲージをレール頭頂面に加工した人工傷の両側に貼り付けて，レール表面のき裂進展量を把握し，横裂深さに換算する方法である．ビーチマークは破断後の破面に現れるため，破面を測定することで横裂深さを把握することが可能であるが，供試体の状態や試験条件によってはビーチマークが発生しない場合もしくは明瞭でなく測定できない場合がある．一方，クラックゲージを用いる方法はレール表面方向へのき裂進展量を的確に把握できるが，レール深さ方向へのき裂進展量ではないため，横裂進展速度を求めるためには，クラックゲージで検知された値を横裂深さへ換算する必要がある．以上を踏まえ，今回実施する横裂進展試験ではビーチマーク法とクラックゲージを用いる方法を組み合わせ，各載荷回数のき裂進展量を観測することとした．図 2-7 に示すように，事前の検討でビーチマークが表れるような荷重条件で試験を実施し，その破面観察から，疲労破面は人工傷から概ね楕円形状に広がることを把握した．そこで，クラックゲージにより検知されるき裂長さに，楕円形状の扁平率を乗じて横裂深さとした．扁平率は，疲労破面内のビーチマーク，もしくは疲労き裂の進展速度が変わる境界の座標点から楕円形状を決定し，算出した．算出例を図 2-8 に示す．なお，扁平率は式(2-8)で示すように楕円の長軸と短軸から決定されるもので，その値が 0 の場合に円となる．

$$f = \frac{a-b}{a} \tag{2-8}$$

ここで，$f$：扁平率，$a$：長軸，$b$：短軸

以上の方法で試験を実施した．図 2-9 に試験結果における横裂深さと載荷回数の関係を示す．結果をまとめると以下の通りである．

・ 全体の特徴として横裂深さの増加に伴って，横裂進展速度が速くなる傾向を示した．横裂深さ 20mm 以上では，脆性破壊状態の急進破壊領域が混在することで横裂の進展が不安定となり，急に進展する試験ケースもみられた．新品の普通レールおよび 熱処理レールは試験のばらつきを把握するためそれぞれ同じ試験条件で２回の試験を実施した結果，深さ 20mm 以下では同じ載荷回数で 20 %以内の横裂深さの違いであった．

・図 2-10(a)より，経年の普通レールの試験結果は，安定して横裂が進展した深さ 20mm 以下では新品より同じ深さにおいて最大で 10%進展速度が遅い結果となった．また，残留応力を低減させる目的で焼鈍した 2 種類のレールが非処理品に比べて明らかに遅い結果となった．新品の普通レールと比較し，新品の焼鈍レールおよび経年の焼鈍レールは，同じ深さにおいて最大でそれぞれ 30%および 60%遅かった．焼鈍のレールの方が非処理品より進展速度が遅いのは焼鈍後の残留応力が非処理品より小さいためであることが考えられる．

・図 2-9(b)より，人工傷の位置が中心の場合と偏心させた場合の比較から，横裂進展速度には明確な差異はみられないが，図 2-10 より，今回実施した試験においては，人工傷を偏心させた場合中心に設置した場合と比較して浅い位置で破断に至る結果となった．

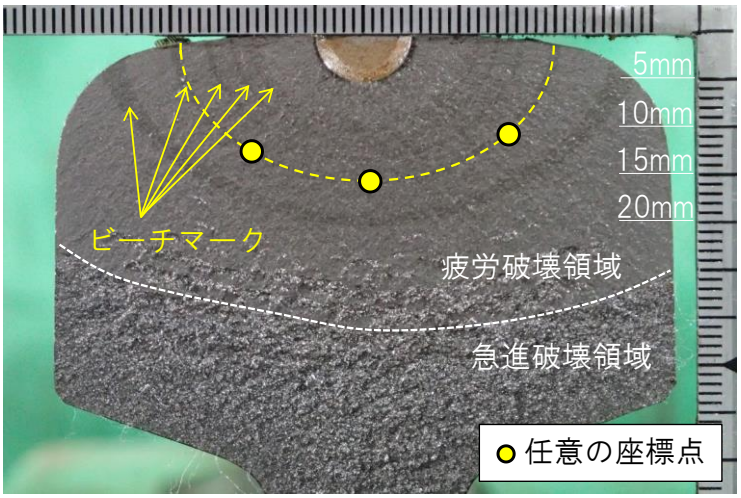
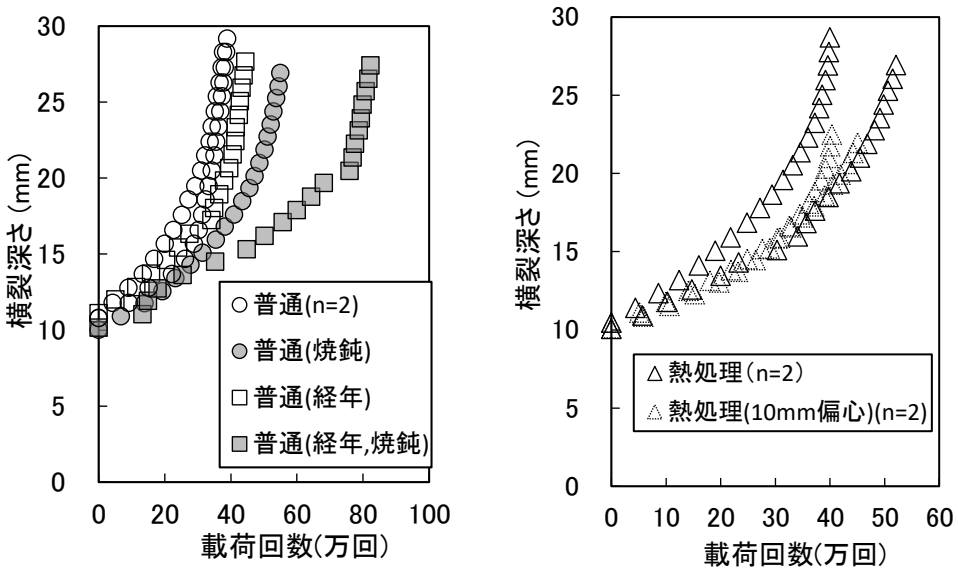
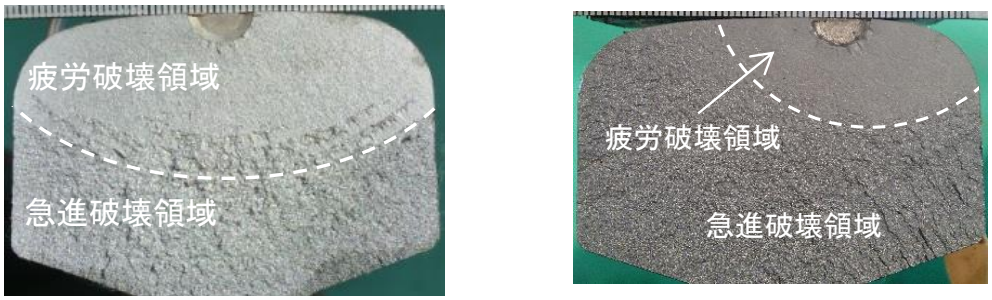



図 2-8　扁平率算出例




(a)　残留応力の影響　　(b)　横裂の位置の影響

図 2-9　横裂進展試験結果




(a)　人工傷を中心に設置　　(b)　人工傷を偏心に設置

図 2-10　人工傷の位置の違いによる破面の比較

## 2.2　有限要素法による横裂進展解析

横裂進展挙動に及ぼす各因子の影響の定量的評価およびそれらを考慮した予測手法を構築するため，本章では，有限要素法による横裂進展解析を行った．具体的には①横裂進展試験を模擬した解析により，解析手法の妥当性の検証，②パラメータスタディにより，横裂進展挙動の評価である．

### (1)　解析手法

レール頭部横裂のき裂進展速度を把握するために，仮想き裂進展法[12]と自動メッシング機能を有したき裂進展解析システム FINAS/CRACK[13]および大規模非線形構造解析システム FINAS/STAR[14]を用いた有限要素法による解析を実施した．なお，付属資料 2.2 にはメッシュサイズ検討等の予備解析結果を記載した．

FINAS/CRACK によるき裂進展解析は，FINAS/STAR による解析とデータをやり取りして多数回の進展計算を自動的に行う．1 回のき裂進展の処理は FINAS/CRACK で図 2-11 に示すようにき裂の前縁において応力が集中する特異場を考慮可能なトーラスメッシュを生成し，き裂メッシュを用いた FINAS/STAR による解析から得られた変位から，エネルギー解放率を計算し，それを応力拡大係数に変換して，き裂進展量を求める．求めた進展量にてき裂メッシュを更新し，次の進展処理へ繰り返す．

疲労き裂進展解析を行う場合，応力拡大係数を数値計算によって求める必要がある．方法はいくつか提案されているが，FINAS/CRACK では仮想き裂進展法[13]と呼ばれる積分型の計算手法を用いている．仮想き裂進展法は破壊力学パラメータの一つである J 積分と等価な領域積分を用いてエネルギー解放率 g を求めるものである．

$$g = \frac{1}{A_c}\int_V \left\{ \left( \sigma_{ij}\frac{\partial u_j}{\partial x_k} - W\delta_{ik} \right)\frac{\partial \Delta x_k}{\partial x_i} - f_i \frac{\partial u_i}{\partial x_j}\Delta x_j \right\} dv - \frac{1}{A_c}\int_S t_i \frac{\partial u_i}{\partial x_j}\Delta x_j ds \tag{2-9}$$

$A_c$:仮想き裂進展によるき裂面積増分, $V$:物体の体積, $S$:同物体の表面積, $\sigma_{ij}$:応力, $u_i$:変位, $W$:ひずみエネルギー密度, $f_i$:物体力, $t_i$:表面力, $\delta_{ij}$:クロネッカーのデルタ, $\Delta x_j$:マッピング関数

さらに，エネルギー解放率 $g$ と，応力拡大係数 $K$ は以下の関係式となる[17].

$$g = \frac{\left(1-\nu^2\right)K^2}{E} \tag{2-10}$$

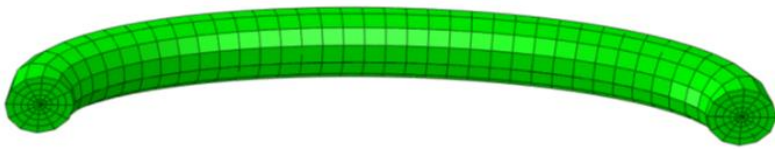


図 2-11 き裂前縁におけるトーラスメッシュ

表 2-6　解析条件

| | |
|---|---|
| レール種別 | 50 kgN レール（普通，熱処理） |
| 支点間隔 | 1000 mm |
| 載荷間隔 | 150 mm |
| 頭部曲げ<br>応力振幅 | 100 MPa |
| ヤング率 | $2.06\times10^5$ MPa |
| ポアソン比 | 0.3 |
| 残留応力 | 測定値（MIRS 法）（パラメータスタディでは，レール頭部全領域に 50 および 0 MPa も設定） |
| 初期き裂<br>位置 | 中心（パラメータスタディでは，10 mm 偏心も設定） |

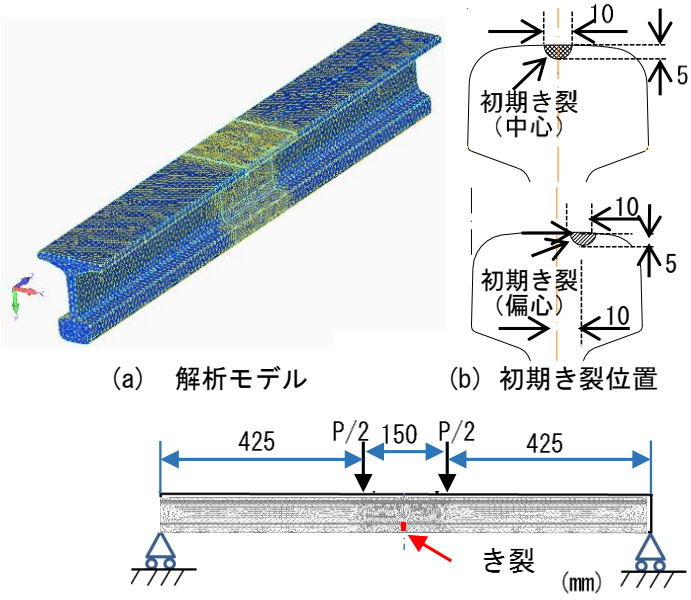
汎用有限要素ソルバーに FINAS/STAR を用いた場合，FINAS/CRACK は FINAS/STAR からの変位結果を用いて，独自に応力・ひずみを再生成し，仮想き裂進展法を利用してエネルギー解放率を算出し，線形破壊力学の理論に基づいて応力拡大係数に換算する．以上により荷重サイクルにおける最大応力拡大係数と最小応力拡大係数を求め，パリス則等のき裂進展則を用いてき裂進展を算出する．これにより評価期間におけるき裂進展量とサイクル数を求めることができる．ただしき裂進展に伴って応力拡大係数も変化するため，き裂を更新しながら汎用有限要素法ソルバーによる応力評価と式(2-3)によるエネルギー解放率の算出を繰り返し行うことが必要となる．

以上のように，き裂先端の応力集中場を考慮可能，かつ，き裂進展の際の応力拡大係数を算出可能である本手法を適応することとした．この手法によって，例えば営業線における鉄道軌道は，各種車両からの列車荷重および軌道（線形，軌道構造等）といった様々な条件下にあり，それに応じて，発生するき裂の傾向も異なるが，そのような条件の横裂進展を予測するにも自動メッシュ機能を備えた簡易に計算可能な本手法は実務上，有効であると考えられる．

### (2)　横裂進展試験のシミュレーション

ヘッドダウンで支持したレールの横裂進展試験を模擬した解析を実施した．解析概要を図 2-12 に，解析条件を表 2-3 に示す．本解析では前述した支点間隔 1000 mm，載荷間隔 150 mm の片振り 4 点曲げの頭部横裂進展試験を模擬した．50 kgN レールをモデル化し，載荷支点間をメッシュサイズ 5 mm，それ以外を 10 mm とした四面体二次要素で作成した．荷重はレール長手方向の中心において，レール底部裏から鉛直方向に 121～11kN で繰り返し作用させ，頭部曲げ応力振幅 100 MPa を発生させるようにした．拘束条件は 1000 mm のレール支持位置において上下変位を拘束し，長手方向はレール支持位置の底面中心部 1 点を拘束した．ヤング率 $E$ 及びポアソン比 $\nu$ は，それぞれ，$E$＝2.06×10$^5$ MPa，$\nu$= 0.3 を用いた．また，疲労き裂進展則は，応力比（最小応力/最大応力）$R$ の影響を考慮できる Walker 則 [16]を用いた．

なお，過去の材料試験片でのき裂進展試験 [6]より，レール鋼種によるき裂進展特性の違いは小さいことが示されたため，本解析では普通レールと熱処理レールの材料定数（$C, n, m$）を同等とし，$C$ = 3.85×10$^{-12}$，$n$ = 0.62，$m$= 3.0 とした．初期き裂は図 2-12(b)に示すように，レール長手方向の中心にレール頭頂面に対して垂直で 5 mm 深さの半円とした．き裂の進展方向は，各き裂先端の節点において，初期き裂の円の中心から，半径方向に一定とした．また，パラメータスタディではゲージコーナ側に 10 mm 偏心させた位置にも設定した．残留応力は，前述した MIRS 法による残留応力測定結果より，レール頭頂面から深さ方向に対して新品の普通レールおよび熱処理レールの測定結果を与えた．FINAS/CRACK 上では，応力の重ね合わせにより，各き裂先端の要素に対し，指定した残留応力を適用している．残留応力のパラメータスタディでは頭部の全領域で 50 および 0 MPa に設定した解析も行った．




(a)　解析モデル　　(b) 初期き裂位置

(c)　荷重および拘束条件

図 2-12　横裂進展解析概要

### (3)　解析手法妥当性の検証

まず，モデルの妥当性を検証するために，新品の普通レールを対象とした解析結果と試験結果を比較する．図 2-13 に解析および試験結果における横裂深さ（深さ 10 mm 以上）と載荷回数の関

係を示す．残留応力は，前述した MIRS 法による残留応力測定結果より，新品の普通レールの測定結果を与えた．解析と試験結果の横裂深さの乖離は同じ載荷回数で 5～10%程度であった．図 2-14 に横裂進展速度と載荷回数の関係を示す．解析と試験結果の横裂進展速度の乖離は，載荷回数 30 万回，横裂深さ 20mm 程度において最大で 25%であり，解析は一定の傾向を捉えているといえる．図 2-15 に横裂深さと最大荷重載荷時のき裂先端の応力拡大係数および応力比の関係を示す．レール鋼の疲労破壊靭性 $K_c$（破断に至る応力拡大係数）はおおよそ 40 MPa･m$^{1/2}$ であり [10),11)]，横裂深さ約 22 mm でその値に到達している．これは，横裂進展試験で急速進展領域が混在している領域と合致する．また，応力比は横裂進展試験の場合，残留応力および頭部曲げ応力振幅で決まるが，これを 3.1.3 節で測定した普通レールの残留応力の平均値 66 MPa および試験条件である頭部曲げ応力振幅 100 MPa（最小荷重時の 10 MPa 含む）を用いて応力比に換算すると 0.43 となり，解析は近い値であるといえる．

これにより，本解析手法はレールの横裂進展予測手法として，有効であることがわかった．以下では，本解析手法を用いてパラメータスタディを行い，横裂進展試験とも比較して，横裂進展速度を評価していく．

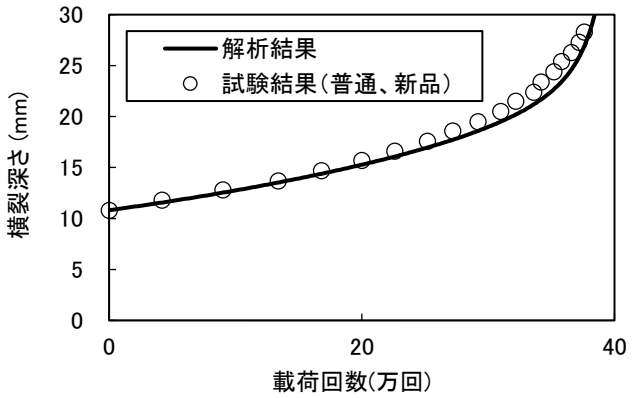



図 2-13　FEM 解析による横裂深さと載荷回数の関係

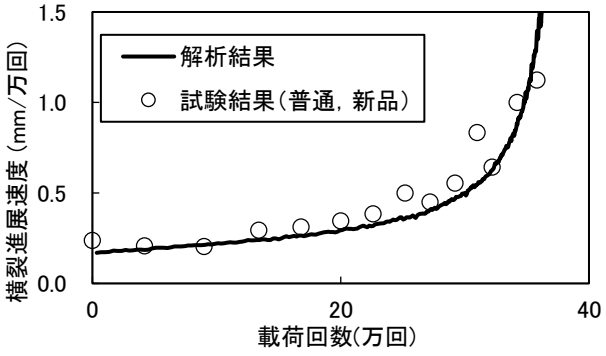



図 2-14　FEM 解析による横裂進展速度と載荷回数の関係

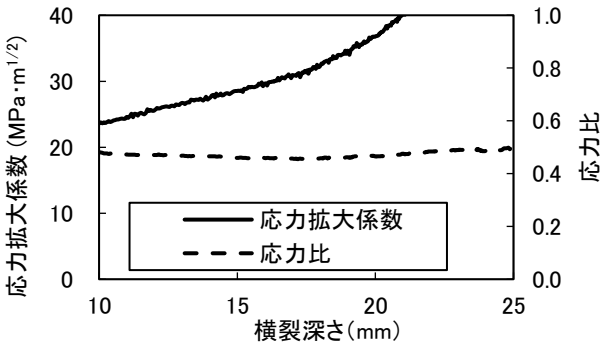



図 2-15　FEM 解析による横裂深さと応力拡大係数および応力比の関係

### (4)　パラメータスタディによる横裂進展特性の評価

本解析手法の有効性が示されたことから，横裂進展特性を評価するために，①残留応力および②横裂位置を変化させて横裂進展試験のシミュレーションを行った．試験結果と合わせて考察するため前者は普通レール，後者は熱処理レールを対象としているので，残留応力は，普通レールおよび熱処理レールでそれぞれ測定された値を設定した．なお，以下では特に言及しない限りは，表 2-3 の解析条件と同様の条件で計算した．

#### a)　残留応力の影響

残留応力が変化することにより，応力比が変化し，横裂進展速度に影響することが考えられる．その影響を評価するために，残留応力を普通レールの測定結果，および，頭部全体において残留応力 50 MPa, 0 MPa という条件で解析を行った．図 2-16 に解析による横裂深さと載荷回数の関係を示す．横裂進展試験結果も残留応力が異なる場合の結果の参考として，新品および経年の普通レールと焼鈍を施した供試体の結果も記載した．残留応力が小さくなることにより，横裂進展速度が小さくなることがわかる．横裂進展試験の焼鈍を施したレールは頭部表面で約 50 MPa，内部で約 0 MPa であることを考慮しても本解析結果は妥当な結果であるといえる．図 2-17 に横裂進展速度と横裂深さの関係を示す．残留応力が測定値の条件の解析結果と比較して，残留応力 0 MPa の条件の結果は，残留応力の影響により，各々の深さにおいて，50%程度，横裂進展速度が遅いことがわかる．図 2-18 に応力比と横裂深さの関係を示す．応力比は解析ケースごとで大きく異なり，残留応力の変化により応力比が変化し，横裂進展速度に影響することがわかる．

#### b)　初期横裂位置の影響

横裂進展試験で示されたようにき裂が偏心した供試体は，中心にき裂がある供試体と比較して浅い位置で破断する．これを解析的に検証するために，試験同様，10mm ゲージコーナ側に初期き裂を設定し解析を行った．横裂深さと載荷回数の関係を図 2-19，横裂進展速度と横裂深さの関係を図 2-20 に示す．き裂の位置を偏心させた解析結果は，横裂深さ 15 mm 以上でき裂の位置が中心の解析結果よりも最大で 80%程度き裂進展速度が速くなる結果を示した．また，応力拡大係数と横裂深さの関係を図 2-21 に示す．前述したようにレール鋼の疲労破壊靭性 $K_c$ はおおよそ 40 MPa･m$^{1/2}$ であり，傷の位置を偏心させた場合には横裂深さ約 20 mm，傷の位置が中心の場合は横裂深さ約 25 mm でその値に到達している．これは，横裂進展試験にて偏心させた場合の限界横裂深さが中心の場合と比較して浅い位置で破断に至る結果となった試験結果と合致する．

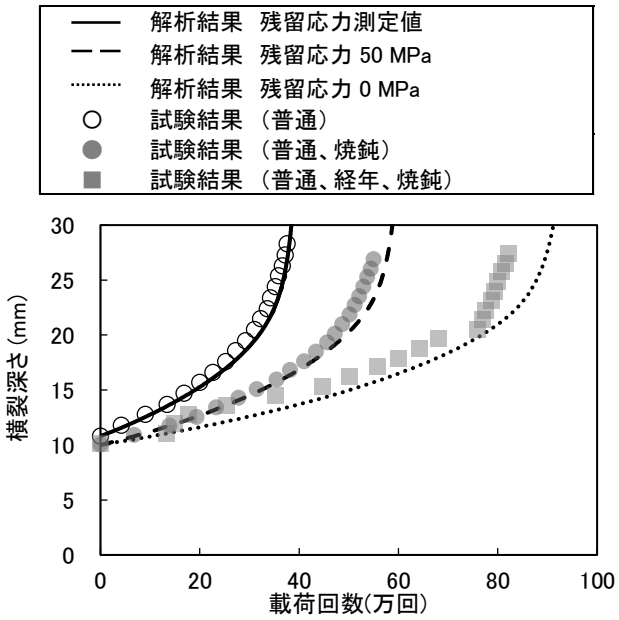



図 2-16　残留応力をパラメータとした解析の横裂深さと載荷回数の関係

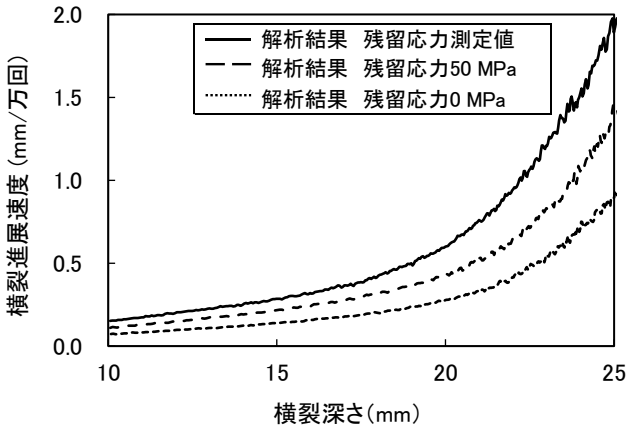



図 2-17　残留応力をパラメータとした解析の横裂進展速度と載荷回数の関係

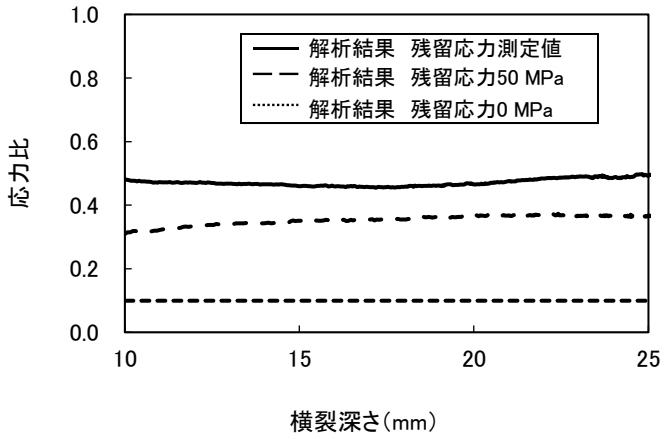



図 2-18　残留応力をパラメータとした解析の横裂深さと応力比の関係

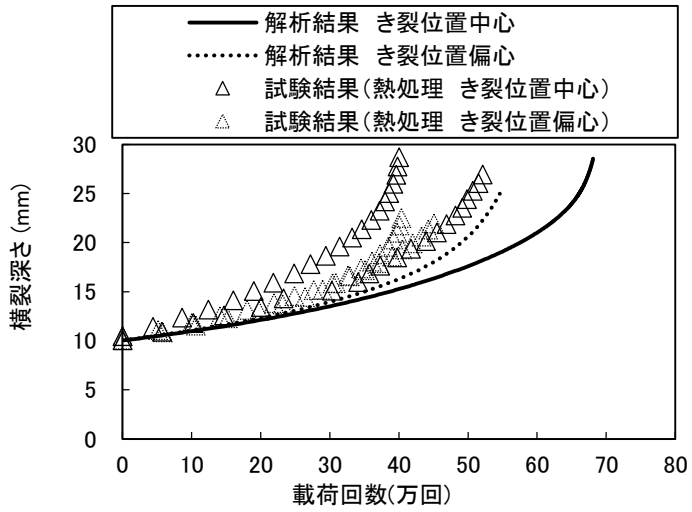



図 2-19　　初期き裂位置を変化させた解析の横裂深さと載荷回数の関係

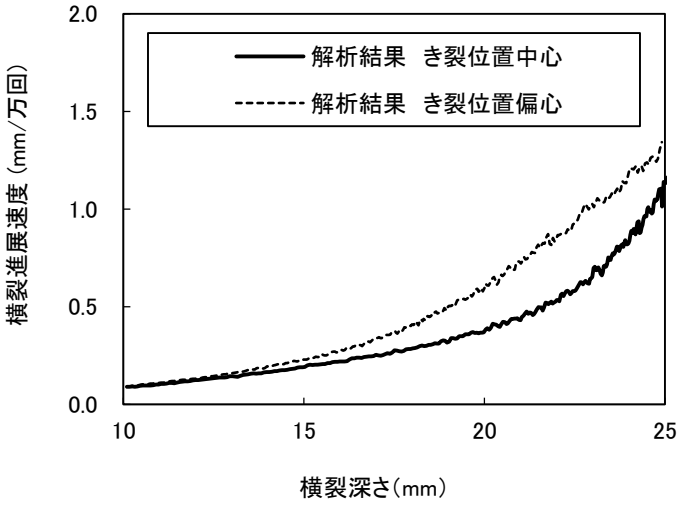



図 2-20　初期き裂位置を変化させた解析の横裂進展速度と横裂深さの関係

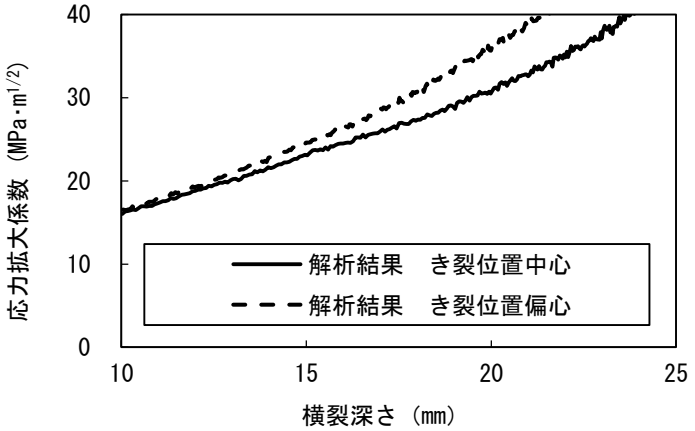



図 2-21　初期き裂位置の応力拡大係数に及ぼす影響

## 2.3 まとめ

レールの頭部に発生する横裂の適正な管理を行うために必要な横裂進展挙動を把握するため，本研究では，鋼種による違いを要素試験で把握し，レール頭部内部の残留応力を測定し，残留応力およびき裂発生位置が横裂進展速度に与える影響を評価した．かつレール形状やき裂先端の特異場を考慮した FEM 解析を実施して，横裂進展に影響する因子を考慮可能な残留応力およびき裂発生位置が横裂進展速度に与える影響を評価した． 以上に得られた成果をまとめて示す．

(1) 人工傷を設置した各種実レールに対し，頭部下の横裂進展試験を実施し，横裂進展速度を把握するとともに，進展速度に影響を与える因子の評価を行った．鋼種の違いで進展傾向や横裂進展速度に顕著な差異はみられなかった．レール頭部の残留応力を低減させた焼鈍を施した普通レールの横裂進展速度は非処理品と比べて遅い傾向を示し，残留応力の影響が示唆された．熱処理レールに対し，ゲージコーナき裂を想定して人工傷をレール頭頂面中心から 10mm 偏心させた供試体の試験結果は比較的浅い位置で破断に至る結果となった．

(2) MIRS 法と呼ばれる金属内部の残留応力を測定する手法により各種レール頭部内部の残留応力を測定した．全体として，深さ 10～30mm では最大で 190MPa 程度の引張の残留応力が発生していた．どの経年のレールにおいても頭部表面近傍で 100 MPa 以上の圧縮残留応力が大きく発生していた．今回測定した経年の普通レールは新品と比較すると頭部内部でも平均して 40MPa 程度の小さな残留応力となっていた．経年の熱処理レールは頭部表面では 200MPa 以上の大きな圧縮の残留応力が発生した．累積通過トン数による影響は不明だが，荷重履歴によって大きく頭部内部の残留応力が変化するケースもあることがわかる．

(3) レールの実形状を模擬したモデルを用いて，き裂先端の応力集中場を考慮可能，かつ，き裂進展の際の応力拡大係数および応力比を考慮可能で自動メッシュ機能を備えた有限要素法による横裂進展試験のシミュレーションを実施した．試験結果と解析結果を比較した結果，横裂進展速度の乖離は，同じ深さにおいて最大で 25%であったが，概ね整合し本手法の有効性を示した．横裂進展速度に影響することが考えられる①残留応力および②初期横裂位置，これらの影響を評価した．測定した残留応力を考慮した解析結果と比較して，考慮しない場合は同じ深さで 50%程度横裂進展速度が遅くなり，レール断面方向において中心から 10mm 偏心させた解析結果は，中心の場合と比較して最大で 80%程度横裂進展速度が速くなることを示した．レール断面方向において，横裂の位置が異なることにより，レール破断に至る横裂深さが異なることを明らかにした．

ここでの FEM 解析で精度よく頭部横裂進展が推定できたことから，これを予測手法として各種条件を考慮した横裂進展予測を今後行っていく．また，今回得られた知見は，実務としても，たとえば曲線で発生するゲージコーナき裂と呼ばれる横裂においては，横裂発生位置の影響により，破断に至る限界深さが従来のシェリングからの横裂に比べて浅いことを考慮して，早めの処置を実施することを推奨する等の提言を行っていく．

2 章の参考文献

1) 白鳥正樹：数値破壊力学，実教出版，1980.

2) Walker, K.：The Effect of Stress Ratio During Crack Propagation and Fa tigue for 2024-T3 and 7075-T6 Aluminum，ASTM STP 462，Amer-ican Society for Testing and Materials，1970.

3) ASTM E647：Standard Test Method for Measurement of Fatigue Crack Growth Rates，ASTM International, West Conshohocken, PA, 2015

4) 新版軌道材料編集員会：新版軌道材料，pp.78-83，2011.

5) M Dhanasekar：High speed detection of broken rails, rail cracks and surface faults，An Australian Government Initiative，pp.9-11，2011.

6) 細田充，弟子丸将，片岡宏夫，小谷隼：レール頭部横裂の進展予測手法の構築，鉄道力学シンポジウム，No.16，pp.31-36， 2012.

7) 永井卓也：改良型深穴穿孔法による内部残留応力測定，検査技術，No.21-6，pp. 64-67，2016.

8) Deshimaru.T，Kataoka.H，Hosoda.M：Eperimental Study on the Pre-diction Method of Transverse Crack Growth Rate，International Heavy Haul Association Conference，2011.

9) 細田充，水谷淳，兼松義一，片岡宏夫，山本隆一：熱処理レールの横裂進展試験によるき裂進展速度の評価，鉄道力学シンポジウム，No.22，pp.179-186，2018.

10)西田新一, 浦島親行, 桝本弘毅: レール鋼の疲労き裂伝ぱ過程における残留応力の影響, 材料, No.32-352，pp.57-63，1983.

11)越智保雄，A.J.McEvily : 数種のレール鋼における疲労き裂伝ぱ特性および破壊靭性特性の評価, 日本機械学会論文集(A 編)，No.53-491，pp.1273-1280，1987.

12)Newman, J.C. and Raju, I.S.: Stress-intensity factorequations for cracks in three-dimentional finite bodiessubjected to tension and bending loads, NASA TechnicalMemorandum 85793, 1984.

13)Horst G. Delorenzi：Energy release rate calculations by the finite element method，Engineering Fracture Mechanics，No 21-1，pp.129-143，1985.

14)http://www.engineering-eye.com/FINAS_CRACK/

15)http://www.engineering-eye.com/FINAS_STAR/

## ３．レール底部の横裂による疲労破壊に影響する因子の解明および予測

本章では，レール底部からの横裂による疲労破壊を予測するため，実際の営業線で使用されている経年レールの疲労強度に影響する因子について，室内試験で評価した．

まず，疲労試験方法の違いによる影響を検討するため，これまで実施してきた実レールによる疲労試験 [1)]および要素試験体による平面曲げの疲労試験の結果を整理し，さらに要素試験体による一様引張の疲労試験を実施した．また，表面の粗さや介在物の大きさを表す指標として用いられるき裂面積の平方根$\sqrt{area}$や表面粗さのパラメータである最大高さ $R_z$（以下，「最大高さ粗さ」という）より，レール底面の錆肌による表面の腐食孔の程度を定量評価し，これらのデータを用いて疲労試験結果を破壊力学的な観点で考察した．さらには，疲労試験結果および$\sqrt{area}$や最大高さ粗さをパラメータとした簡易な推定式から経年の実レールの疲労限度を予測する手法を提案した．最後に，これらの結果を用いて経年レールの高繰り返し数領域の疲労強度を推定した．具体的には，以下の流れで検討を実施した．

(1) 実レールの疲労試験および経年レールから切り出した要素試験体による疲労試験結果を整理した．
(2) 経年レールの底部の錆肌による腐食孔を$\sqrt{area}$および最大高さ粗さで整理した．
(3) $\sqrt{area}$や最大高さ粗さをパラメータとし，かつ，実レールおよび要素試験体の形状を考慮して，応力拡大係数を算出し，疲労試験結果に対し破壊力学的な考察を行なった．
(4) 各疲労試験結果および$\sqrt{area}$や最大高さ粗さをパラメータとした推定式から簡易に経年レールの疲労限度を予測する手法を提案した．
(5) 湿潤状態の平面曲げ疲労試験結果から，経年レールの高繰り返し数領域の疲労強度を推定した．

### 3.1　レール底部の横裂による疲労破壊に影響する因子の解明

#### 3.1.1　S-N 曲線，疲労限度，$\sqrt{area}$ および疲労強度設計 [2)]

レール底部の横裂による疲労破壊すなわち疲労強度を評価する場合の一般的な指標として S-N 曲線および疲労限度がある．材料が繰返し応力を受けるとき，材料の疲労により，き裂が発生，進展して，ある繰返し数で破壊に至る．応力が小さくなるに伴い，材料が疲労破壊までに至る荷重の繰り返し数は増え，長寿命となる．このような繰返し応力の大きさと荷重繰返し数の関係を表したのが S-N 曲線である．S-N 曲線で，負荷応力を下げていくと $10^6$ ～$10^7$ 回で曲線が折れ曲がって水平となり，無限回繰り返しても破壊に至らなくなる繰返し応力の下限値が存在する場合がある．この時の応力を疲労限度と呼ぶ．疲労限度は必ずしも，全ての材料に存在するものではない．

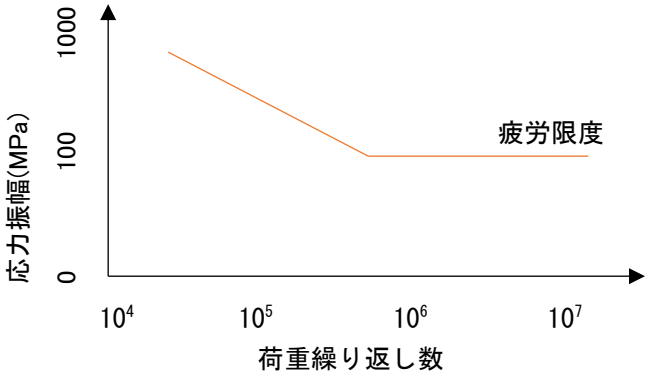



図 3-1　S-N 曲線および疲労限度

疲労限度は，き裂の発生限度ではなく，き裂が発生して破壊する限度である．前者と後者では数%差異があることが知られており，き裂が発生しても停留し破断に至らないこともある．また，疲労限度は荷重の載荷方法や供試体の寸法で材料中の応力状態が変化することで異なる．さらに平均応力の大きさによっても異なる．疲労試験では平均応力 0 の両振り応力，または最少応力あるいは最大応力 0 の片振り応力による試験が採用されることが多い．本研究では，特に言及しない限り，疲労試験においては片振り応力で整理している．

一般的に疲労試験で使用される試験片は平滑材（切り欠き等のない理想的な材料）を用いるが，平滑材の疲労限度は，引張強さや硬さなどの材料特性と相関がある．材料の引張強さから平滑材の疲労限度を予測する式として，次の式が知られている．

$\sigma_{w0} = 0.5\,\sigma_B$ (3-1)

ここで，$\sigma_{w0}$：平滑材の疲労限度，$\sigma_B$：引張強さ

また，ビッカース硬さによる予測式としては，次式が知られている．

$\sigma_{w0} = 1.6Hv$ (3-2)

ここで，Hv：ビッカース硬さ

欠陥を有する場合，1 mm 以下の微小なサイズの欠陥を有する場合でも疲労限度が低下する．微小欠陥や微小き裂，非金属介在物を有する金属材料についての疲労限度の予測式が，村上らにより提案されている [2)]．

$$\sigma_\omega = \frac{1.43(H_v + 120)}{(\sqrt{area})^{1/6}} \quad (3\text{-}3)$$

$\sqrt{area}$ とビッカース硬さ $H_v$ をパラメータとした疲労限度 $\sigma_\omega$ の推定式は以下の通りである．

ここで，area：欠陥を最大主応力方向に投影した投影面積であり，その定義の模式図を図 3-2 に示す．係数の 1.43 は，表面欠陥の場合の値であり，欠陥の位置によって変化する．

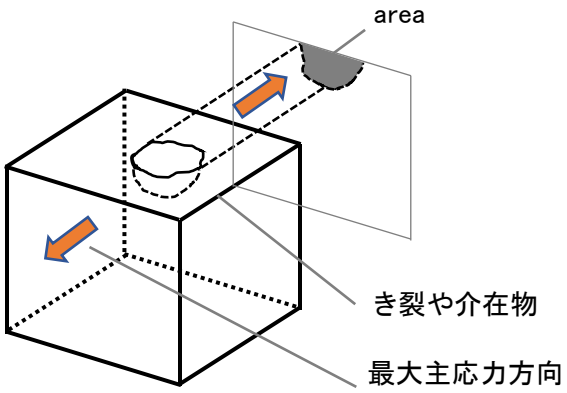



図 3-2　area の定義の概要図

上式の適用範囲の上限としては，欠陥サイズがおおよそ 1mm 程度までとされている．
さらに応力比を考慮する場合は以下の式となる．

$$\sigma_\omega = \frac{1.43(H_v + 120)}{(\sqrt{area})^{1/6}} \cdot \left[\frac{(1-R)}{2}\right]^{\alpha} \tag{3-4}$$

$$\propto = 0.226 + H_v \times 10^{-4} \tag{3-5}$$

ここで，R は応力比（最少応力／最大応力），$\alpha$ は材料定数である．

$\sqrt{area}$ と疲労限度の関係について示したが，き裂の進展を推定するための代表的パラメータである応力拡大係数 $K$ と$\sqrt{area}$の関係は以下のように近似式が提案されている．

$$K_{1\,max} = 0.65\sigma\sqrt{\pi\sqrt{area}} \quad \text{（表面に欠陥が存在する場合）} \tag{3-6}$$

ここで，$K_{1\,max}$はき裂前縁の応力拡大係数$K_1$の最大値である．
さらに，き裂の成長が停留すると考えられる下限界応力拡大係数 $\Delta K_{th}$ と疲労限度$\sigma_\omega$は次元は異なるものの対象とする現象の説明するための指標としては同義である．そのため，$\sqrt{area}$をパラメータとして下限界応力拡大係数 $\Delta K_{th}$ は以下の近似式で求められる．

$$\Delta K_{\mathrm{th}} = 3.3(H_v + 120)(\sqrt{area})^{1/3} \tag{3-7}$$

再度，S-N 曲線に着目する．累積される疲労を評価する考え方として累積疲労損傷則がある．これは，材料の疲労において，物体が変動応力を受けるときに，疲労破壊までの寿命を予測する経験則である．対象となる材料の S-N 曲線における一定応力振幅の繰返し応力 $\sigma_i$ に対する破断繰り返し数を $N_i$ とする．この材料の物体に，$\sigma_i$ が単独で破断繰り返し数以下で $n_i$ 回繰り返されたとき，このときの疲労損傷度を $\Delta D_i$ で表す．

$$\Delta D_{\mathrm{i}} = \frac{n_i}{N_i} \tag{3-8}$$

さらに，様々な異なる応力振幅の k 個の繰返し応力 $\sigma_1, \sigma_2, \ldots\sigma_i, \ldots\sigma_k$ が，それぞれ単独に $n_1, n_2, \ldots n_i, \ldots n_k$ 回繰り返されたとする．この物体に累積した疲労損傷 D を各疲労損傷 $\Delta D_1, \Delta D_2, \ldots\Delta D_i, \ldots\Delta D_k$ を和すれば，

$$D = \sum_{i=1}^{k} \Delta D_i = \sum_{i=1}^{k} \frac{n_i}{N_i} \tag{3-9}$$

となり，D が以下のように 1 に達したときに疲労破壊に至ると考えるのが累積疲労損傷則であり，これをマイナー則(Miner's rule)と呼ぶ．マイナー則では，疲労限度以下の応力振幅については，破断応力は $N_i = \infty$ と考えて疲労損傷に影響を与えないとしている．しかし，変動応力下では疲労限度以下の応力でも疲労損傷を増加させる場合があるため，S-N 曲線の時間強度部分をそのまま直線で疲労限度以下まで延長した修正マイナー則も使用されている．

鉄道レールの設計標準においてもマイナー則を参考に累積疲労損傷則の考え方を用いている．繰返しの列車荷重等でレールに発生する応力の繰り返しを蓄積される疲労と考え適用している．マイナー則と修正マイナー則の中間的な中間マイナー則を採用[1)]している．但し，これらは経験的に決められたもので，その精度には課題が残る．

### 3.1.2 実レールの曲げ疲労試験[1)]

過去の実レールの疲労試験では，使用履歴のあるレールを収集し，表 3-1 の試験条件で，図 3-3 のようにスパン 1,300 mm でレール曲げ疲労試験機に据え付け，乾燥状態で片振りによる 4 点曲げで試験を行っている．載荷周波数は最大で 3Hz，応力比（最小応力/最大応力）は R＝0.09～0.19 である．載荷点および支持部でのフレッティング疲労（試験体と試験機の各接点との間に発生する微細な相対すべりにより生じる疲労破壊）を防止するため，各接点は回転可能なローラーとしている．試験結果は 1 章の図 1-6 に示した通りであり，載荷繰り返し数 200 万回を境に 220～240 MPa の応力全振幅で破断，未破断が分かれ，この試験における疲労限度であることを示している．

表 3-1　レール曲げ疲労試験条件

| 試験方法 | 4 点曲げ |
|---|---|
| レール底部における最小応力 | 30 MPa |
| 応力振幅 | 1.0～3.0Hz |
| 応力全振幅 | 160～340 MPa |
| 応力比 | 0.09～0.19 |

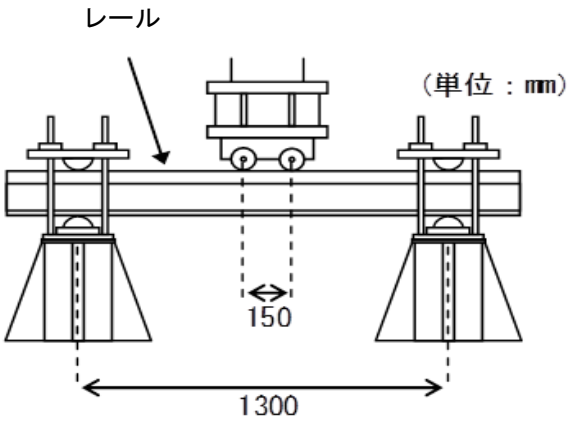
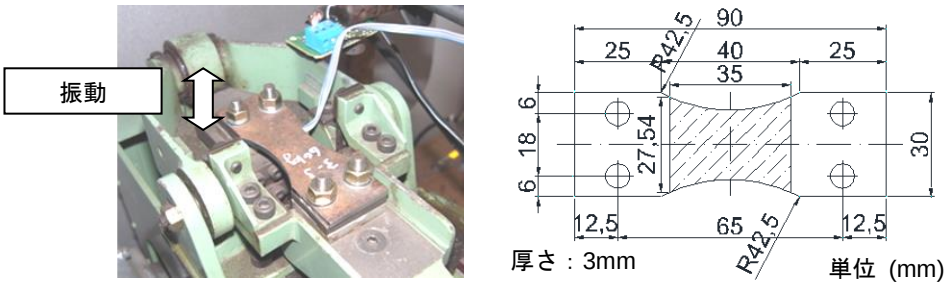



図 3-3　実レールの曲げ疲労試験

### 3.1.3　要素試験体による平面曲げの疲労試験

平面曲げの疲労試験は，図 3-4 のように経年レール底面から 3 mm 厚さで切り出した要素試験体の片面を錆肌ままとし，錆肌ままであるレール底面が引張側となるように試験機に据え付け，レールの底部曲げの疲労破壊を発生させる目的で試験が実施されている．載荷周波数は 20～25 Hz，応力比 R = 0 である．試験体は在来線から撤去した累積通過トン数約 6 億トンの在来線のレールである．

図 3-5 に試験結果を示す．図 3-5 には実レールの曲げ疲労試験結果による S-N 曲線も併せて記載している．要素試験体の乾燥状態での 200 万回時間強度は 360 MPa 程度であり，実レールのそれが 220～240 MPa 程度であるのに対して，高い疲労強度を示している．また，360 MPa より低い応力全振幅では載荷繰り返し数 5,000 万回で破断に至らなかった．また，実レールの試験と比較して時間強度は，30%程度大きくなる結果となった．




(a) 試験の概観　　(b) 供試体の寸法

図 3-4 要素試験体による平面曲げ試験

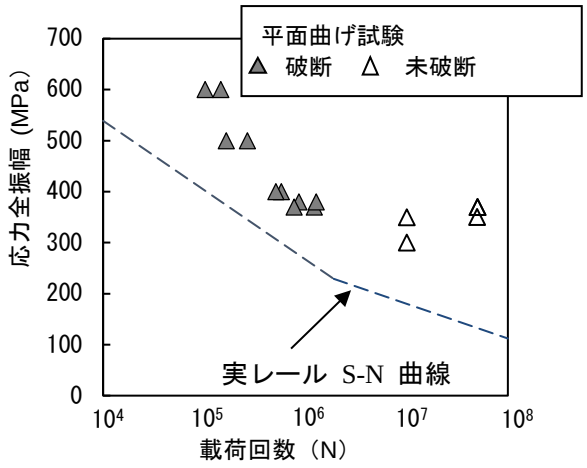
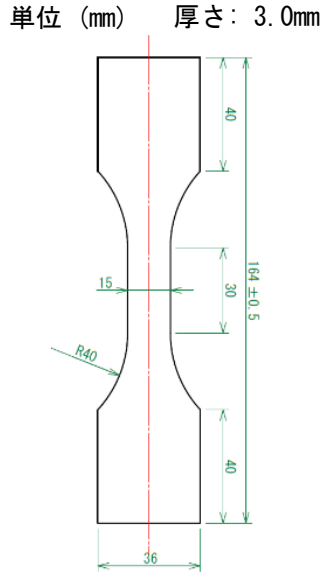



図 3-5　平面曲げの疲労試験結果

### 3.1.4　要素試験体による一様引張の疲労試験

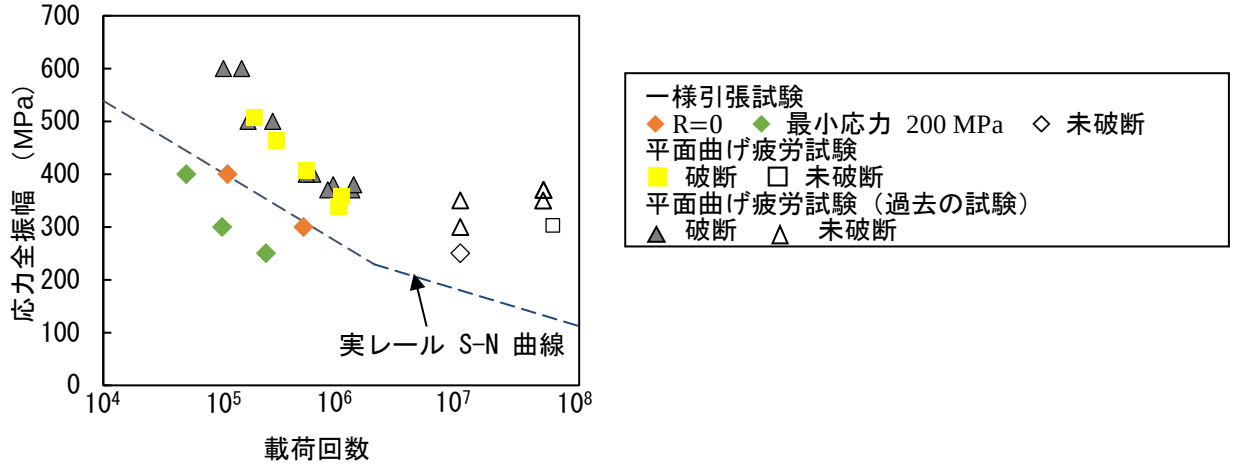
本研究では疲労試験方法の違いによる疲労強度への影響を検討するため，要素試験体による一様引張の疲労試験も実施した．試験体は新幹線で 8 億トン使用された経年レールの底面から切り出し，片面は錆肌ままとした．試験体サイズは，平面曲げの疲労試験と同様の厚さ 3 mm とした．載荷周波数は 20 Hz である．また，応力比は R = 0 に設定したものと，実レールの底部に発生している残留応力を考慮して最小応力 200 MPa(R = 0.33～0.44)で設定したものとした．試験結果を図 3-6 に示す．応力比 R = 0 の試験結果は，ほぼ実レールの S-N 曲線上にプロットされた．また，応力全振幅 250 MPa で実施した試験は未破断であった．最小応力 200 MPa として実施した結果は，応力全振幅 250 MPa でも破断し，かつ，応力比 R = 0（最小応力 0 MPa）の試験で破断した応力全振幅の試験結果と比較して，少ない載荷回数で破断する結果となった．なお，今回試験した試験体が切り出されたレール底部から，別途試験体を作成し平面曲げの疲労試験も実施したが，図 3-6 でプロットしたように，3.1.3 節の平面曲げの疲労試験結果と同様なものとなっていた．






(a) 試験の概観　　(b) 要素試験体

図3-6　一様引張の疲労試験




(c) 試験結果

図3-6　一様引張の疲労試験

### 3.1.5　レール底部の表面の腐食孔の評価および試験方法の違いにおける疲労強度への影響

疲労強度に対する破壊力学的な考察を行うため，今回試験を実施したレールの表面状態を表面欠陥や介在物の大きさの指標である$\sqrt{area}$，腐食孔の深さおよび最大高さ粗さを用いて評価した．

測定は平面曲げおよび一様引張の疲労試験後の要素試験体に対し実施した．電子顕微鏡（SEM）で各試験体の疲労試験後のき裂発生部近傍の$\sqrt{area}$を測定した．腐食孔は引張応力が発生する面に不均一に発生しているため$\sqrt{area}$の範囲を決めるに際し，以下の点を考慮した．

① 今回疲労試験を実施した試験体破面の表面部における腐食孔の状況を観察した結果，腐食孔の凹の底面幅および隣接する腐食孔の凹の間隔がそれぞれ約 1mm と判断し，その値を目安として範囲を定めた．

② ①の前提のもと，隣接する腐食孔の凹と凹の中間位置を区切ることとした．

③ ①②で決まる腐食孔の凹の両左右から直線で結び，底面とした．

また，$\sqrt{area}$を求める際にその領域における腐食孔の深さも算出することした．図 3-7 に SEM による$\sqrt{area}$および腐食孔の深さの測定例を，図 3-8 に$\sqrt{area}$と腐食孔の深さの関係を示す．$\sqrt{area}$の値は 300～1000 μm，腐食孔の深さは 0.15～0.5 mm の範囲である．腐食孔の深さと$\sqrt{area}$の間には一定の相関がある．黒皮の状態の新品レールに対しても測定を行ったところ，$\sqrt{area}$は 200 μm 以下，表面の傷は 0.1 mm 以下であった．さらに，本論文で対象としているレール底面の腐食孔は浅く，かつ全面的に存在しているが，そのような場合の$\sqrt{area}$を算定するための予測式が過去に提案されている [2)]．

$$\sqrt{area} = \sqrt{10}a \quad \text{（浅い腐食孔が単一で存在する場合）} \tag{3-10}$$

$$\sqrt{area}/2b = 2.97(a/2b) - 3.51(a/2b)^2 - 9.74(a/2b)^3 \quad \text{（全面的に腐食孔が存在する場合）} \tag{3-11}$$

ここで $a$ が腐食孔の深さ，$b$ が全面的に腐食孔が存在する場合の隣接する腐食孔の間隔である．今回の $b$ の値は SEM による測定結果を参考に 1mm とした．測定における$\sqrt{area}$の範囲や $b$ の値は目視で判断しているため，誤差が含む可能性はあるが村上らが提案した (3-10)の式は，$\sqrt{area}$の算出において，深さに対する幅の値が大きくなっても，深さと幅の比が 1:5 程度の値から概ね

飽和することを考慮し，$\sqrt{area}$を安全側に評価するものであるから，ここで懸念される誤差も，この式を用いることで包含されるものと考えられる．

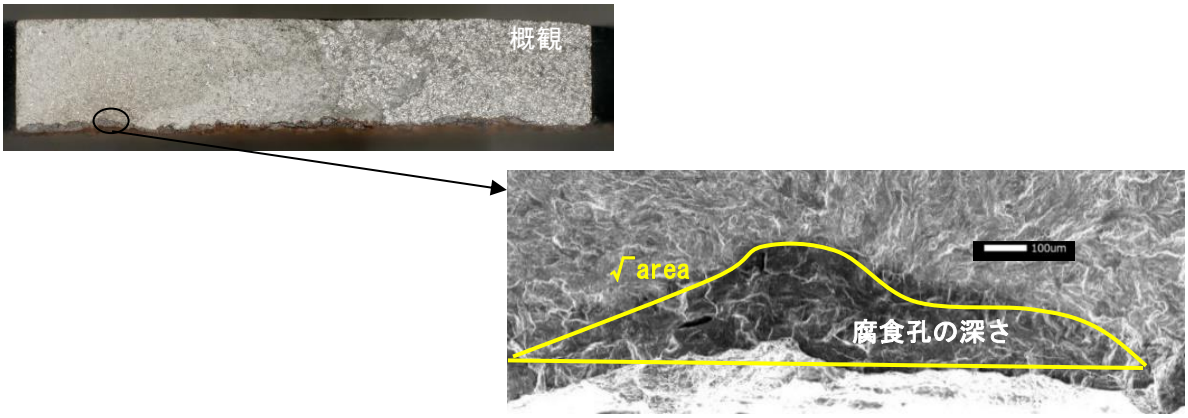



図 3-7 $\sqrt{area}$ および腐食孔深さの測定例

図 3-8 には上記の 2 式で算定される値も記載した．本結果より，予測式による算定結果は測定値より大きい値となり，応力拡大係数等に換算する場合にも大きくなるため安全側の評価ができる．また，マイクロスコープ（キーエンス VHX 7000）により最大高さ粗さを測定した．最大高さ粗さは，図 3-9 に示すように，き裂発生位置を中心として試験体長さ方向（図 3-9 の x 方向）30 mm の範囲において，図 3-10 の y 方向の 10 mm を基準長さとして最大高さ $R_z$ を 30 回測定した．図 3-11 に新品レールと経年レールの最大高さ粗さとその頻度分布を示す．経年レールは各試験体で頻度分布 50%の最大高さ粗さが最小および最大であった 2 例を記載している．経年レールの方が新品レールと比較して最大高さ粗さが大きく，かつ存在する粗さの範囲も広いことがわかる．最大高さ粗さは，上述の破断面観察で得た腐食孔の深さと同程度の範囲にあり，経年レールの底部の腐食孔を評価する際に最大高さ粗さを腐食孔の深さの評価指標としてよいと考えられる．なお，既往の研究においても$\sqrt{area}$と最大高さ粗さの一定の相関性について示されている [3]．以上より$\sqrt{area}$に加え比較的測定が容易な最大高さ粗さも評価に用いることとする．

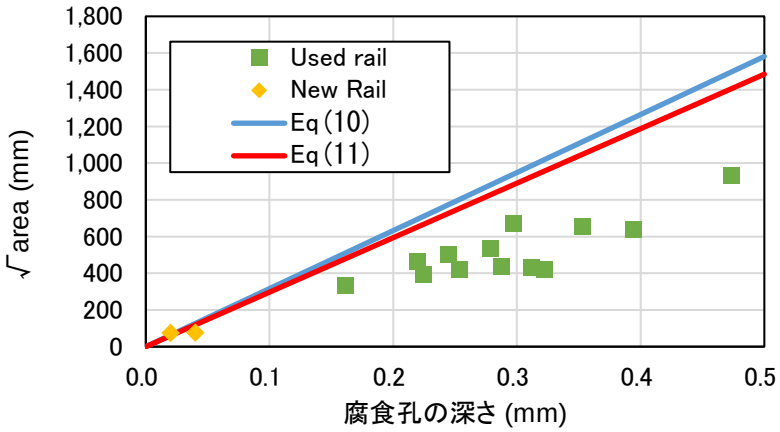



図 3-8 $\sqrt{area}$と腐食孔深さの関係

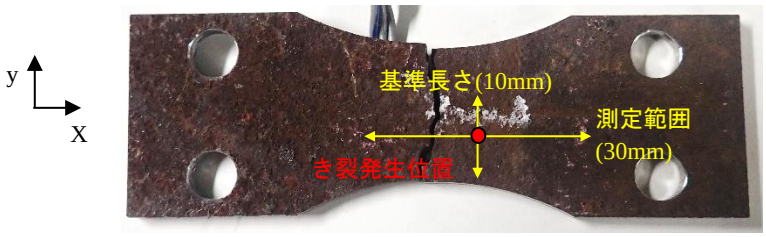



図 3-9　マイクロスコープによる最大高さ粗さの測定範囲

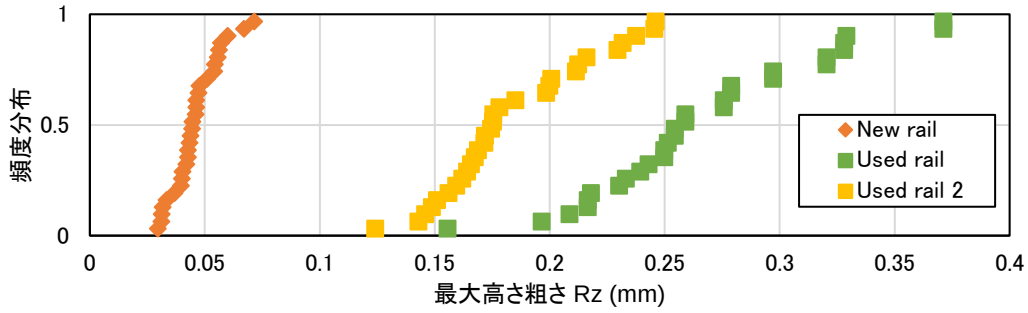



図 3-10　経年レールおよび新品レールの頻度分布と最大高さ粗さの関係

上記した$\sqrt{area}$および最大高さ粗さ等をパラメータとして応力拡大係数を算出し，試験法の違いによる疲労強度への影響について考察する．

試験体に一様方向の引張応力が発生している場合，表面に存在する$\sqrt{area}$とき裂前縁の応力拡大係数$K_1$の最大値$K_{1\,max}$の近似式は以下のようになる．

$$K_{1\,max} = 0.65\sigma\sqrt{\pi\sqrt{area}} \tag{3-12}$$

実レールの疲労試験および平面曲げの疲労試験では，図 3-9 に示すようにき裂に対する応力勾配が異なるため，その影響で疲労試験方法によって結果が異なったと想定される．そこで，(3-17)の式および応力拡大係数の算定に広く用いられている Newman-Raju の式[4]を用いて，実レールおよび要素試験体を直方体と想定した場合の応力拡大係数の算出を行った．

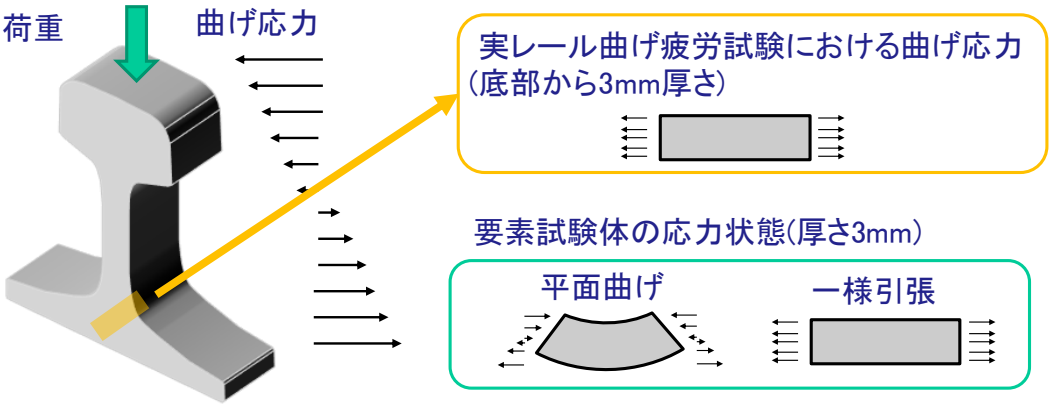



図 3-11　レール曲げ疲労試験と要素試験体による疲労試験の応力の概観図

算出にあたり想定した要素試験体のサイズは平面曲げの疲労試験の試験体の高さ 3 mm×板幅 18 mm および一様引張の疲労試験の試験体の高さ 3 mm×板幅 15 mm とした．実レールは 60 kg レールの寸法の高さ 173 mm×板幅 145 mm で想定して算出した．また，平面曲げの疲労試験の場合は試験体高さが変化した場合を想定して，高さ 10 mm×板幅 18 mm でも参考に算定を行った．実レールおよび平面曲げの疲労試験を想定した場合は曲げ応力，一様引張の疲労試験は引張応力を付与した場合の応力拡大係数を Newman-Raju の式で算定することとした．想定するき裂のサイズは先に測定した$\sqrt{area}$ 300～1000 μm の値を対象として，形状も SEM で得られた結果を参考に深さと幅の比が 1:5 の楕円とした．前述したが深さに対する幅の値が大きくなっても，$\sqrt{area}$を算出する場合，1:5 程度の値から大きく変化しないことが知られている [5]．応力拡大係数の評価は寸法および応力勾配による違いを明確にするために正規化し以下の値 F で評価した．

$$F = \frac{K_1}{\sigma\sqrt{\pi\sqrt{area}}} \tag{3-13}$$

算定結果を図 3-12 に示す．応力拡大係数の算定の観測点は，図に示すようにき裂の前縁における応力拡大係数が最大となる深さ方向の前縁 A とした．特に疲労限度はき裂前縁の応力拡大係数の最大値で評価することが知られている．また，平面曲げの疲労試験後の試験体を対象とした磁粉探傷検査結果である図 3-13 に示すように，き裂の幅方向，すなわち，表面のみにき裂が進展することがあるものの，深さ方向に進展していない場合破断しなかったのも，深さ方向の前縁 A を応力拡大係数の評価の観測点とした一因である．なお，表面のみにき裂が進展したケースは過去実施した水分滴下した平面曲げの疲労試験後の試験体でその傾向が顕著であった．

計算結果をみると，試験体サイズ高さ 3 mm×幅 18 mm の平面曲げの場合，$\sqrt{area}$ が大きくなるにつれ応力拡大係数への係数 F が小さくなる傾向となり，実レールを想定して応力拡大係数を算出した場合と大きく傾向が異なっているのがわかる．そのため平面曲げの疲労試験では，実レールの曲げ疲労試験の疲労強度と大きく異なったことが推定される．なお，平面曲げの疲労試験の場合，試験体高さ 10 mm の推定結果では，高さ 3 mm の推定結果と比較し，実レールの応力拡大係数の発生傾向と近いものとなっている．

一様引張の疲労試験の場合，実レールで想定した曲げの応力拡大係数の算出結果と同様な値となっている．このため，実レールの曲げ疲労試験結果と，一様引張の疲労試験結果が，平面曲げの疲労試験結果よりも近い結果となったと考えられる．また，式(3-3)とも同様な算定結果となった．

但し，疲労限度の評価においては，さらに実レールと要素試験体の寸法の違いによる影響を，残留応力および$\sqrt{area}$の大きさの観点で議論する必要があり，以下ではこれらについて考察する．

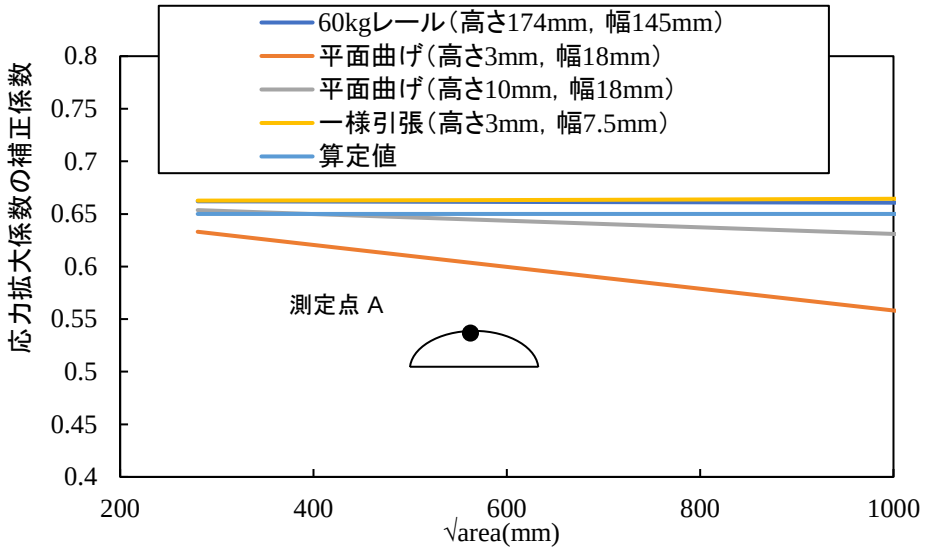
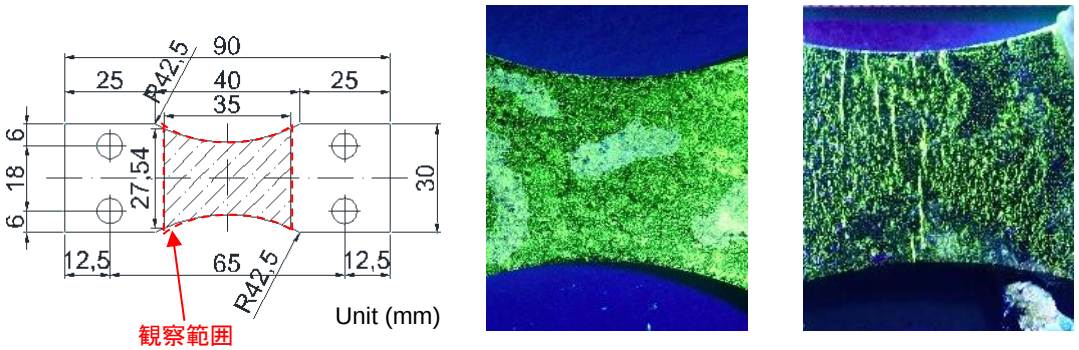



図 3-12　応力拡大係数の補正係数および$\sqrt{area}$の関係




（a）平面曲げ疲労試験の観察範囲　　（b）載荷前　　（c）載荷後（湿潤状態）

図 3-13 平面曲げの疲労試験後の試験体を対象とした磁粉探傷検査結果

### 3.2　$\sqrt{area}$，最大高さ粗さおよび残留応力をパラメータとした経年レールの疲労限度予測

ここで村上ら [5]に提案されている$\sqrt{area}$による疲労限度の推定式を用いて検討する．$\sqrt{area}$とビッカース硬さ $H_v$ をパラメータとした疲労限度 $\sigma_\omega$の推定式は以下の通りである．

$$\sigma_\omega = \frac{1.43(H_v + 120)}{(\sqrt{area})^{1/6}} \tag{3-14}$$

さらに応力比 $R$（最小応力／最大応力）をパラメータとした関係式が以下のように提案されている．

$$\sigma_\omega = \frac{1.43(H_v + 120)}{(\sqrt{area})^{1/6}} \cdot \left[\frac{(1-R)}{2}\right]^{\alpha} \tag{3-15}$$

$$\propto = 0.226 + H_v \times 10^{-4} \tag{3-16}$$

今回，測定された経年レールの$\sqrt{area}$の平均的な値である 600 μm，普通レールのビッカース硬さ $H_v$ = 235 および応力比 R = 0 としてこの式で計算した場合，$\sigma_\omega$から全振幅に換算して 294 MPa となる．これを図 3-6(c)の一様引張の疲労試験結果と比較した場合，応力比 R = 0 の一様引張の疲労試験において 300 MPa で破断し，250 MPa で未破断であったから，算定結果は妥当であると考えられる．一方，実レールの疲労限度は 220～240 MPa であり，曲げ疲労試験の際の応力比を考慮しても，計算した疲労限度と比較して差異がある．これには，実レールと試験体の寸法の違いによる影響として，具体的には①残留応力および②$\sqrt{area}$が異なっているためであると考えられる．

残留応力を疲労試験の最小応力および最大応力に足し合わせて検討する．過去に実レールのレール底部から今回の要素試験体程度のサイズの数 mm 程度に切り出して測定された引張残留応力は 100～200 MPa 程度であった [6)7)]．それを考慮して算出すると，疲労限度は約 250～270 MPa となる．要素試験体の場合，実レールと比較して残留応力が解放されており，残留応力 0 MPa と仮定した場合，最小応力 200 MPa を付加させて実施した一様引張の疲労試験$\sigma_\omega$は 250 MPa で破断しているため，算定結果と整合する．

一方で実レールの疲労限度は 220～240 MPa であり，さらに小さくなる傾向にある．今回測定した$\sqrt{area}$が要素試験体を対象としていたため，実レールでは，さらに大きな$\sqrt{area}$の腐食孔が発生していた可能性がある．そこで，極値統計解析を用いて，実レールの曲げ疲労試験を実施した際に推定される最大の$\sqrt{area}$の値を算出することとした．その際，より簡便な指標である最大高さ粗さを指標として予測できれば，今後のレール管理においても便利であるため，最大高さ粗さを$\sqrt{area}$に換算して算定を行った．手順は以下の通りである．

① 実レールの曲げ疲労試験で存在すると想定される最大高さ粗さを，経年レールの要素試験体から測定された最大高さ粗さの測定結果を用いて極値統計解析で推定する．実レールの曲げ疲労試験として予測する領域 $S$ を，公称応力が発生する領域である載荷点幅 150 mm×レールの断面幅 145 mm とする．また，要素試験体の測定した領域 $s$ は 10 mm×30 mm の領域とする．なお，ここでの要素試験体の最大高さ粗さのデータは，図 3-8 で示した頻度分布 50 %の最大高さ粗さが最大の試験体の結果を用いた．

② 要素試験体の最大高さ粗さデータを小さい順に並べ，それぞれ $t_j$($j$ = 1～n)とする．今回の場合，30 個のデータであるため n = 30 となる．式(3-17)，(3-18)を用いて，それぞれの $j$ ($j$ = 1～n)について累積分布関数 $F_j$ および基準化変数 $y_j$ を計算する．

$$F_j = j/(n+1) \times 100 \tag{3-17}$$

$$y_j = -\ln[-\ln\{j/(n+1)\}] \tag{3-18}$$

③ 極値確率用紙の横軸に最大高さ粗さ $t$，縦軸に累積分布関数 $F_j$ もしくは基準化変数 $y_j$ とし，採取したデータをプロットする．推定する基準化変数 $y$，最大高さ粗さ $t_{max}$ について，以下の式から最大高さ粗さ分布直線を最小二乗法を用いて計算する．

$$t_{max} = a \cdot y + b \tag{3-19}$$

$$y = -\ln[-\ln\{(T-1)/T\}] \tag{3-20}$$

$$T = (S+s)/s \tag{3-21}$$

ここで，$T$ は再現期間，$a$，$b$ は最小二乗法で得られる係数である．

④ 式(1)に推定した最大高さ粗さを代入して$\sqrt{area}$を求め，式(3-6)で疲労限度を算定した．

極値統計解析結果を図 3-14 に示す．以上の推定により最大高さ粗さは 0.43 mm となる．さらに実レールの残留応力 100～200MPa であるので，応力比 0.30～0.45 とした場合，疲労限度を予測すると 220～235 MPa となり，実レールの試験結果に整合する．

以上の考察結果をまとめ，最大高さ粗さおよび応力比をパラメータとして実レールの疲労限度（片振幅）を予測すると以下の式となる．

$$\sigma_\omega = \frac{507.7}{(\sqrt{a \times \sqrt{10}})^{1/6}} \cdot \left[\frac{(1-R)}{2}\right]^{0.25} \tag{3-22}$$

式(3-22)による疲労限度推定結果および実レールの疲労試験結果における疲労限度（全振幅）と最大高さ粗さの関係を図 3-15 に示す．実レールの新品レールと経年レールの疲労試験結果は推定式と近い結果となっている．

実際の営業線においてレールに発生している応力から応力比を算定する場合は常時発生している応力として，残留応力に加えレールの温度変化による軸力があり，これらを最小応力とした上で，列車走行時の荷重によるレール底部の発生曲げ応力を応力全振幅として応力比を見積もればよいと判断される．図 3-16 に上記した極値統計解析手法および図 3-14 の最大高さ粗さを算定した場合のパラメータを用いて，実際の営業線の延長を想定し，予測する領域 $S$ を延長 0.001～1000km とした場合に推定される最大高さ粗さを示す．図 3-15 および図 3-16 を参考に想定する各営業線における疲労限度の目安とすることができると考えられる．但し，その精度については，さらにサンプルを増やして検討する必要がある．また，湿潤環境下等の大きな腐食を有する経年レールの本予測の適用可能性については，$\sqrt{area}$の適用可能な最大値が 1000μm 程度であるため，さらに検討を要する．

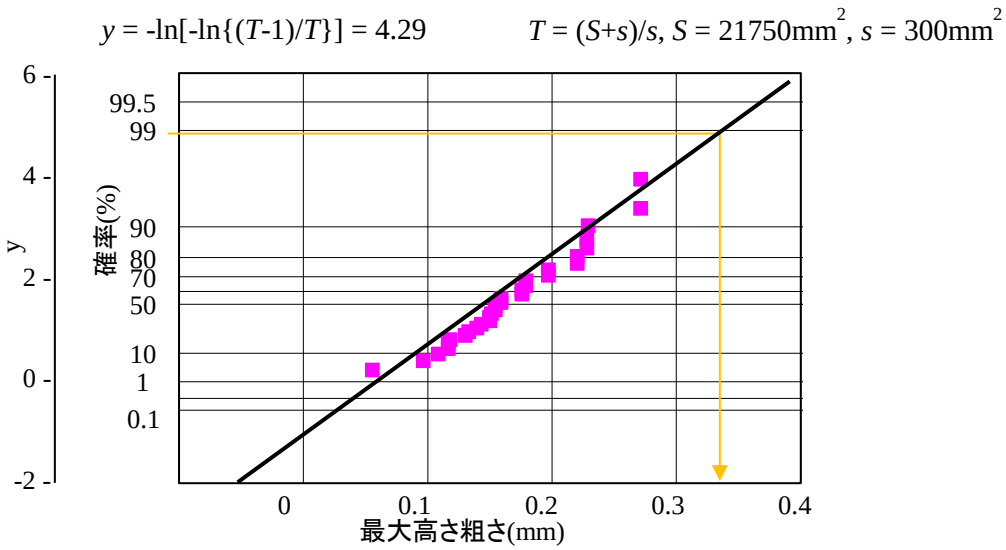



図 3-14 極値統計解析による最大高さ粗さ

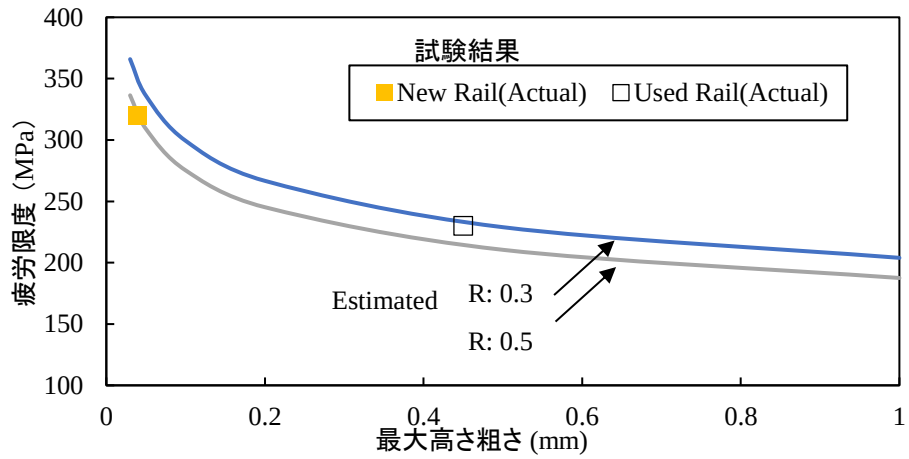



図 3-15 算定結果およびレール曲げ疲労試験における疲労限度と最大高さ粗さの関係

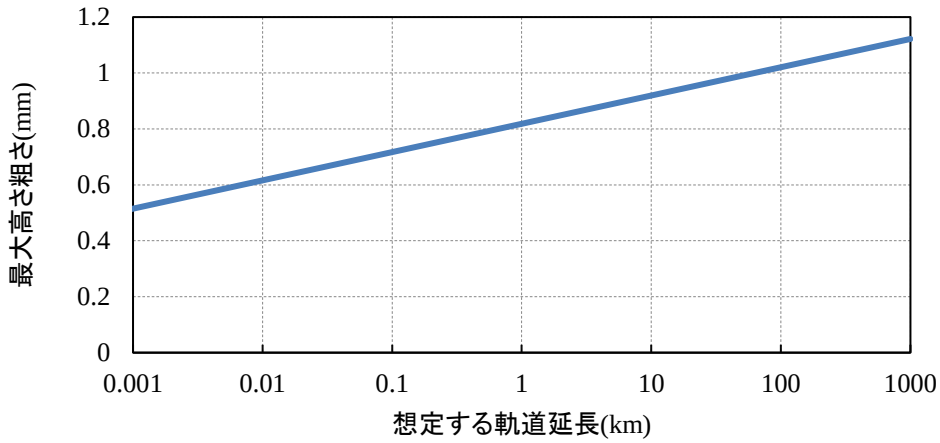



図 3-16 最大高さ粗さと想定する軌道延長の関係

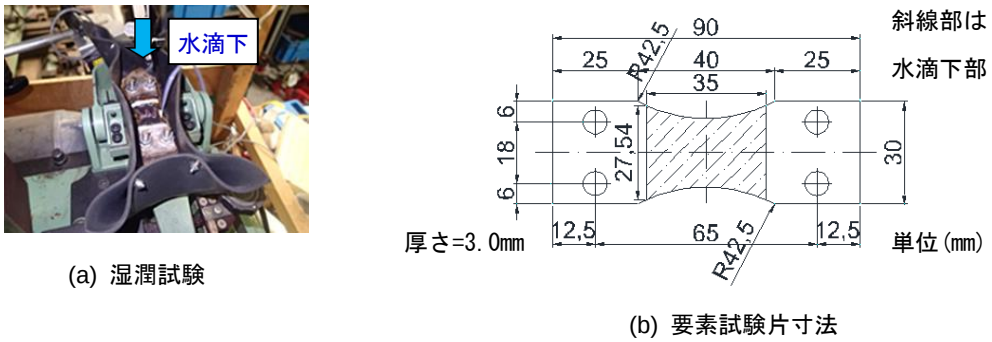
### 3.3 高繰り返し数領域の疲労強度の検討
### （要素試験体による水分滴下した平面曲げ疲労試験結果に関する考察）

以上により試験方法の違いおよび錆肌の腐食孔の疲労強度への影響については評価したが，実軌道では載荷繰り返し数 200 万回よりも高繰り返し領域でレールが使用されており，その載荷回数域での疲労試験の実施例は少ない．これまでは，疲労寿命の評価において高繰り返し数領域での S-N 曲線には中間マイナー則（S-N 曲線の傾きを 1/2 としたマイナー則と修正マイナー則の中間的なもの）を適用してきた．そのため，より高精度な寿命推定を行うためには，より載荷回数の高い領域の条件の試験を行う必要がある．しかし，実レールの試験では載荷周波数が 3Hz 程度に限られ，試験結果を得るのに時間を要するため，要素試験体による高い周波数での試験は有効であると考える．

そこで，高繰り返し数領域の疲労強度を評価するため，平面曲げ疲労試験に着目する．試験方法は，上述した方法とほぼ同様であるが，ここでは実際の敷設環境より厳しい状況を想定し湿潤

状態で本試験を実施した．湿潤状態における試験では，図 3-17(a)に示す斜線部に，水 0.5 $mm^3$ を 12 秒に 1 回ずつ滴下した．

図 3-18 に試験結果を示す．図 3-18 には実レールの曲げ疲労試験結果も併せて記載している．乾燥状態での 200 万回時間強度は 360 $N/mm^2$ 程度であり，実レールのそれが 220～240 $N/mm^2$ 程度であるのに対して，高い時間強度を示している．また，360 $N/mm^2$ より低い応力全振幅では載荷繰り返し数 5,000 万回で破断に至らなかった．一方，湿潤条件下では，270～340 $N/mm^2$ の応力全振幅において 200 万回，250 $N/mm^2$ 近傍にて 2000 万回を超える載荷繰り返し数で破断に至るケースが生じた．また，200 万回以下の載荷繰り返し数では乾燥状態と同程度の結果となった．




(a) 湿潤試験　　(b) 要素試験片寸法

図 3-17　要素試験片の平面曲げ疲労試験の詳細

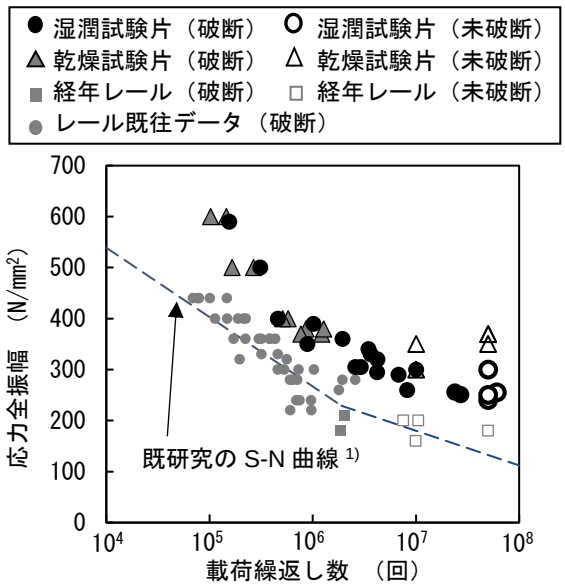



図3-18　要素試験片の平面曲げ疲労試験結果

各種条件の試験結果を比較すると，以下の特徴がみられた．

①平面曲げ疲労試験結果は 200 万回以下の載荷繰り返し数では乾燥状態と湿潤状態で概ね同等であった．

②乾燥状態での平面曲げ疲労試験では 360 N/mm$^2$ より低い応力全振幅にて 200 万回を超える載荷繰り返し数で破断に至らなかったが，湿潤状態では 340 N/mm$^2$ 以下の応力全振幅にて 200 万回を超える載荷繰り返し数で破断に至るケースが生じた．

③実レールの時間強度は，要素試験片の結果に比べて 70%程度小さくなった．

これらについて以下に考察する．

乾燥状態と湿潤状態の平面曲げ疲労試験結果は高周波数の載荷試験上，200 万回以下の載荷繰り返し数では載荷試験時間が短い（約 22 時間）ため，湿潤状態の影響が表れていないと考えられる．

実際のレールは風雨に曝される暴露環境下に数十年間敷設されており，これを試験で厳密に再現することは難しい。湿潤状態を再現した試験は一種の腐食疲労試験となっており，乾燥状態での試験に比べて実態をより反映していると判断した．

また，実レールとの寸法の違いにより応力拡大係数，残留応力および存在する最大粗さが異なるため疲労強度が異なるが，図に示したとおり，その影響は強度にして約 70%である．以上のことから，試験片による試験結果に対し，その 70%の応力全振幅を実レールの時間強度とみなした．

要素試験片の疲労試験結果の 70%の値をプロットし**図 3-19** に示す．また，本研究では高繰り返し領域のレール疲労寿命に着目しているため，200 万回時間強度以下の範囲における S-N 曲線を対象とし，最小二乗法により S-N 曲線を推定した（**図 3-19** 中の赤線）．過去に想定した在来線経年レールの S-N 曲線（破壊確率 50%）[1]と比較すると，200 万回時間強度以下の範囲において，今回の試験結果から得た S-N 曲線が過去の S-N 曲線と比べて若干上回る傾向が認められた．このことからレールの累積通過トン数に基づく現行の交換周期の延伸の可能性が示唆される．

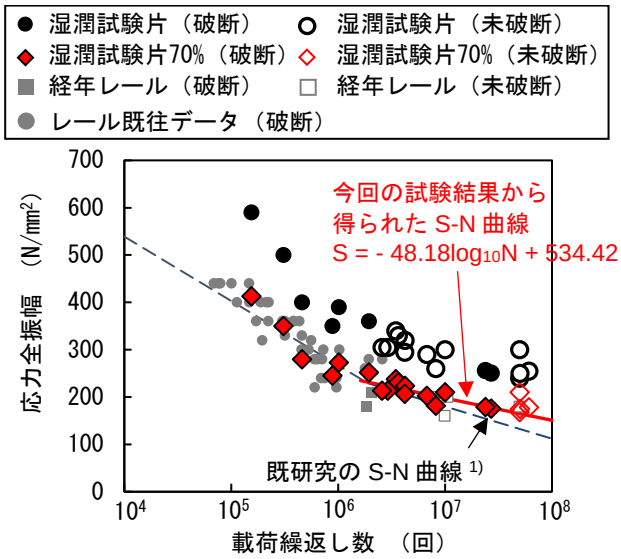



図 3-19　S-N 曲線の比較

## 3.4 まとめ

鉄道の経年レールの疲労強度を推定するために過去に実施された実レールの曲げ疲労試験結果，要素試験体の平面曲げの疲労試験結果および一様引張の疲労試験結果を整理し，その結果の違いについて破壊力学の観点で考察した．また疲労限度に影響するレール底部の錆肌の表面の腐食孔や残留応力を考慮して疲労限度を評価した後，疲労限度の簡易な推定方法を提案した．さらにこれらの結果を考慮して経年レールの高繰り返し数領域の疲労強度を推定した．

(1) 経年の実レールの曲げ疲労試験と，実レール底部から切り出した要素試験体の平面曲げおよび一様引張の疲労試験を実施した結果，それぞれの疲労強度は異なることが認められた．

(2) 経年レールの底部の錆肌により形成される表面の腐食孔の$\sqrt{area}$および表面粗さを測定した．それらをパラメータとし，かつ，各疲労試験の発生応力を考慮して応力拡大係数を推定した結果，各疲労試験方法によって適用する応力拡大係数が異なることを確認し，それが疲労強度に影響していることを示した．

(3) 実レールと要素試験体の寸法の違いが，残留応力および各試験体に存在する表面の腐食孔の大きさに影響を及ぼし，それが疲労限度に影響していることを示した．

(4) 表面粗さに対する極値統計解析による推定結果および残留応力を考慮して簡易に経年レールの疲労限度を予測する方法を提案した．

(5) 湿潤状態の平面曲げ疲労試験結果から，経年レールの高繰り返し数領域の疲労強度を推定した．

3 章の参考文献

1) 弟子丸将，片岡宏夫，阿部則次，大野宗伸：経年ロングレールの疲労寿命推定，鉄道総研報告，Vol.20，No.4(2006)，pp.5-10.

2) 村上敬宜，高橋宏治，山下晃生：疲労強度に及ぼす表面粗さの影響の定量的評価，日本機械学会論文集A編，Vol. 63，No.612(1997)，pp. 1612-1619.

3) 林義一郎，曙紘之，加藤昌彦，菅田淳：ステンレス鋳鋼SCS6水車ランナの疲労強度に及ぼす鋳造欠陥の影響評価，日本機械学会論文集A編，Vol. 77，No. 778(2011)，pp. 947-955.

4) Newman, J.C. and Raju, I.S.：Stress-intensity factor equations for cracks in three-dimentional finite bodies subjected to tension and bending loads, NASA Technical Memorandum,No. 85793(1984).

5) 村上敬宣：金属疲労微小欠陥と介在物の影響(2004)，養賢堂.

6) 阿部則次，松本恒和，60kgレールの残留応力，鉄道技術研究所速報，Vol.87，No.24(1987)，pp.9-10.

7) 西田新一，浦島親行，桝本弘毅，レール鋼の疲労き裂伝ぱ過程における残留応力の影響，材料，Vol.32，No.352(1983)，pp.57-63.

## ４．レール頭頂面凹凸箇所の列車・軌道の動的挙動を推定するための車両運動解析

営業線におけるレール頭部，底部の横裂の進展および破壊する時期を高精度に予測する目的で，それらが存在する箇所，もしくは発生すると想定される箇所を列車が走行した際の列車荷重を算出するために必要な，車両および軌道の挙動を考慮したシミュレーション方法を検討した．特にパラメータとして重要であるのが，頭頂面凹凸および軌道剛性であり，頭頂面凹凸が存在する箇所を列車が走行した場合，列車荷重の変動が発生し，また軌道の剛性の違いによっても列車荷重の変動の応答に影響する．頭部，底部横裂による進展・破壊を評価する箇所は，図 4-1 に示すように，それぞれ単発的もしくは連続的に，頭頂面凹凸が発生，存在する箇所となる．ここでは，軌道に存在する様々な頭頂面凹凸に対して，列車走行時の荷重変動を汎用的にシミュレーション可能とする方法を構築するため，連続的および周期的に発生し，かつこれまでの研究で，車上，地上の営業線での測定結果が豊富な「波状摩耗」といった頭頂面凹凸が発生する箇所を対象に解析手法の検討を行なった．海外では，波状摩耗起因によるシェリングの例等も報告されている[1]．この際，レール頭頂面凹凸，軌道剛性に着目してモデル化し，算出結果と，車上および地上での応答の測定結果を用いて精度の検証を行なった．さらに，予備解析として，単発に凹凸が発生したことを想定したシミュレーションも実施した．

鉄道のレールには，その上を車両が繰返し走行することによって，周期的な頭頂面凹凸が形成されることがある．この周期的な頭頂面凹凸は，「レール波状摩耗」と呼ばれている．このレール波状摩耗が発生すると，車軸の著大な鉛直および水平の荷重変動（以下，前者を「輪重変動」，後者を「横圧変動」という）を引き起こし，沿線への騒音・地盤振動，軌道変位進みおよびレール締結装置の損傷等の軌道部材の劣化を引き起こすことが知られている[2),3)]．レール波状摩耗には幾つかの発生形態があり，その一つに図 4-2 に示すような曲線の外軌側に発生するもの（以下，「外軌波状摩耗」という）がある．この外軌波状摩耗は，まくらぎがコンクリート路盤等の剛な路盤上に敷設されている直結系軌道に多く発生することがわかっている[2),3),4)]が，その詳細な発生・成長メカニズムの解明には至っていない．これまでの研究で，直結系軌道の中で，特にまくらぎ直下の支持剛性が剛な軌道条件において多く発生していることが確認されている．また，軌道検測車の台車の軸箱支持装置に設置した加速度センサより得られる加速度データ（以下,「軸箱加速度」という）の測定結果から軌道の支持剛性の違いが，列車走行時の車両／軌道間の動的相互作用に影響し，外軌波状摩耗の発生・成長に寄与していると考えられる．




図 4-1　頭部横裂の発生が疑われる箇所のレール頭頂面凹凸



(a) 外軌波状摩耗　　(b) 内軌波状摩耗

図 4-2　直結系軌道における波状摩耗の例

そこで，本章では，レール頭頂面凹凸箇所における列車荷重を推定する車両運動シミュレーション手法を構築するために，直結系軌道に発生する外軌波状摩耗を対象として，レール頭頂面凹凸および軌道剛性を考慮した車両運動解析を行い，特に軌道の支持剛性の違いが輪重変動に及ぼす影響について検討を行った．近年，鉄道分野において，列車走行による動的挙動を把握するための有効なツールとして用いられている汎用のマルチボディダイナミクスツールをベースとした車両運動解析 [5]を行った．その際，実際の軌道の梁および弾性的な離散支持構造を簡易な軌道の力学モデルに換算し，車両／軌道間の動的相互作用を評価する解析手法について検討した．解析結果から得られた車両の輪軸の軸箱加速度と，営業車両で測定した軸箱加速度を比較し，解析結果の妥当性を検証した．さらに種々の軌道構造をモデル化し，軌道の支持剛性を変化させ，外軌波状摩耗の発生・成長に関係すると考えられる輪重変動に与える影響について検討した．

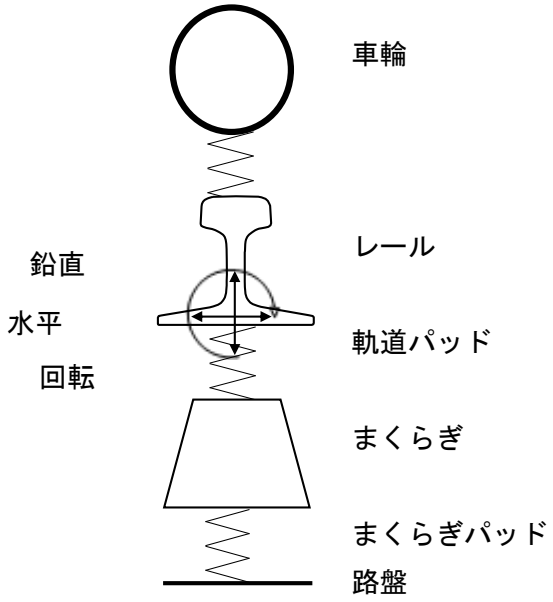
## 4.1　レール頭頂面凹凸，軌道の支持剛性を考慮した車両運動解析手法の検討

本章では，軌道の支持剛性の違いが輪重変動に及ぼす影響を詳細に検討するため，汎用のマルチボディダイナミクスツール「SIMPACK」[6]を用いて，軌道の支持剛性を考慮した軌道モデル上を車両が走行し，その際の車両／軌道間の動的相互作用を考慮可能な解析手法の検討を行った．

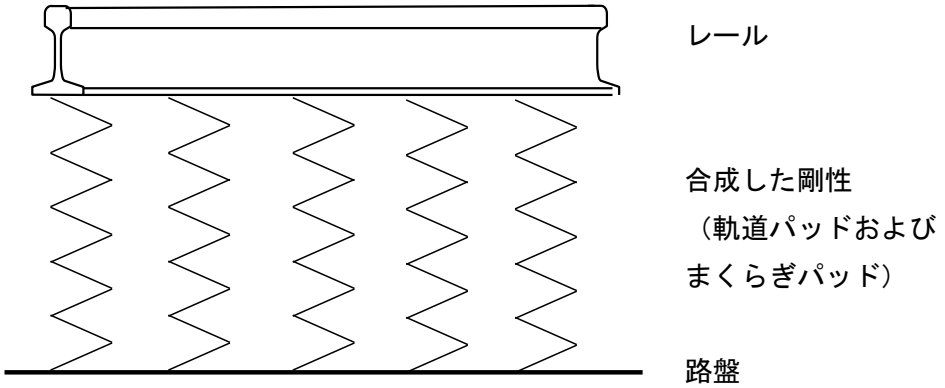
### 4.1.1　軌道の離散支持・固有振動を考慮した力学モデル

本研究では，レール・まくらぎ・路盤の各要素から構成される軌道構造を輪軸直下に位置し，輪軸の移動に追随する質量として，各要素間をばねとダンパで結合したモデルを用いた．これはマルチボディダイナミクスによるモデル化の基本的な手法であり，計算時間が短く，一般的に「SIMPACK」等の車両運動解析で用いられている．一方で，FEM 等を利用した車両運動解析等も，本研究で対象とするような課題に対し適用する事は可能であるが，軌道延長に応じてモデルの節点や要素等が多くなり，計算時間が膨大になることが課題である．本研究では，各種条件でパラメータスタディを実施していくことを念頭においており，そのため計算時間が短い本手法でモデル化を行った．

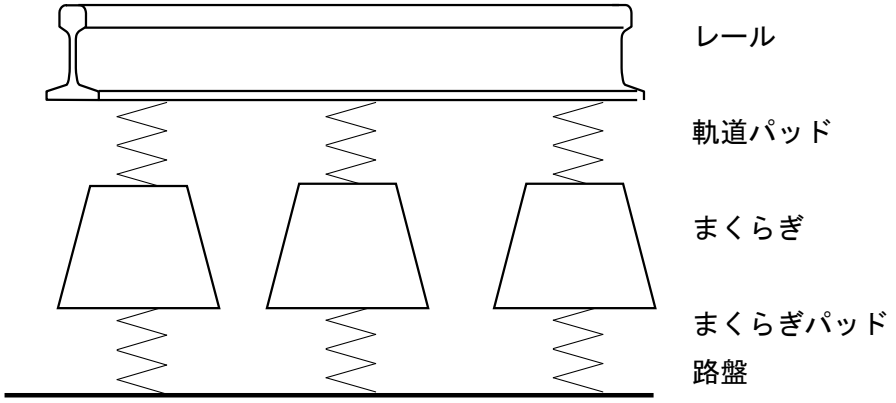
ここで，図 4-3(a)に示すように本研究で適用したこのモデルを移動支持ばねモデルと称する．その際，レールの離散支持による軌道の剛性や，軌道の固有振動をこのモデルで表現できるようにするため，レールにおける鉛直・水平・回転方向の質量・ばねについて，以下のように設定した．




(a) 移動支持ばねモデル




(b) 弾性床上の梁モデル




(c) 離散支持の梁モデル

図 4-3 軌道の力学モデルの概要図

まず鉛直方向については，荷重 $P$ が作用した際の変形および負担力等を検討する場合，図 4-3(b)に示すようなレールが連続的に支持される弾性床上の梁（以下，「弾性床上の梁モデル」という）と仮定することが一般的である [8]．このように仮定した際のレールのたわみ $y$ は以下の式となる．

$$y = \frac{P}{8EI\beta^2} e^{-\beta x}(\cos\beta x + \sin\beta x) \tag{4-1}$$

$$\beta = \left(\frac{k}{4EI}\right)^{1/4} \tag{4-2}$$

ここで，$E$:レールのヤング係数(N/mm$^2$)

$I$:断面 2 次モーメント(mm$^4$)

$k$:軌道の支持剛性(N/m)

$x$:レールの長さ方向における位置(m)

これにより，レールを梁と仮定した場合の荷重分散を考慮した軌道の支持剛性を算出することができる．また，レールは本来，図 4-3(c)に示すように，これを固定するレール締結装置およびまくらぎ等によって離散的に支持されているが，過去の検討 [9]により，離散支持（以下，「離散支持の梁モデル」という）および弾性床上の梁モデルとでレール圧力および変形を比較した場合に，それらの差異が 10%程度以下になることが示されている．

上記の式で換算することによって静的な状態における弾性床上や離散支持の梁モデルに近似したものとして，軌道の支持剛性を移動支持ばねモデルに与えることができるが，動的問題を検討する場合，構成材料の質量の換算も重要になると考えられる．弾性床上や離散支持の梁モデルで表現するような固有振動を移動支持ばねモデル上で表すためには，剛性のみならず質量の有効長を考慮し，換算する必要がある．過去にこれらの検討がなされており，有効長は以下のように求められる [9]．$P_0$ をレールのある位置において作用する鉛直荷重とし，周期外力 $P_0e^{i\omega t}$ が作用した場合のレールのたわみ $y$ は，

$$y = \frac{P_0}{8EI\beta^2} e^{-\beta x}(\cos\beta x + \sin\beta x)e^{i\omega t} \tag{4-3}$$

$$\beta = \sqrt[4]{\frac{k - \rho\omega^2}{4EI}} \tag{4-4}$$

レールの運動エネルギー$T_1$ は次の式となる．

$$T_1 = \frac{1}{2}\rho \times 2\int_0^\infty \left\{\dot{y}_0 e^{-\beta x}(\cos\beta x + \sin\beta x)\right\}^2 dx$$

$$= \frac{1}{2}\rho L_m(\dot{y}_0)^2 \tag{4-5}$$

これにより質量の有効長 $L_m$ が求められる．

$$L_m = 3/2\beta \tag{4-6}$$

レールの荷重点のたわみは以下の式となる．

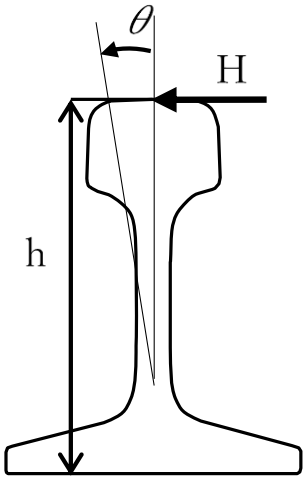
$$y_0 = \frac{P_0 e^{i\omega t}}{8EI\beta^3} = \frac{P_0 e^{i\omega t}}{kL_k} \tag{4-7}$$

これより剛性の有効長は

$$L_k=2/\beta \tag{4-8}$$

で求められる．β は ω の関数であるが，ω→0 の値をとった移動支持ばねモデルと，弾性床上および離散支持モデルにおける周波数特性に関する計算結果で，ほぼ合致することが認められており[10]，ω→0 と近似する．これにより梁モデルで表現される固有振動を概ね考慮できると考えた．

なお，水平方向については，軌間中央を対象軸として，左右レールに横圧が軌間内側から外側へ均等に作用すると仮定した場合，換算方法は上記の鉛直方向の計算方法と同じようになる．厳密には車両と軌道の条件により，この関係は変わり得るが本解析では，この仮定の下，質量とばねを換算した．




H：横圧
$\theta$：子返り角
h：横圧高さ
C：ねじり剛性
$k$：レール傾斜に対する単位長さ当りの抵抗モーメント係数

**図 4-4　レールの小返りに関する解析モデルの概要図**

一方，回転方向については，上記の鉛直方向の換算方法に関する考え方を参考とし，図 4-4 および下記の式で示すように，モーメントとレールの小返りの関係および運動エネルギーと小返りの関係を用いて以下のようにした．ここで，横圧に対するねじれ反力がレール長手方向に連続的に分布すると仮定する．レールのねじれ角を $\theta$ とし，レール方向の座標を $x$ とすれば

$$-C\frac{d^2\theta}{dx^2}+k\theta=0 \tag{4-9}$$

ここで　C：レールのねじり剛性(Nmm$^2$)

$k$：レール傾斜に対する単位長さ当りの抵抗モーメント係数(N)

ただし，この式は，上記の仮定に基づいたものであり，詳細な式は別途提案されている[10]．本研究では，有効長の換算のため，簡易なこの式を用いることとした．

式(4-9)の一般解は以下のようになる．

$$\theta=\frac{hH}{2\sqrt{kC}}e^{-ax},\quad a=\sqrt{\frac{k}{C}} \tag{4-10}$$

ここで　$h$：横圧載荷点高さ(m)

$H$：横圧(N)

さらに，動的問題を検討するとレールのねじれ振動は，この微分方程式に慣性項を加えることで

成立する．

$$\rho A\frac{d^2\theta}{dt^2}\text{-}C\frac{d^2\theta}{dx^2}+k\theta=0 \tag{4-11}$$

ここで $\rho A$ はレールのねじれ中心周りにおける慣性 2 次モーメントである．
この一般解は以下のようになる．

$$\theta=X(x)\cdot e^{i\omega t} \tag{4-12}$$

鉛直方向を検討した際と同様に $H_0$ をレールのある位置において作用する横圧とし，周期外力 $H_0e^{i\omega t}$ が作用した場合のレールのねじれ角 $\theta$ は，

$$\theta=\frac{\mathrm{hH}_0}{2\sqrt{kC}}e^{-ax}\cdot e^{i\omega t} \tag{4-13}$$

ねじり振動による運動エネルギー$T_2$ を求めると，

$$T_2=\frac{1}{2}\rho A\times\int_0^{\infty}(\dot{\theta}_0e^{-ax})^2\,dx=\frac{1}{2}\rho AL_m(\dot{\theta}_0)^2 \tag{4-14}$$

レールの荷重点のねじれ角 $\theta_0$ は以下の式となる．

$$\theta_0=\frac{hHe^{i\omega t}}{2\sqrt{kC}}=\frac{hHe^{i\omega t}}{kL_k} \tag{4-15}$$

これより，ねじりの回転方向の剛性の有効長は

$$L_k=2/a \tag{4-16}$$

となる．これらの式を用いて，有効長により，質量，剛性を換算した．

### 4.1.2　各種軌道構造を想定した軌道モデル

図 4-5 に，検討した軌道モデルの概要を示す．まず，後に示す過去に測定した営業車両の軸箱加速度と解析結果を比較し，解析手法の妥当性を検証するため，営業線における軌道構造を模擬し，コイルばね防振軌道 [11]（以下，「CS 軌道」という）をモデル化した．次に，軌道支持剛性の違いによる影響を評価するために，防振まくらぎ直結軌道（以下，「RS 軌道」という）および PC まくらぎ直結軌道（以下，「DF 軌道」という）をモデル化した．図 4-5(a)および(c)に示すように，まくらぎ直下が剛に支持されており，過去の測定において，外軌波状摩耗が発生していた軌道構造として CS 軌道および DF 軌道を，図 4-5(b)に示すように，まくらぎ直下に弾性が付与されており外軌波状摩耗が発生していなかった軌道構造として RS 軌道を設定した．さらに，図 4-5(d)に示すように，「SIMPACK」の標準設定でありレール下が剛結されているモデル（以下，「剛体軌道」という）も比較として設定し，その他軌道との応答の差異も把握することとした．

剛体軌道を除き何れの軌道モデルも，レールおよび PC まくらぎ（CS 軌道ではコンクリートスラブを含む）を質点要素とした．レール締結装置はばね・ダンパ要素とした．CS 軌道ではコイルばね，RS 軌道ではまくらぎ下面パッドをばね・ダンパ要素とした．CS 軌道は PC まくらぎがスラブに剛結されていることから，一体であることを考え，１つの質点要素に合算した質量を与えた．DF 軌道はまくらぎ直下を剛に設定し，CS 軌道・RS 軌道とのモデルにおける PC まくらぎ（CS 軌道ではコンクリートスラブ）の質点要素の質量の違い，およびまくらぎ下の剛性の違いによる影響を比較するため設定した．表 4-2 に各軌道におけるパラメータを示す．何れの軌道モデルも，軌間は 1067mm の狭軌で，レールの断面形状は JIS60kg レール，タイプレート角は

1/40 とした．レール・まくらぎ間の剛性・減衰は，軌道パッドや締結ばねといったレール締結装置の材料特性を参考に設定した．まくらぎ・路盤間の剛性・減衰は，コイルばねやまくらぎパッドの材料特性および過去の文献[10),12)]を参考に設定した． 表 4-3 に，4.1.1 節で記載した換算手法による各軌道モデルの有効長の換算結果を示す．

ここで，CS・RS・DF 軌道の振動特性を検討するため，固有値解析を実施した．表 4-4 にその結果を示す．結果の概要として，CS 軌道と DF 軌道では，レールの鉛直・水平方向の固有振動が 160～200Hz の帯域にあるのに対し，RS 軌道では鉛直方向の固有振動が 15.8Hz にあり，大きく異なる結果となった．また，CS 軌道と RS 軌道では，まくらぎの回転方向の固有振動が 15Hz 程度の帯域にあるのに対し，DF 軌道はまくらぎと路盤が直結しているため，まくらぎに関しては固有振動を有していない．

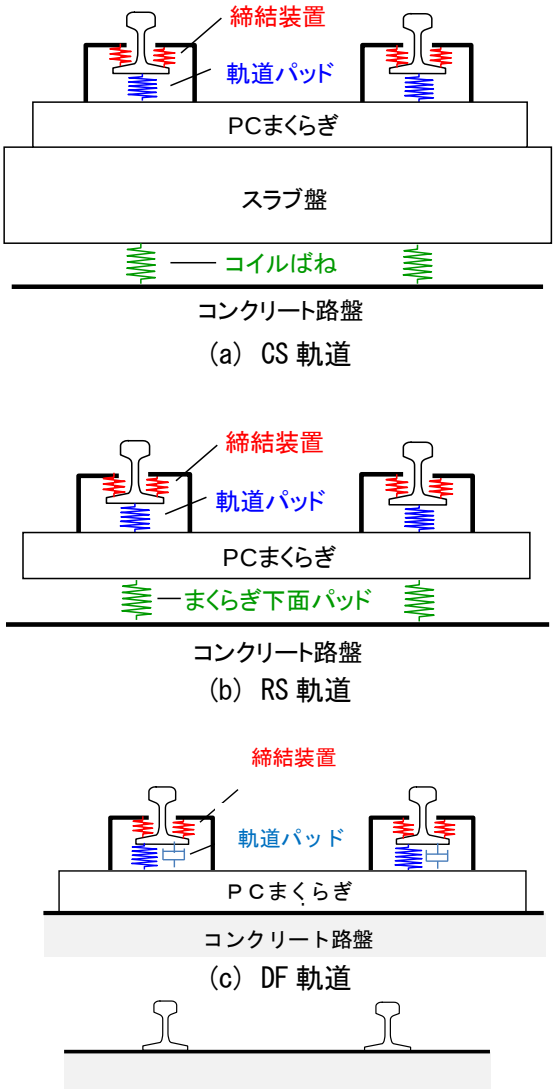



図 4-5　検討した軌道構造のモデルの概要

表 4-1　各軌道モデルのパラメータ

| 軌道モデル | | CS軌道 | RS軌道 | DF軌道 |
|---|---|---|---|---|
| レール断面形状 | | JIS60kgレール（タイプレート角1/40） | | |
| レール質量（単位長さ質量） | | 60kg/m | | |
| 軌間 | | 1067mm | | |
| 締結間隔 | | 0.658m | | |
| レール・まくらぎ間剛性・減衰 | 鉛直剛性 | 50MN/m | | |
| | 水平剛性 | 130MN/m | | |
| | 回転剛性 | 200MN・mm/rad | | |
| | 減衰 | 100kNs/m | | |
| まくらぎ・路盤間（鉛直） | 剛性 | 5MN/m | | 剛 |
| | 減衰 | 1000kNs/m | 10kNs/m | − |
| まくらぎ質量（スラブ質量を含む） | | 1870kg/m（スラブ単位長さ質量） | 160kg | |

＊剛体軌道は，レール下が全て剛であるため割愛した．

表 4-2　各軌道モデルの質量および剛性の有効長換算結果

| 軌道構造 | | CS 軌道 | RS 軌道 | DF 軌道 |
|---|---|---|---|---|
| 質量の有効長 | 鉛直 | 2078mm | | 1142mm |
| | 水平 | 574mm | | |
| | 回転 | 879mm | | |
| 剛性の有効長 | 鉛直 | 2771mm | | 1523mm |
| | 水平 | 766mm | | |
| | 回転 | 1758mm | | |

表 4-3　固有値解析結果

(1) CS 軌道

| 周波数(Hz) | 方向 | 対象部材 |
|---|---|---|
| 12.7 | 回転 | まくらぎ |
| 163.1 | 鉛直 | レール（内軌） |
| 171.9 | 鉛直 | レール（外軌） |
| 209.5 | 水平 | レール（外軌） |
| 221.5 | 水平 | レール（内軌） |

(2) RS 軌道

| 周波数(Hz) | 方向 | 対象部材 |
|---|---|---|
| 15.3 | 回転 | まくらぎ |
| 15.8 | 鉛直 | レール |
| 135.4 | 水平 | レール |
| 156.7 | 鉛直 | まくらぎ |

(3)DF 軌道

| 周波数(Hz) | 方向 | 対象部材 |
|---|---|---|
| 171.1 | 鉛直 | レール |
| 204.9 | 水平 | レール |
| 205.7 | 回転 | レール |

＊回転方向は全てレール長さ方向を軸としている．

### 4.1.3　軌道との動的相互作用を考慮した車両モデル

図 4-6 に，作成した車両モデルの概要を，図 4-7 に「SIMPACK」上に表示される車両／軌道モデルを，表 4-4 に車両モデルの代表的なパラメータを示す．車両モデルは，後に記載する軸箱加速度の測定における在来線の営業線車両を想定し，1 個の車体，2 個の台車，4 個の輪軸で構成されるマルチボディの 1 車体モデルとして構築しており，車体・台車枠間，台車枠・輪軸間の結合要素は，それぞればね・ダンパ要素によりモデル化し，まくらばねや軸ばね，左右動ダンパを配置した．また，曲線半径およびカントを設定した任意の線形上で，任意の速度で走行させることが可能である．かつ，任意の軌道変位やレール頭頂面凹凸を入力することも可能である．車両／軌道間の動的相互作用を考慮する際に必要なレール・車輪間のクリープ力の計算モデルには，鉄道車両の運動解析において一般的であり，かつ「SIMPACK」に実装されている Kalker が構築した単純化非線形理論に基づいた高速計算アルゴリズム FASTSIM[12)]を用いている．

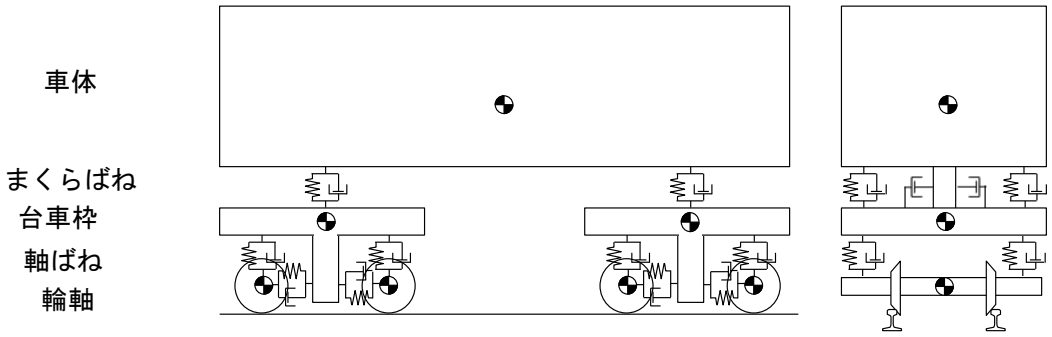



図 4-6　車両走行モデルの概要

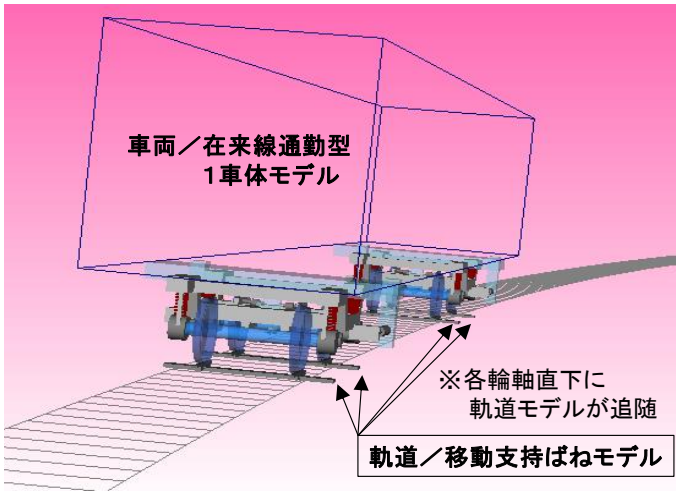



図 4-7　SIMPACK 上の車両／軌道モデル

表 4-4　車両の代表的なパラメータ

| 項目 | 諸元 |
|---|---|
| 軸距 | 2.1m |
| 台車中心間隔 | 13.8m |
| 軸重 | 62.75kN |
| 車体質量 | 14300kg |
| 台車質量 | 2800kg |
| 輪軸質量 | 1300kg |
| 車輪断面形状 | 修正円弧踏面 |
| 左右軸ばね間隔 | 1.76m |
| 左右空気ばね間隔 | 1.76m |

## 4.2　営業線における調査結果の概要

本章では，過去に実施した営業線におけるレール頭頂面凹凸測定と，その測定が行われた曲線において実施した営業車両の台車の軸箱加速度の測定の概要を示す.

### 4.2.1 営業線におけるレール頭頂面凹凸測定 [13)]

著者らは，過去に外軌波状摩耗の発生状況を調査するため営業線でレールの頭頂面凹凸測定を実施しており，その発生状況と軌道構造との関係について分析している.

首都圏の通勤路線において, 様々な軌道構造が介在する複数の曲線で, 頭頂面凹凸を測定した. 調査対象とした路線は，軌間は狭軌で，大部分が地下のトンネル区間に位置する．路線に敷設されているレールの種別は JIS60kg レールであり，走行する車両は修正円弧踏面の通勤型車両のみである.

図 4-8 に，頭頂面凹凸の測定結果の一例として，半径 185m の急曲線における頭頂面凹凸波形と，図 4-9 に，そのパワースペクトル（以下,「PSD」という）を示す．当該曲線は，曲線内で RS 軌道から CS 軌道へと軌道構造が変化している．なお，4.1.2 節でモデル化したように，RS 軌道は，まくらぎ直下に弾性材が設置され，まくらぎが柔軟に支持されている軌道構造である．一方で，CS 軌道は，まくらぎはコンクリートスラブに埋め込まれており，そのコンクリートスラブがコイルばねによって弾性支持され，車両走行時に発生する振動の構造物への伝搬を低減するのに優れている軌道構造である [10)]．　当該区間においては，構造物（トンネル）から周辺地盤への振動伝播を考慮し，曲線中の一部で CS 軌道が採用されていた．　図 4-8 より，この曲線では，軌道構造によって波状摩耗の発生状況が大きく異なっており，CS 軌道では，内外軌ともに波状摩耗が発生していた．RS 軌道においては，内軌のみに波状摩耗が発生しており，外軌に顕著な波状摩耗は確認されなかった．図 4-9 より，CS 軌道の内軌波状摩耗の波長は約 90mm であったのに対し，外軌波状摩耗の波長は約 180mm であり，外軌波状摩耗の波長の方が約 2 倍程度長くなっていた．なお，波状摩耗の波長は，PSD でピークがみられた空間周波数の逆数から算定した.

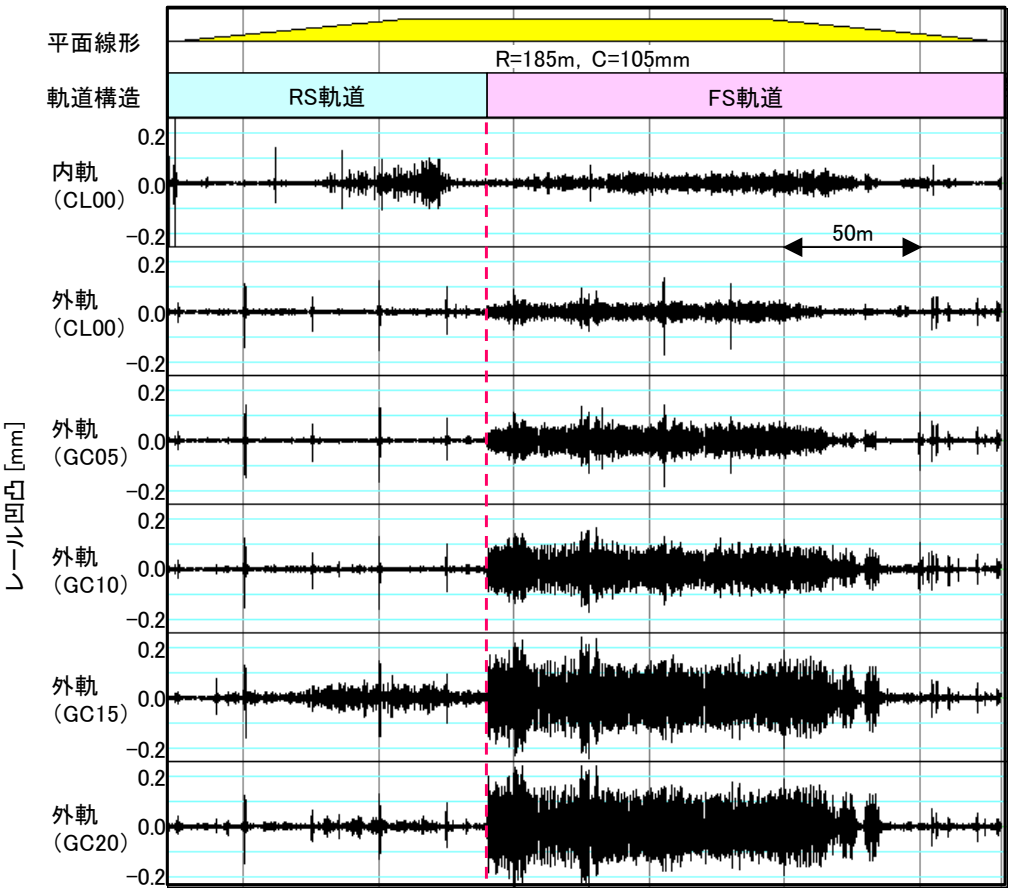



図 4-8　直結系軌道における外軌波状摩耗の測定例

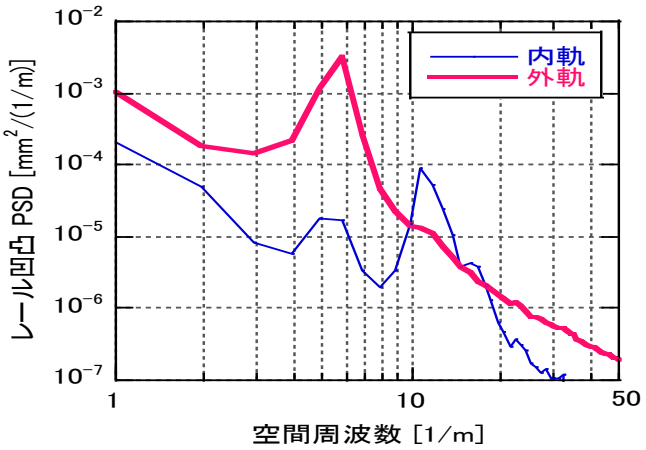



図 4-9　空間周波数と頭頂面凹凸のスペクトルの関係
（CS 軌道における外軌波状摩耗の PSD の例）

表4-5　直結軌道における波状摩耗の発生状況

| 軌道構造 | | ＣＳ軌道 | ＤＦ軌道 | ＲＳ軌道 |
|---|---|---|---|---|
| まくらぎ直下の弾性 | | 弾性無し | 弾性無し | 弾性あり |
| 曲線半径 | | 185 m | 300～311 m | 185～250 m |
| カント | | 105 mm | 40～50 mm | 105 mm |
| 均衡速度 | | 48 km/h | 38～43 km/h | 30～40 km/h |
| 平均通過速度 | | 40 km/h | 60 km/h | 45～55 km/h |
| 発生状況 | 内軌 | 発生 | 発生 | 発生 |
| | 外軌 | 発生 | 発生 | 発生無し |

表4-5にこの路線における複数の曲線での頭頂面凹凸の測定結果に基づいてまとめた軌道構造別のレール波状摩耗の発生状況を示す．同表より，何れの軌道構造においても，内軌には波状摩耗は発生していた．一方で，外軌にはCS軌道およびDF軌道では波状摩耗が発生していたが，RS軌道では波状摩耗は発生していなかった．ここで，前者はまくらぎ直下に弾性が付与されておらず，まくらぎが剛に支持されている軌道構造であるのに対し，後者はまくらぎの直下に弾性が付与されており，まくらぎが柔軟に支持されている軌道構造である．このことから，外軌波状摩耗の発生には軌道の支持剛性が大きく影響しているものと考えられる．

### 4.2.2　営業線における軸箱加速度測定[3)]

著者らは，過去に外軌波状摩耗の発生メカニズムを推定するため，頭頂面凹凸を調査した曲線の一部において，営業車両を用いて軸箱加速度を測定している．なお，軸箱加速度は，比較的容易に測定が可能であり，かつ高周波数の輪重・横圧変動と相関が高いことが知られている[14)]．

軸箱加速度は，営業車両の台車の軸箱支持装置に加速度センサを設置して測定した．軸箱加速度の測定位置は，編成の先頭車両の第 1 軸とした．図 4-10 に，軸箱支持装置への加速度センサの設置状況を示す．加速度は，輪軸の左右端において，それぞれ上下方向および左右方向を測定した．また，加速度センサは，定格容量 50G の抵抗線型のものを用いており，データのサンプリング周波数は 12000Hz とした．測定車両は，軸距 2.1m，台車中心間隔 13.8m の一般的な通勤型車両である．なお，軸箱加速度の測定時には，外軌はレール交換によって頭頂面凹凸が完全に除去されていたが，内軌には，振幅 0.1～0.2mm 程度の波状摩耗があることを確認している．

図 4-11 に，図 4-8 に示した半径 185m の曲線において外軌レールの交換直後に測定した CS 軌道区間における台車前軸の軸箱加速度の PSD を示す．測定時の車両の走行速度は約 40km/h であった．図 4-11 より，CS 軌道においては，外軌の上下加速度において 60Hz 程度の帯域に顕著なピークがみられる．また，内軌の上下加速度において 130Hz 程度の帯域に顕著なピークがみられる．ここで，60Hz を当該曲線の車両の走行速度を用いて波長に換算する．換算には以下の式を用いた．

$$f = \frac{1}{\lambda} \times \frac{V}{3.6} \tag{4-17}$$

ここで，λ：波長(m)，$V$：速度(km/h)

この式で換算した波長は，レール交換前に CS 軌道で発生していた外軌波状摩耗の波長と概ね一致していた．また，内軌の上下加速度で顕著にみられる 130Hz 付近のピークについて，同じくその周波数を波長に換算すると CS 軌道で発生していた内軌波状摩耗の波長と概ね一致していた．さらに 40Hz よりも高い周波数帯域においては，上下方向の軸箱加速度は，左右方向の軸箱加速度より 10 倍程度大きいものとなっている．営業車両を用いた軸箱加速度の測定結果から，外軌波状摩耗の発生は，まくらぎが剛に支持されている区間において，外軌側車輪が 60Hz 程度の周波数で著しく上下に振動することが原因であると考えられる．車両の走行速度と卓越周波数から，頭頂面凹凸の波長を求めると，外軌波状摩耗の波長と概ね一致することから，この周波数帯域での著しい輪重変動によって外軌波状摩耗が発生・成長しているものと推測される．




図 4-10　軸箱への加速度センサの設置状況

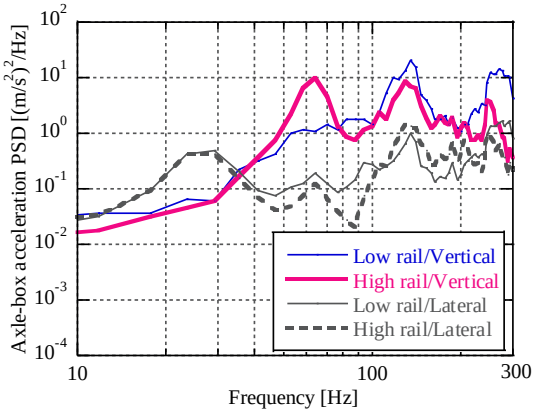



図4-11　CS軌道区間における軸箱加速度のPSD

## 4.3　車両運動解析の条件および解析結果

4.2 節に示した過去の調査結果から，まくらぎが剛に支持されていることにより，特定の周波数帯域で著しく上下に外軌側車輪が振動し，外軌波状摩耗の発生・成長に影響することを推定した．そこで，軌道の支持剛性が，外軌波状摩耗の発生・成長に密接に関係する輪重変動に与える影響を検証するため，4.2 節で記載した手法で軌道の支持剛性を考慮した車両運動解析を行った．

### 4.3.1　解析条件

図 4-12 に，本解析において設定した軌道線形を示す．何れの解析においても 3 章の軸箱加速度の測定を実施した線形と同様の曲線半径 185m，カント 105mm，スラック 0mm，走行速度 40km/h とし，各解析ケースにおいて走行途中で軌道構造は変化させずに一定とした．この線形は一般的な曲線とし，100m の緩和曲線および本曲線は 300m とし，本曲線の特定の位置でレールに頭頂面凹凸を設定し，走行時の上下方向の軸箱加速度を抽出した．上下方向の軸箱加速度を用いたのは，上記したように，左右と比較し，全体的にパワーが 10 倍程度大きく，波状摩耗の発生・成長に大きく影響すると考えられるためである．表 4-6 に各解析ケースと，それぞれのケースで設定した軌道モデルおよびレール頭頂面凹凸を示す．各解析ケースは軌道の支持剛性およびレールの頭頂面凹凸の波形の違い等の影響を評価するため設定した．波形は 4.2.3 節で記載したレール頭頂面凹凸測定結果を参考に，測定された波長成分を有したものと，全周波数帯域においてもパワーが一定であるホワイトノイズを設定した．

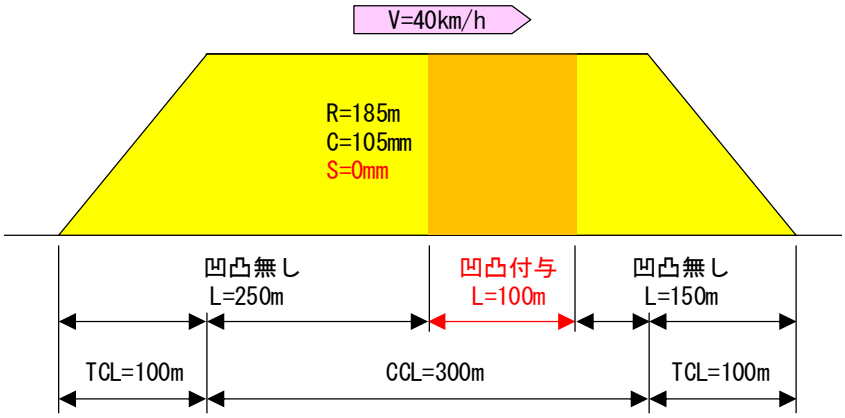



図 4-12　解析における軌道線形

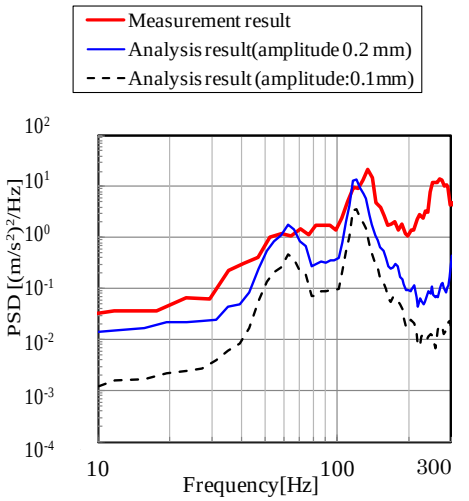
表 4-6　解析ケース

| 解析ケース | 軌道モデル | レール凹凸 | |
|---|---|---|---|
| | | 内軌側 | 外軌側 |
| 1 | CS 軌道 | 波形：図8<br>内軌側参照<br>振幅：0.100mm<br>or 0.200mm | 波形：<br>ホワイトノイズ<br>振幅：0.001mm |
| 2 | RS 軌道 | 波形：図8<br>内軌側参照<br>振幅：0.100mm<br>or 0.200mm | |
| 3 | CS 軌道<br>RS 軌道 | 波形：ホワイトノイズ<br>振幅：0.050mm | |
| 4 | DF 軌道 | 波形：図8<br>内軌側参照<br>振幅：0.200mm | 波形：<br>ホワイトノイズ<br>振幅：0.001mm |
| 5 | 剛体軌道 | 波形：図8<br>内軌側参照<br>振幅：0.200mm | |

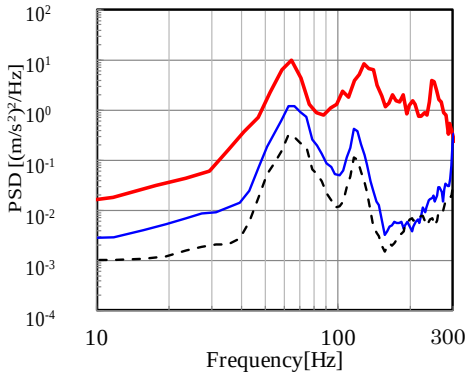
### 4.3.2　解析手法の妥当性の検討（解析ケース 1）

解析ケース 1 では，CS 軌道に対し，内軌側に図 4-9 の測定で計測された波長成分を有した波形を，外軌側には軸箱加速度の測定状況と同様にレール交換直後であることを想定し，微小なホワイトノイズを設定した．これにより，解析ケース 1 では，軸箱加速度の測定を模擬し，測定結果と比較することで解析手法の妥当性を検証した．

図 4-13 にケース 1 の解析結果，および 4.2.2 節で記載した営業線で測定した上下方向の軸箱加速度（内軌側，外軌側）の PSD を示す．CS 軌道の条件の解析結果における軸箱加速度は，測定結果同様，外軌側に周期的なレール頭頂面凹凸が無いにも係らず 60Hz 程度の外軌波状摩耗の波長に相当する帯域においてピークがみられ，さらに，内軌側でも設定した内軌波状摩耗の波長成分と一致する約 130Hz 近傍で著しいピークがみられる．また，PSD の曲線は解析および測定結果とも近いものとなっている．なお，解析および測定の両結果において，外軌側のパワーに伴って，内軌側の 60Hz 近傍でもパワーが同様に大きくなっている．また，それ以上の帯域で，測定結果と解析結果に差異があるのは，車両モデルの減衰のパラメータや長波長の軌道変位等によるものと考えており，さらに精度向上を検討する必要がある．




(a) 内軌側




(b) 外軌側

図 4-13　CS 軌道モデルの解析結果における軸箱上下加速度の PSD

図 4-14 に同解析結果および軸箱加速度の測定と同時期に実施した[2]上下方向の外軌側のレール加速度の PSD を示す. 軸箱加速度と同様な 60Hz 程度の帯域において卓越したパワーがみられる. かつ，両加速度とも PSD の曲線が全体的に近いものとなっている．さらに精度の向上を図る必要はあるものの，これにより本解析手法で車両／軌道間の動的相互作用による応答特性を評価するにあたり，一定の妥当性が得られたと考えられる.

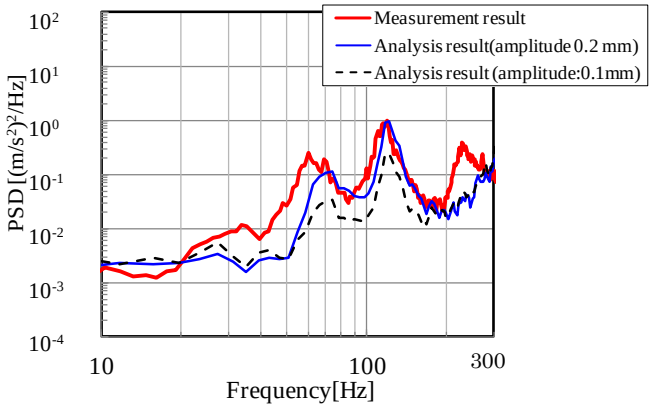



図 4-14　CS 軌道モデルの解析結果における外軌側のレール上下加速度の PSD

### 4.3.3　各種軌道構造を想定した解析結果の比較

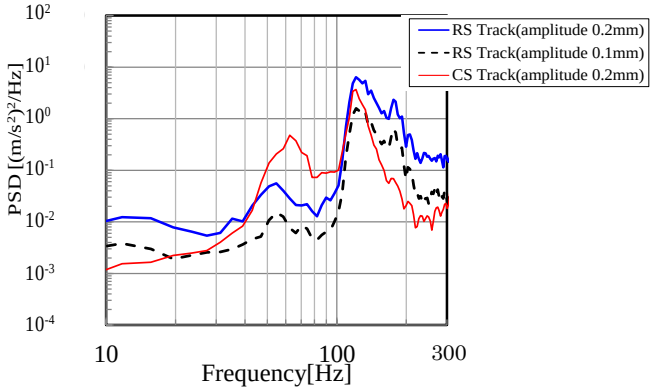
#### (1) CS 軌道および RS 軌道の解析結果の比較（解析ケース 2, 3）

解析ケース 2 では，解析ケース 1 と同じ条件のレール頭頂面凹凸を RS 軌道に設定し，解析ケース 3 では，特定の周波数帯域にパワーの偏りのないホワイトノイズを内・外軌に CS 軌道および RS 軌道に対して設定することで，軌道支持剛性が異なる CS 軌道と RS 軌道の車両／軌道間の動的相互作用における応答特性について検討した．

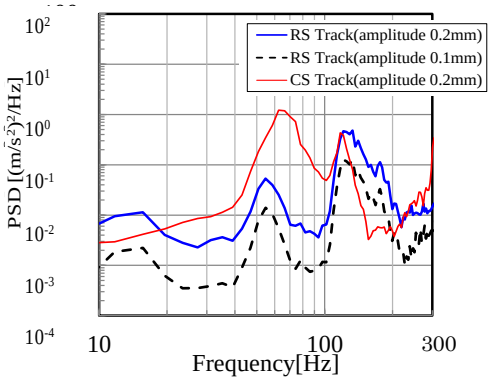
図 4-15 にケース 2 の解析結果における上下方向の軸箱加速度を，図 4-16 に上下方向の外軌側のレール加速度の PSD を示す．RS 軌道の条件の解析結果における軸箱加速度は付与した内軌波状摩耗の波長成分と一致する約 130Hz 近傍でピークがみられるが，その他の帯域でのパワーは小さいものとなっている．また，レール加速度においても 130Hz 近傍の他には卓越したパワーはみられない．このように軌道の支持剛性が小さいことで，外軌波状摩耗の発生・成長に影響する特定の周波数帯域のパワーが明らかに小さくなることがわかる．

図 4-17 にケース 3 の解析結果における外軌側の上下方向の軸箱加速度の PSD を示す．RS 軌道の条件では明確なピークはみられなかった．CS 軌道の条件では，必ずしも周波数帯域が外軌波状摩耗と一致はしていないが，近い帯域でピークが発生している．ホワイトノイズのような全周波数帯域で同じパワーである波形でも，軌道の支持剛性が異なることで，軸箱加速度すなわち輪重変動の周波数特性およびパワーも変化することがわかる．

これまでの調査結果[3),14)]から，外軌波状摩耗は激しい輪重変動により発生・成長するものと推定されてきた．特に，まくらぎ下の軌道が剛に支持されているとき，軸箱加速度には特定の周波数帯域でピークが生じ，これが激しい輪重変動の原因となっていると考えられる．今回のシミュレーションの結果は，これを裏付けるものである．すなわち，軌道支持剛性が異なることにより輪重変動の卓越する周波数帯域およびパワーの大きさに影響し，これが，外軌波状摩耗発生・成長に強く寄与すると考えられる．




(a) 内軌側




(b) 外軌側

図 4-15　RS 軌道モデルの解析結果における軸箱上下加速度の PSD

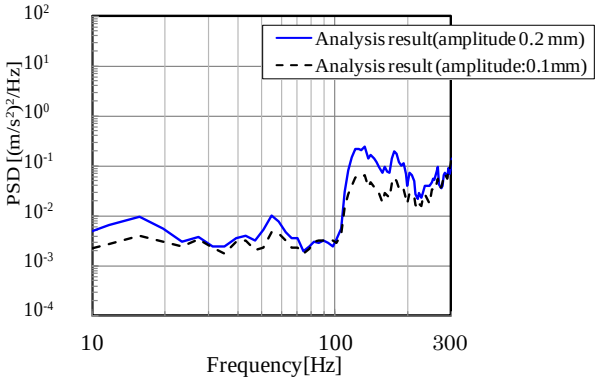



図 4-16　RS 軌道モデルの解析結果における外軌側のレール上下加速度の PSD

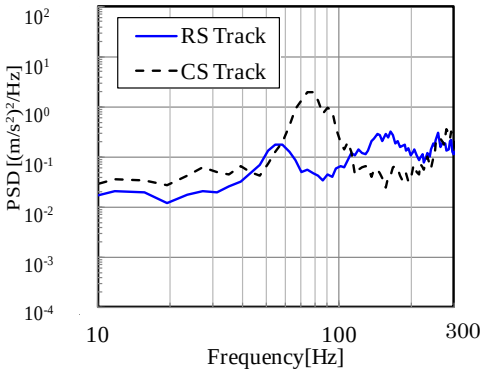
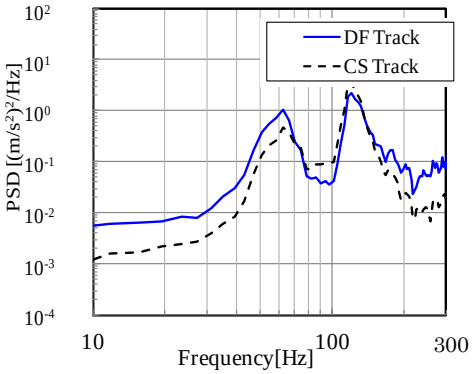
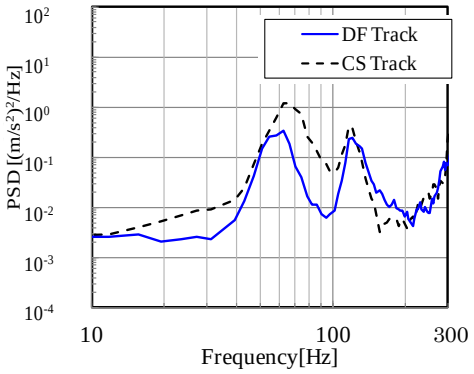



図 4-17　CS および RS 軌道モデルのホワイトノイズによる解析結果の外軌側の軸箱上下加速度の PSD




(a) 内軌側

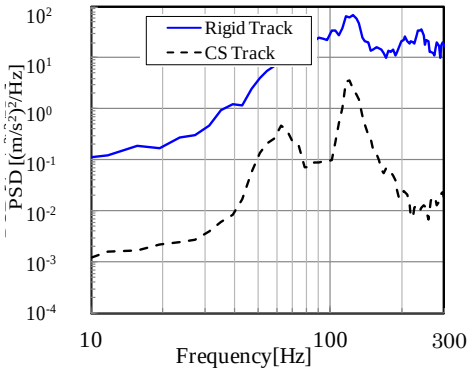



(b) 外軌側

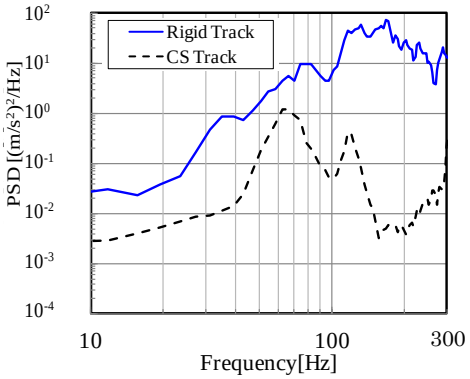
図 4-18　DF 軌道モデルの解析結果における軸箱上下加速度の PSD

(2)CS 軌道および DF 軌道の比較（解析ケース 1,4）

CS 軌道と DF 軌道の解析モデルの違いとして，CS 軌道はコンクリートスラブとコンクリート路盤間にばね要素を設定し，かつ，まくらぎとコンクリートスラブは一体のものとして合算した質量を与えている．一方，DF 軌道は PC まくらぎとコンクリート路盤間は剛としている．3 章で記載した営業線の頭頂面凹凸測定において外軌の波状摩耗は，何れの軌道においても発生しており，外軌波状摩耗の発生・成長に影響すると考えられる車両／軌道間の動的相互作用における応答特性は同様なものと推測される．そこで，CS 軌道で実施した同条件で，軌道構造のみを DF 軌道に変更した解析を行った．図 4-18 に CS 軌道を解析条件として設定したケース 1 および DF 軌道の条件であるケース 4 の解析結果における軸箱加速度の PSD を示す．まくらぎ直下が剛である DF 軌道の解析結果においても，CS 軌道と同様，外軌側に 60Hz 程度の周波数帯域でピークがみられ，パワーにおいても近い値を示している．これにより，CS 軌道と DF 軌道は輪重変動に同様な影響を及ぼすことがわかる．また，5.2 節に示したレール頭頂面凹凸測定で DF 軌道にも外軌波状摩耗が発生していたことを考慮すると，外軌波状摩耗の発生・成長に適合した結果が得られたと考えられる．




(a) 内軌側




(b) 外軌側

図 4-19　剛体軌道モデルの解析結果における軸箱上下加速度の PSD

## 4.4　単発の頭頂面凹凸発生箇所を対象とした車両運動解析

本節では予備解析として単発の頭頂面凹凸発生箇所を対象としたシミュレーションを実施する．

単発の頭頂面凹凸発生箇所を対象とした箇所の車両運動解析はこれまでも実施されてきた．特に石田[15]らは，車両の輪軸および有限長の軌道をばね，マス，ダンパでモデル化し，レールを離散的に軌道パッド，まくらぎ，道床等が支持し，時間の経過とともに，逐次輪軸が軌道上を走行して，タイムステップとともに車輪とレールの接触計算を繰返す方法でシミュレーションを実施しているが，直線での適用に限られていた．図 4-20 に石田らの提案した解析モデルを示す．過去には，輪重変動や発生応力等の大きさについては検証が既になされている．

ここでは，単発の頭頂面凹凸発生箇所を対象として頭頂面凹凸をモデル化し，石田らの解析と本解析モデルの輪重変動の波形等の解析結果を検証することとした．頭部横裂が発生する箇所は，水平裂が発生することから，レール頭頂面に 100mm 程度の範囲で落ち込みが頻繁に発生する[16]．レール底部の横裂を評価する区間は溶接部を対象としており，レール頭部の頭頂部はレール母材との硬さの違いから，溶接の熱影響部の範囲 200mm 程度で頭頂面に凹凸が発生する．なお波状摩耗の場合，上記したように曲線半径等にも依存はするが内軌では 100mm 程度，外軌では 200mm 程度の波長の頭頂面凹凸が発生することから，対象とする弦長は近い．

解析条件として，車両および軌道モデルは，前者は一般的な特急車両，後者はバラスト軌道のパラメータを基に石田らのモデルにも入力した．また，頭頂面凹凸は 200mm の区間で頭頂面凹凸を 0～0.80mm となるように設定し，列車走行時の輪重変動を検証した．解析で得られた輪重の時刻歴波形の例を図 4-20 に，走行速度 40,80km/h の場合における頭頂面凹凸量と輪重の最大値を図 4-21 に示す．なお，輪重の最大値の抽出には 300Hz のローパスフィルタを施している．本解析モデルによる結果，石田らのモデルと比較し，頭頂面凹凸が大きくなるほど大きな輪重変動は発生しており，最大値は同等な値であることがわかる．妥当性についてはさらに検討の余地はあるものの，これにより本解析手法は従来のモデルと近い結果が得られることがわかった．このように輪重変動を求めその値を頭部横裂では横裂進展のための FE モデル，また，底部横裂でもレール底部の応力に換算して横裂進展発生，進展の予測を行っていく．

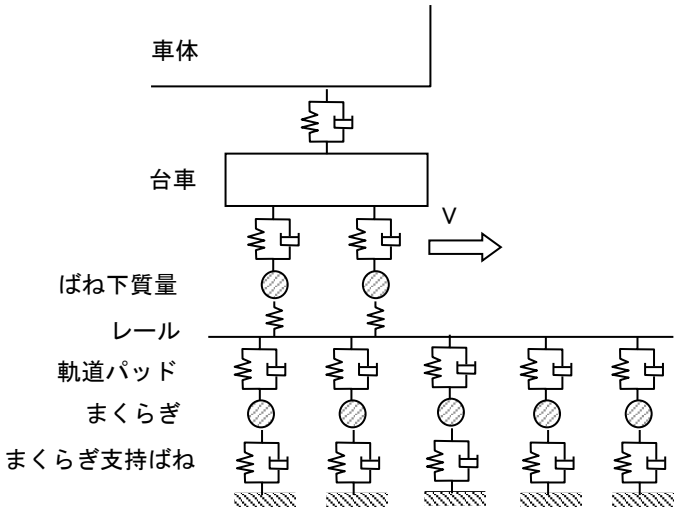
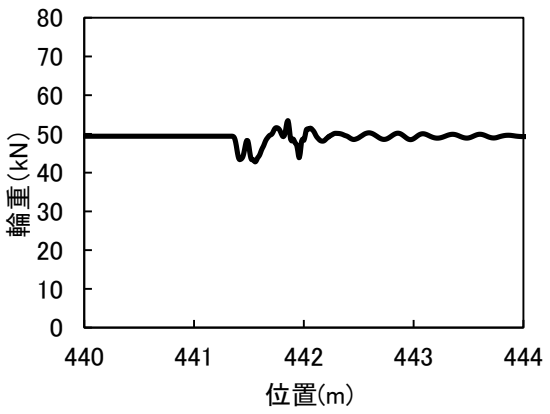
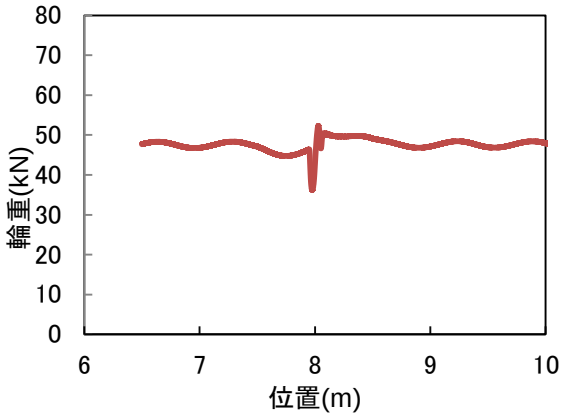



図 4-19　過去に提案された石田らの車両運動解析モデル

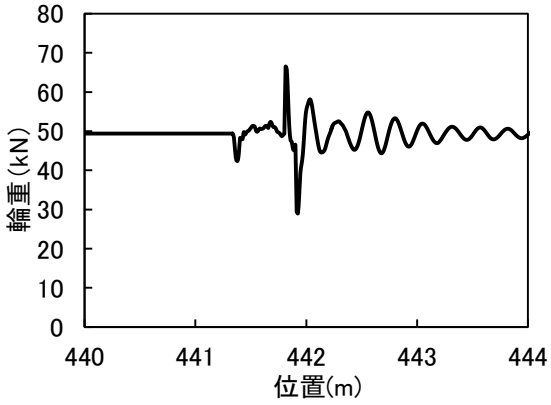



(a) 本モデル

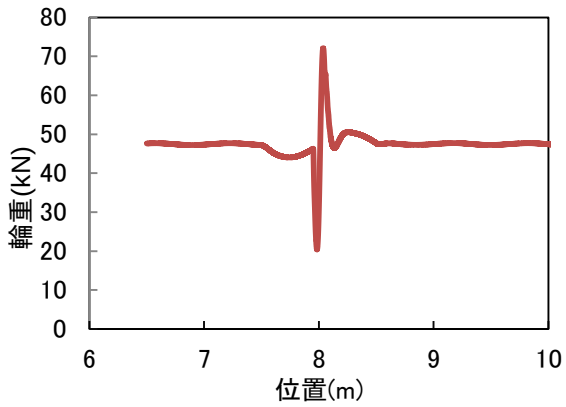



(b) 石田らのモデル

(1) 頭頂面凹凸 0.2㎜



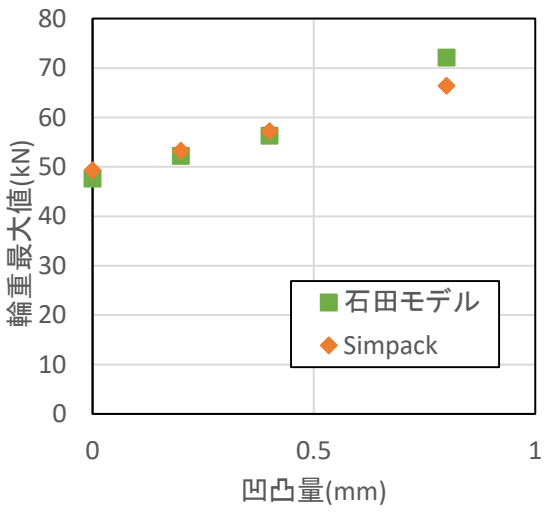

(a) 本モデル



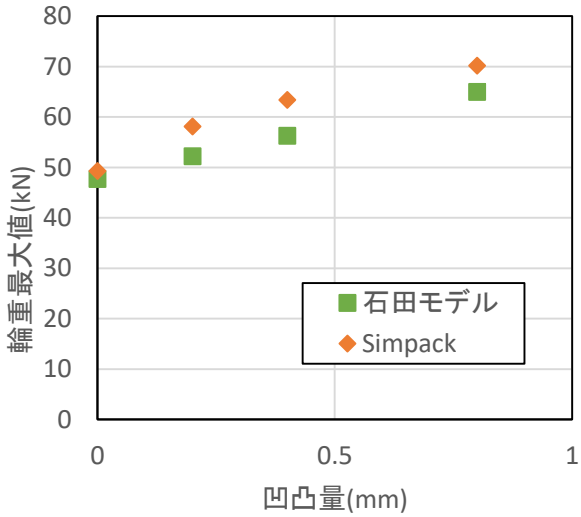

(b) 石田らのモデル

(2) 頭頂面凹凸 0.8㎜

図 4-20　横裂の対象箇所を列車が想定した場合のシミュレーションにおける輪重の時刻歴波形の例（速度 40㎞/h）




(a) 速度 40㎞/h




(b) 速度 80㎞/h

図 4-21　頭頂面凹凸量と輪重最大値の関係

## 4.5 まとめ

本章では，営業線におけるレール頭部，底部の横裂の進展および破壊する時期を高精度に予測する目的で，それらが存在する箇所，もしくは発生すると想定される箇所を列車が走行した際の列車荷重を算出するために必要な，車両および軌道の挙動を考慮したシミュレーション方法を検討した．

頭頂面凹凸箇所を列車が走行した場合の列車荷重によるレールへの作用を算出するための車両運動シミュレーション手法の構築を検討した．直結系軌道で多く発生する外軌波状摩耗の発生箇所を対象として，解析手法の精度を検証した．かつ，各種軌道構造をモデル化し，レール頭頂面凹凸および支持剛性を変化させることで，荷重変動に与える影響，特に外軌波状摩耗の発生・成長に密接に関係する周波数領域の応答について検討した．

(1) 汎用のマルチボディダイナミクスツール「SIMPACK」をベースとして，軌道支持剛性を考慮した軌道モデル上を車両が走行し，車両／軌道間の動的相互作用を考慮可能な解析モデルおよび手法の構築を行った．

(2) 作成したモデルを用いて，車両走行シミュレーションを実施した結果，まくらぎ直下が剛に支持されているCS軌道において，外軌波状摩耗の発生・成長に影響すると考えられる60Hz帯域で外軌側の軸箱加速度のピークが発生することを確認した．この結果は，営業車両で測定した軸箱加速度のパワースペクトルとも概ね一致していた．そのため解析手法の一定の妥当性が得られた．

(3) 作成した解析手法を用いて，各種軌道構造をモデル化して解析を行った． まくらぎ直下に弾性がある RS 軌道を想定した解析結果では，外軌波状摩耗の発生・成長に影響するような特有の周波数帯域でのピークはみられなかった．DF 軌道を想定した解析結果は，CS 軌道と同様な帯域でピークがみられた．これらは過去の測定結果を考慮しても，外軌波状摩耗の発生・成長に適合した結果が得られた．剛体軌道においては，パワーが総じて高いものとなった．

(4) 単発の頭頂面凹凸発生箇所を想定した解析の結果，頭頂面凹凸が大きくなるほど大きな輪重変動は発生し，過去構築された解析結果と比較し，最大値は同等な値であった．解析結果の精度向上についてはさらに検討の余地はあるものの，このように輪重変動を求め，その値を頭部横裂ではき裂進展のための FE モデル，また，底部横裂でもレール底部の応力等に換算して横裂進展発生，破壊の予測を行っていく．

4 章の参考文献

1) Xiangyun Deng, Zhiwei Qian, Zili Li and Rolf Dollevoet：Investigation of the formation of corrugation-induced rail squats based on extensive field monitoring， International Journal of Fatigue, Vol 112, pp. 94-105, 2018.

2) 岩田直泰，横山秀史，芦谷公稔，斎藤聡：波状摩耗レールの更換による地盤振動特性の変化，鉄道力学論文集，Vol.10，pp.37-42，2006.

3) 田中博文，清水惇，古川敦，菊地圭介，地子給和行：振動特性に着目した直結系軌道における急曲線外軌波状摩耗の発生要因の推定，鉄道工学シンポジウム論文集，Vol.15，pp.140-147，2011.

4) 田中博文，松田博之，輪田朝亮：急曲線外軌波状摩耗発生区間のレール／車輪間の接触力学に関する考察，鉄道力学論文集，Vol.13，pp.43-50，2009.

5) 例えば，辻江正裕，三苫雅史，疇道佳明：MBD ソフトを援用したレール摩耗形状予測とその考察，日本機械学会論文集，No.79-806, pp.3376-3388, 2013.

6) http://www.simpack.jp/

7) 例えば，阿部和久，古屋卓稔，紅露一寛：まくらぎ支持された無限長レールの波動伝播解析，応用力学論文集，Vol10，pp.1029-1036，2007.

8) 佐藤裕：軌道力学（増補2版），鉄道現業社，pp.10-14，1978.

9) 佐藤裕：軌道構造の構築振動におよぼす影響，土木学会論文集，No240，pp63-70，1975.

10) 山本武史，梅田静也，金森敏行：レール締結装置のばね定数とレール小返り角，鉄道技術研究報告，No.1161，1981.

11) 木村和夫，中島高志，峯垣明，山本与一，塩川英世，鈴木健司：コイルばね防振軌道の設計と施工，鉄道技術連合シンポジウム講演論文集，Vol.7，pp.47-50，2000.

12) J.J. Kalker: A Fast Algorithm for the Simplified Theory of Rolling Contact, Vehicle System Dynamics, Vol.11, pp.1-13, 1982.

13) 田中博文，清水惇：効率的な波状摩耗管理のための可搬型レール凹凸連続測定装置の開発と活用法，鉄道工学シンポジウム論文集，Vol.17，pp.19-26，2013.

14) 田中博文，古川敦：軸箱加速度と軌道検測波形を用いた著大輪重・横圧の管理手法，鉄道総研報告，Vol.22，No.8，pp.35-40，2008

15) 石田誠，三浦重，河野昭子：軌道動的応答モデルとその解析結果，鉄道総研報告，Vol.11，No.2，pp.19-26，1997

16) 細田充，片岡宏夫，弟子丸将，小谷隼：レール頭部横裂の進展予測手法の構築，鉄道力学シンポジウム，No.16，pp.179-186，2012.

## ５．総括

### 5.1　結　論

本研究では鉄道のレールの疲労を起因として発生する横裂の効率的な管理を目指し，この損傷の進展・破壊特性に影響する因子を明らかにし，かつ，累積される損傷を定量化した．さらに，定量化した損傷の予測手法を提案し，かつ，そのような箇所を列車が走行した場合のレールへ作用する列車荷重を予測するシミュレーション手法を提案した．各章の成果およびまとめは以下のとおりである．

１章　緒論

研究の背景として，鉄道のレールに発生する２つの横裂「頭部横裂」「底部横裂」の概説および現行のレール管理における課題について整理した．また，横裂進展・破壊予測に関する研究課題および本研究の目的を示した．

２章　レール頭部の横裂進展に影響する因子の解明および進展予測

レールの頭部に発生する横裂の適正な管理を行うために必要な横裂進展挙動を把握するため，鋼種による違いを要素試験で把握し，レール頭部内部の残留応力を測定し，残留応力およびき裂発生位置が横裂進展速度に与える影響を評価した．かつレール形状やき裂先端の特異場を考慮した FEM 解析を実施して，横裂進展に影響する因子を考慮可能な残留応力およびき裂発生位置が横裂進展速度に与える影響を評価した．

・人工傷を設置した各種実レールに対し，頭部下の横裂進展試験を実施し，横裂進展速度を把握するとともに，進展速度に影響を与える因子の評価を行った．鋼種の違いで進展傾向や横裂進展速度に顕著な差異はみられなかった．レール頭部の残留応力を低減させた焼鈍を施した普通レールの横裂進展速度は非処理品と比べて遅い傾向を示し，残留応力の影響が示唆された．熱処理レールに対し，ゲージコーナき裂を想定して人工傷をレール頭頂面中心から 10mm 偏心させた供試体の試験結果は比較的浅い位置で破断に至る結果となった．

・ MIRS 法と呼ばれる金属内部の残留応力を測定する手法により各種レール頭部内部の残留応力を測定した．深さ 10～30mm では最大で 190MPa 程度の引張の残留応力が発生していた．どの経年のレールにおいても頭部表面近傍で 100 MPa 以上の圧縮残留応力が大きく発生していた．今回測定した経年の普通レールは新品と比較すると頭部内部でも平均して 40MPa 程度の小さな残留応力となっていた．経年の熱処理レールは頭部表面では 200MPa 以上の大きな圧縮の残留応力が発生した．累積通過トン数による影響は不明だが，荷重履歴によって大きく頭部内部の残留応力が変化するケースもあることがわかる．

・ レールの実形状を模擬したモデルを用いて，き裂先端の応力集中場を考慮可能，かつ，き裂進展の際の応力拡大係数および応力比を考慮可能で自動メッシュ機能を備えた有限要素法による横裂進展試験のシミュレーションを実施した．試験結果と解析結果を比較した結果，横裂進展速度の乖離は，同じ深さにおいて最大で 25%であったが，概ね整合し本手法の有効性を示した．横裂進展速度に影響することが考えられる①残留応力および②初期横裂位置，これらの影響を評価した．測定した残留応力を考慮した解析結果と比較して，考慮しない場合

は同じ深さで 50%程度横裂進展速度が遅くなった．レール断面方向において，横裂の位置が異なることにより，レール破断に至る横裂深さが異なることを明らかにした．

３章　レール底部の横裂による疲労破壊に影響する因子の解明および予測

鉄道の経年レールの疲労強度を推定するために過去に実施された実レールの曲げ疲労試験結果，要素試験体の平面曲げの疲労試験結果および一様引張の疲労試験結果を整理し，その結果の違いについて破壊力学の観点で考察した．また疲労限度に影響するレール底部の錆肌の表面の腐食孔や残留応力を考慮して疲労限度を評価した後，疲労限度の簡易な推定方法を提案した．さらにこれらの結果を考慮して経年レールの高繰り返し数領域の疲労強度を推定した．

・経年の実レールの曲げ疲労試験と，実レール底部から切り出した要素試験体の平面曲げおよび一様引張の疲労試験を実施した結果，それぞれの疲労強度は異なることが認められた．
・経年レールの底部の錆肌により形成される表面の腐食孔の$\sqrt{area}$および表面粗さを測定した．それらをパラメータとし，かつ，各疲労試験の発生応力を考慮して応力拡大係数を推定した結果，各疲労試験方法によって適用する応力拡大係数が異なることを確認し，それが疲労強度に影響していることを示した．
・実レールと要素試験体の寸法の違いが，残留応力および各試験体に存在する表面の腐食孔の大きさに影響を及ぼし，それが疲労限度に影響していることを示した．
・表面粗さに対する極値統計解析による推定結果および残留応力を考慮して簡易に経年レールの疲労限度を予測する方法を提案した．
・湿潤状態の平面曲げ疲労試験結果から，経年レールの高繰り返し数領域の疲労強度を推定した．

４章　レールの凹凸箇所における列車・軌道の動的挙動を推定するための車両運動解析

レール頭部および底部の損傷の進展・破壊を予測するため，列車荷重によるレールへの作用の算出が必要であり，レール頭頂面凹凸箇所の車両運動シミュレーションを構築した．これまでの研究で，車上，地上の営業線での測定結果が豊富な波状摩耗といったレール頭頂面凹凸が発生する箇所を対象に解析手法の検討を行なった．この際，レール頭頂面の凹凸，軌道剛性に着目してモデル化し，算出結果と，車上および地上での応答の測定結果を用いて精度の検証を行なった．

・レールの凹凸箇所において列車が通過した場合の応答を検討するため，汎用のマルチボディダイナミクスツール「SIMPACK」をベースとして，レール頭頂面凹凸および軌道剛性を考慮した軌道モデル上を車両が走行し，車両／軌道間の動的相互作用を考慮可能な解析モデルおよび手法の構築を行った．
・作成したモデルを用いて，頭頂面凹凸を付与し，かつまくらぎ直下が剛に支持されている軌道条件で車両走行シミュレーションを実施した結果，波状摩耗の発生・成長に影響すると考えられる60Hz帯域で外軌側の軸箱加速度のピークが発生することを確認した．この結果は，営業車両で測定した軸箱加速度のパワースペクトルとも概ね一致していた．そのため解析手法の一定の妥当性が得られた．

５章　総括

本論文の結論および今後の展開を記載した．

本研究では，レールの横裂が進展し破断するまでを予測する手法を提案した．これにより鉄道事業者が頭部横裂を管理するにおいて，検査周期およびレール交換時期等を設定するに際し，一助となることができると考えられる．それによって，鉄道事業者は安全性を担保しながらレール保守管理コストの削減が期待できる．

## 5.2　今後の展開

今後，各鉄道事業者の車両および軌道条件に応じた推定を実施し，レールの管理計画の適正化，そしてコスト低減のための指標として活用していく．

頭部横裂進展予測の課題としては，き裂の進展を評価する際，一般的にき裂面に対して垂直な応力が進展に着目した評価が行われているが，さらに高精度の予測をするためにせん断によるき裂の進展モードに着目する等が考えられる．そのためには定点荷重だけでなく列車が走行することによる移動荷重を載荷させる試験の実施等も考えられる．また，横裂の進展角度の議論も深度化していく必要がある．

底部横裂については，疲労限度とみなしレール交換を実施しなくても良い判定をするための，継続的な調査や腐食孔の現場でのモニタリング手法等が研究として実施すべき事項として残されている．

車両運動解析については，長波長の軌道変位や各種軌道構造等を考慮し，精度向上する課題がある．

最後に，鉄道の軌道の分野では現在 CBM（Condition Based Maintenance）の技術が進んできており，軌道変位を高頻度に測定，かつ，その劣化の進みを予測し，より効率的な軌道管理ができるようになっているが，本研究として対象としたレールの損傷の分野においては，未だ，そのような管理ができていない．今後，高頻度の探傷方法およびより高度な損傷発生，進展の予測方法の開発を組み合わせ，レール損傷管理の高度化に努める所存である．

# 付属資料１

－頭部横裂進展試験結果－

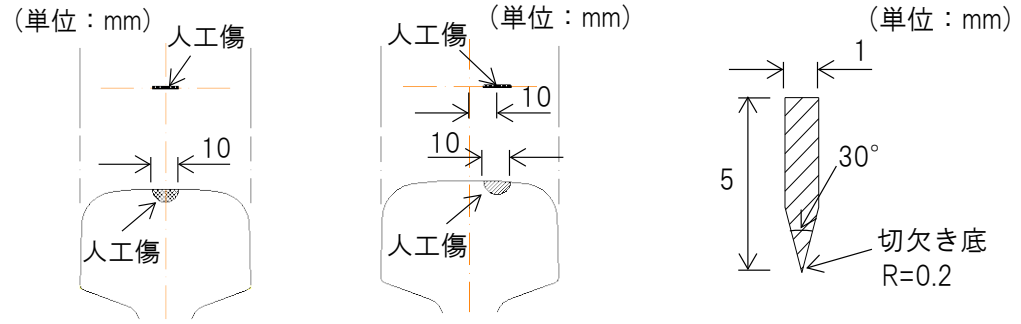
本試験では，種々のレールの頭部横裂の進展速度の差異を把握するために，レール曲げ疲労試験機を用いて実レール頭部の横裂進展試験を実施した．

### 付 1.1　試験概要

頭部横裂の進展速度を把握するために，各種実レールに対して横裂進展試験を実施した．本試験で用いた供試体を付表 2.1-1 に示す．これらの供試体のレール頭頂部には付図 2.1-1 に示すような人工傷(半径 5mm の半円状スリット)を加工した．ただし，加工については人工傷先端に不均一な変形や塑性変形が生じないようにするため，放電加工により作製した．

**付表 1-1　供試体一覧**

| No. | レール | | 使用 | 加　工 | | |
|---|---|---|---|---|---|---|
| | 形　状 | 種　別 | 履歴 | 焼きなまし | 人工傷位置 | 人工傷概略 |
| 1 | 50kgN | 普　通 | 無 | ― | 中　心 | 図 1(a) |
| 2 | 50kgN | HH340 | 無 | ― | 中　心 | 図 1(a) |
| 3 | 50kgN | HH340 | 無 | ― | 中　心 | 図 1(a) |
| 4 | 50kgN | HH340 | 無 | ― | 中　心 | 図 1(a) |
| 5 | 50kgN | 普　通 | 無 | ― | 中　心 | 図 1(a) |
| 6 | 50kgN | HH340 | 無 | ― | 中　心 | 図 1(a) |
| 7 | 50kgN | 普　通 | 無 | ― | 中　心 | 図 1(a) |
| 8 | 50kgN | HH340 | 無 | ― | 中　心 | 図 1(a) |
| 9 | 50kgN | 普　通 | 無 | ― | 中　心 | 図 1(a) |
| 10 | 50kgN | 普　通 | 無 | ○ | 中　心 | 図 1(a) |
| 11 | 50kgN | 普　通 | 無 | ○ | 中　心 | 図 1(a) |
| 12 | 50kgN | 普　通 | 有 | ― | 中　心 | 図 1(a) |
| 13 | 50kgN | 普　通 | 有 | ○ | 中　心 | 図 1(a) |
| 14 | 50kgN | HH340 | 無 | ― | 10mm 偏心 | 図 1(b) |
| 15 | 50kgN | HH340 | 無 | ― | 10mm 偏心 | 図 1(b) |



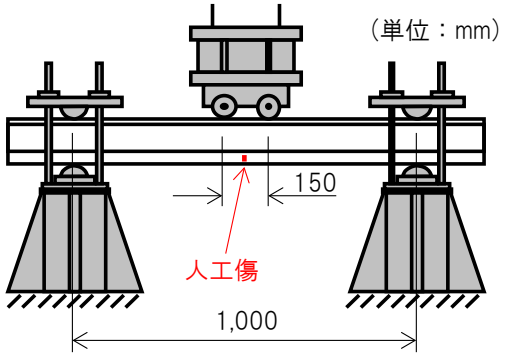

(a) 人工傷位置①　　(b) 人工傷位置②　　(c) 人工傷の断面形状

**付図 1-1　実レールに加工する人工傷の位置および形状寸法**

横裂進展試験は付図 1-2 に示すようなレール曲げ疲労試験機を用いて，レール頭部を下にした状態(以下，「ヘッドダウン」という)で実施した．ただし，ヘッドダウンによる横裂進展試験のため，実軌道のように温度応力と列車荷重による圧縮の変動応力が作用する場合の横裂進展とは区

別して考える必要がある．付表 1-2 に横裂進展試験方法を示す．

横裂進展試験において，載荷回数と横裂深さの関係および横裂進展速度を把握する方法として２種類の方法を適用した．１つは大小２通りの頭部応力全振幅を発生させる荷重条件で載荷し，その頭部応力全振幅の変動により疲労き裂進展速度が変わることを利用して，疲労破面に発生する境界部を測定する方法(以下，「ビーチマーク法」という)である．

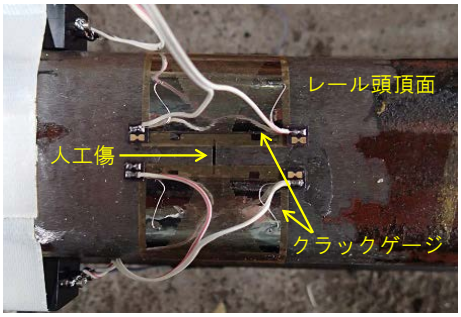



付図 1-2　横裂進展試験概要(ヘッドダウン)

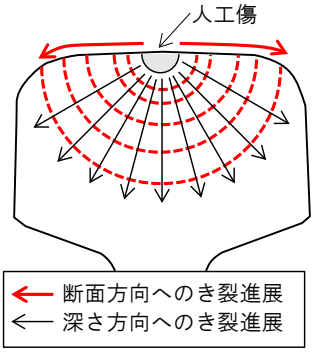
付表 1-2　横裂進展試験方法

| 項　目 | 条　件 |
|---|---|
| 載荷方法 | 片振り４点曲げ |
| 載荷点間隔 | 150mm |
| レール設置状態 | ヘッドダウン |
| 荷重作用方向 | 鉛直方向 |
| 試験環境 | 常温，大気中 |
| 載荷周波数 | 3Hz |

もう一方は，付図 1-3 に示すようにクラックゲージをレール頭頂面に加工した人工傷の両側に貼り付けて，レール表面のき裂進展量を把握し，横裂深さに換算する方法である．ビーチマーク法は破断後の破面に現れるため，破面を測定することで横裂深さを把握することが可能であるが，供試体の状態や試験条件によってはビーチマークが発生しない場合もしくは明瞭でなく測定できない場合がある．一方，クラックゲージを用いる方法はレール表面方向へのき裂進展量を的確に把握できるが，レール深さ方向へのき裂進展量ではないため，横裂進展速度を求めるためには，クラックゲージで検知された値を横裂深さへ換算する必要がある．以上を踏まえ，今回実施する横裂進展試験ではビーチマーク法とクラックゲージを用いる方法を組み合わせ，各載荷回数のき裂進展量を観測することとした．




付図 1-3　クラックゲージ貼付状況




付図 1-4　き裂進展概略

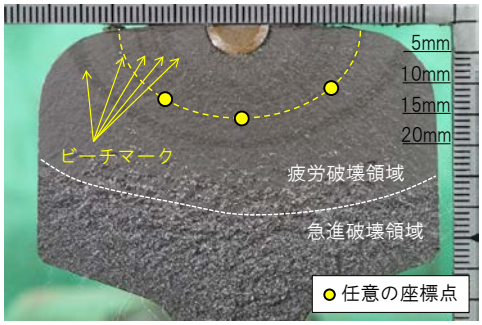
クラックゲージにより検知されるき裂長さを横裂深さに換算する方法は，今回実施した横裂進展試験がヘッドダウンで鉛直方向のみの荷重を作用させることから，付図 1-4 に示すように，疲労破面は人工傷から概ね楕円形状に広がるため，楕円形状の扁平率を勘案した値を横裂深さと推定した．扁平率は，疲労破面内のビーチマーク，もしくは疲労き裂の進展速度が変わる境界の座標点から楕円形状を決定し，算出した．算出例を付図 1-5 に示す．なお，扁平率は(1.1)で示すように楕円の長軸と短軸から決定されるもので，その値が 0 で円となる値である．

$$f = \frac{a-b}{a} \qquad \cdots\cdots\cdots\cdots (1.1)$$

ここで，$f$：扁平率，$a$：長軸，$b$：短軸

### 付 1.2　試験条件

各供試体における試験条件を付表 1-3 に示す．なお，初期のき裂が発生しやすいように，一部供試体を除き，人工傷からの進展深さ 5mm 程度の予き裂が発生するまでは比較的高い頭部応力全振幅を負荷した．




付図 1-5　扁平率算出例

付表 1-3　試験条件

| No. | レール | | 使用履歴 | 焼きなまし | 頭部応力全振幅(N/mm²) | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | 形　状 | 種　別 | | | 予き裂 5mm 発生まで | ① | ② |
| 1 | 50kgN | 普　通 | 無 | － | － | 70(20) | 140(10) |
| 2 | 50kgN | HH340 | 無 | － | 140 | 100(10) | 70(20) |
| 3 | 50kgN | HH340 | 無 | － | － | 70(20) | 140(10) |
| 4 | 50kgN | HH340 | 無 | － | 140 | 100 | － |
| 5 | 50kgN | 普　通 | 無 | － | 140 | 100 | － |
| 6 | 50kgN | HH340 | 無 | － | 140 | 100 | － |
| 7 | 50kgN | 普　通 | 無 | － | 140 | 100 | － |
| 8 | 50kgN | HH340 | 無 | － | 140 | 100(10) | 50(20) |
| 9 | 50kgN | 普　通 | 無 | － | 140 | 100(10) | 50(20) |
| 10 | 50kgN | 普　通 | 無 | ○ | 140 | 100(10) | 50(20) |
| 11 | 50kgN | 普　通 | 無 | ○ | 140 | 100 | － |
| 12 | 50kgN | 普　通 | 有 | － | 140 | 100 | － |
| 13 | 50kgN | 普　通 | 有 | ○ | 140 | 100 | － |
| 14 | 50kgN | HH340 | 無 | － | 140 | 100 | － |
| 15 | 50kgN | HH340 | 無 | － | 140 | 100 | － |

※()内の数値は載荷回数(万回)を表し，①→②の順で組み合わせ，繰返し負荷した．

ここで，本実験の頭部応力全振幅の条件で線形破壊力学[13]の考え方が適用可能か検証する．線形破壊力学とはき裂進展に関してよく用いられている考え方であり，き裂形状や発生応力から決定される応力拡大係数という指標を用いて疲労き裂進展則(Paris 側)を算定するものである．この考え方は，材料が線形弾性体であると仮定して適用している．しかし，通常材料が弾性を保つとしたならば，クラック先端での応力やひずみは極めて高い値を示すため，実在の材料においてはクラック先端付近で応力とひずみの関係が線形ではなくなり，降伏等による非線形変形をした領域が出現する．この領域(以下，「塑性域寸法」という)がき裂長さや材料断面寸法に比べて十分小さければ，小規模降伏状態となり材料を線形弾性体であると仮定できる．したがって式(1.2)で表される塑性域寸法 $\gamma_p$から，本試験条件で横裂進展試験を実施した場合，小規模降伏条件を満たすことを確認した．結果を付表 1-4 に示す．なお，レール鋼の降伏応力は 600N/mm² と仮定した[14]．

$$\gamma_p = \frac{1}{2\pi}\left(\frac{K_I}{\sigma_{ys}}\right)^2 \qquad \cdots\cdots\cdots\cdots (1.2)$$

ここで，$\gamma_p$：塑性域寸法(m$^{1/2}$)，$K_I$：応力拡大係数(MPa・m$^{1/2}$)，$\sigma_{ys}$：レール鋼の降伏応力(N/mm²)

付表 1-4　き裂長さと塑性域寸法例

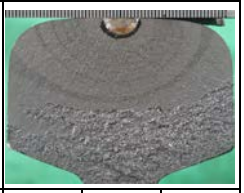
| 頭部応力全振幅(N/mm2) | 横裂深さ(mm) | 塑性域寸法(mm) |
|---|---|---|
| 140 | 10 | $2.1\times10^{-5}$ |
| | 20 | $8.2\times10^{-5}$ |
| | 30 | $1.8\times10^{-4}$ |

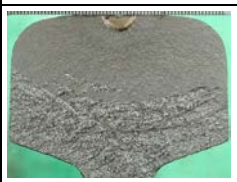
※なお，頭部応力振幅 100N/mm$^2$，70N/mm$^2$の場合も小規模降伏条件を満たした．

## 付 1.3　試験結果

各供試体の横裂進展試験結果について，普通レール(８本)を付表 1-5，熱処理レール(７本)を付表 1-6 にまとめる(資料 1 参照)．ただし，付表 1-5，6 の累積載荷回数の()内の数値はき裂が発生時を 0 回とした載荷回数である．なお，供試体は全て載荷中に破断に至った．

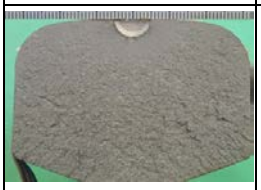
付表 1-5　横裂試験結果概要(普通レール)

| 供試体 | No.1 | | No.5 | | No.7 | | No.9 | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| |  | |  | |  | |  | | |
| 応力振幅(N/mm$^2$) | 70 | 140 | 140 | 100 | 140 | 100 | 140 | 100 | 50 |
| 累積載荷回数(a)(万回) | 93.00 (41.70) | | 98.20 (73.60) | | 105.30 (86.30) | | 218.85 (202.20) | | |
| 回数(万回/cycle) | 20 | 10 | ※1 | ※2 | ※1 | ※2 | ※1 | 10 | 20 |
| 限界横裂深さ(b)(mm) | 22.1 | | 22.9 | | 30.2 | | 28.7 | | |
| (b)/(a)(mm/万回) | 0.24 | | 0.23 | | 0.29 | | 0.13 | | |

| 供試体 | No.10 | | | No.11 | | No.12 | | No.13 | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| |  | | |  | |  | |  | |
| 応力振幅(N/mm$^2$) | 140 | 100 | 50 | 140 | 100 | 140 | 100 | 140 | 100 |
| 累積載荷回数(a)(万回) | 194.15 (178.60) | | | 107.25 (87.30) | | 100.10 (83.30) | | 210.65 (182.60) | |
| 回数(万回/cycle) | ※1 | 10 | 20 | ※1 | ※2 | ※1 | ※2 | ※1 | ※2 |
| 限界横裂深さ(b)(mm) | 22.9 | | | 26.9 | | 24.4 | | 27.4 | |
| (b)/(a)(mm/万回) | 0.12 | | | 0.25 | | 0.24 | | 0.13 | |

※1 予き裂(5mm)が発生するまでの載荷回数　※2 予き裂発生後，破断までの載荷回数

付表 1-6　横裂試験結果概要(熱処理レール)

| 供試体 | No.2 | | | No.3 | | No.4 | | No.6 | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| |  | | |  | |  | |  | |
| 応力振幅(N/mm$^2$) | 140 | 100 | 70 | 70 | 140 | 140 | 100 | 140 | 100 |
| 累積載荷回数(a)<br>(万回) | 62.80<br>(45.60) | | | 114.60<br>(61.00) | | 137.4<br>(65.40) | | 94.00<br>(76.80) | |
| 回数(万回/cycle) | ※1 | 10 | 20 | 20 | 10 | ※1 | ※2 | ※1 | ※2 |
| 限界横裂深さ(b)<br>(mm) | 29.1 | | | 16.6 | | 28.7 | | 26.9 | |
| (b)/(a)(mm/万回) | 0.48 | | | 0.14 | | 0.21 | | 0.29 | |

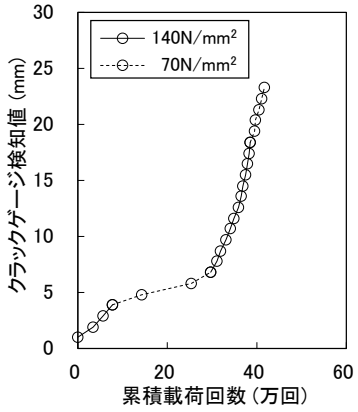
| 供試体 | No.8 | | | No.14 | | No.15 | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| |  | | |  | |  | | | |
| 応力振幅(N/mm$^2$) | 140 | 100 | 50 | 140 | 100 | 140 | 100 | | |
| 累積載荷回数(a)<br>(万回) | 153.85<br>(135.30) | | | 101.65<br>(81.70) | | 87.20<br>(72.40) | | | |
| 回数(万回/cycle) | ※1 | 10 | 20 | ※1 | ※2 | ※1 | ※2 | | |
| 限界横裂深さ(b)<br>(mm) | 26.9 | | | 22.6 | | 22.5 | | | |
| (b)/(a)(mm/万回) | 0.18 | | | 0.23 | | 0.26 | | | |

※1 予き裂(5mm)が発生するまでの載荷回数　※2 予き裂発生後，破断までの載荷回数

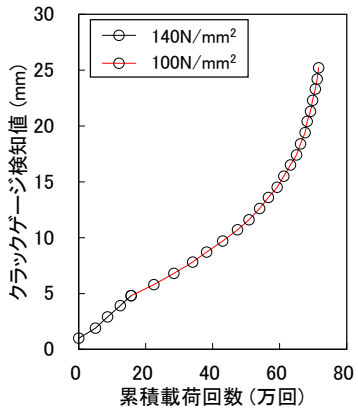
付表 1-5，6 より，全ての供試体の破面は 3.1 節で推測したように，レール頭頂面の人工傷から概ね楕円形状に進展した．また，大小２通りの頭部応力全振幅を繰返し負荷した試番については供試体 No.2 を除いて，概ね明瞭なビーチマークが確認できた．供試体 No.2 は，大小の頭部応力全振幅の差が小さかったため，破面に明確に現れなかったと推測される．破面の特徴として，人工傷から進展したき裂は深さ概ね 20mm～30mm 程度まで平滑な疲労破壊領域とみられる破面を呈しており，その後，急進的に進展し，破断に至ったと推測される．ただし，付図 1-6 に示す例のように，多くの供試体で疲労破壊領域内の一部に脆性的なき裂進展が混在する領域が確認された．次に，レール表面のき裂進展量を示すクラックゲージ検知値と載荷回数の関係を付図 1-7，8 に示す．



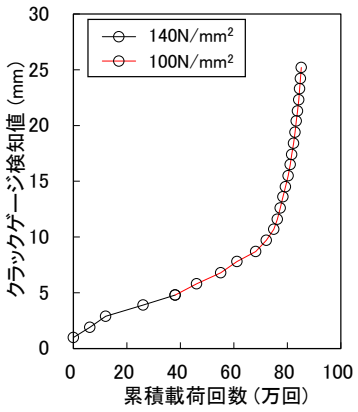

付図 1-6　破面例



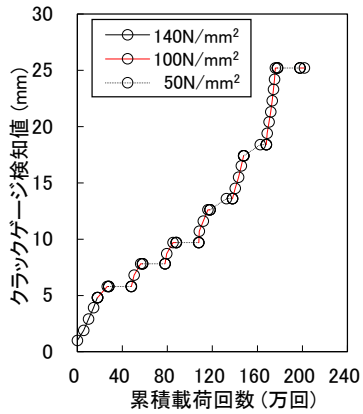

(a) 供試体 No.1



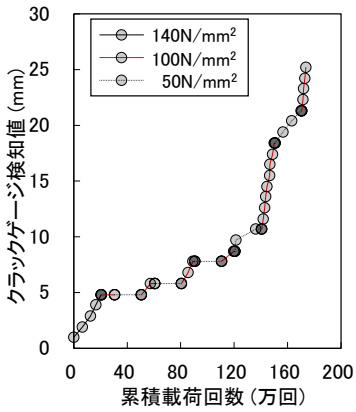

(b) 供試体 No.5



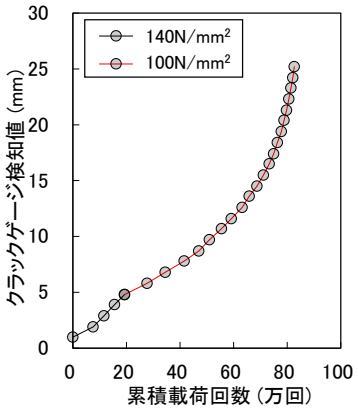

(c) 供試体 No.7



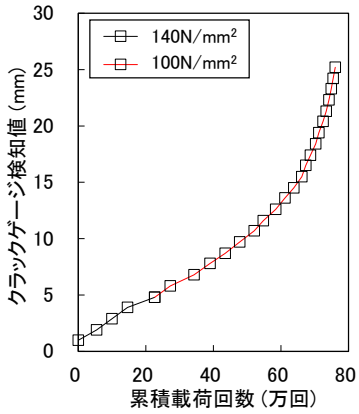

(d) 供試体 No.9



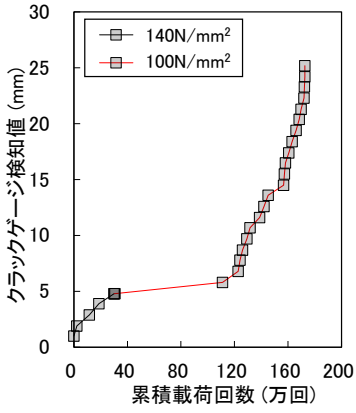

(e) 供試体 No.10




(f) 供試体 No.11

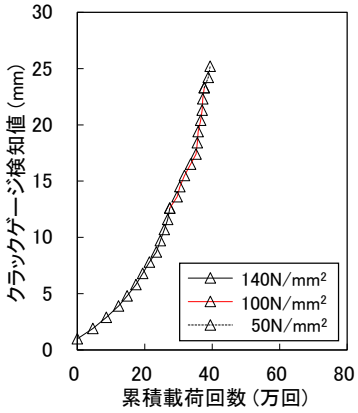



(g) 供試体 No.12

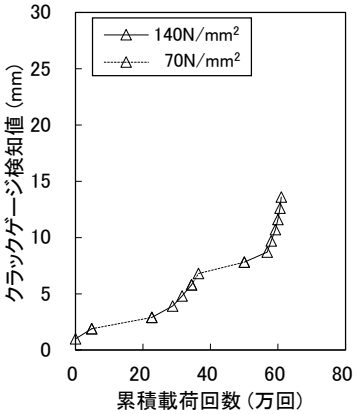



(h) 供試体 No.13

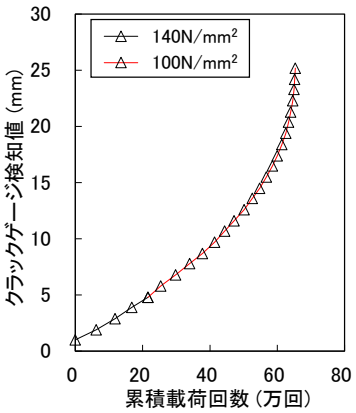
付図 1-7　累積載荷回数とクラックゲージ検知値の関係（普通レール）



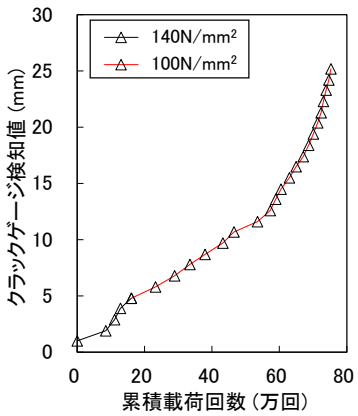

(a) 供試体 No.2



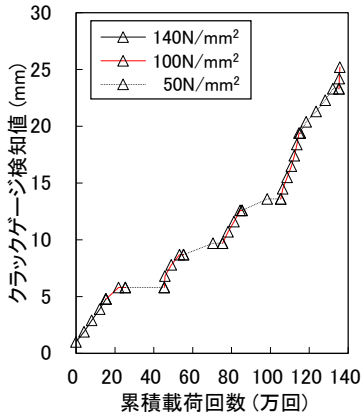

(b) 供試体 No.3



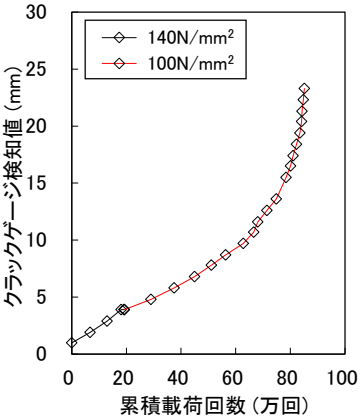

(c) 供試体 No.4



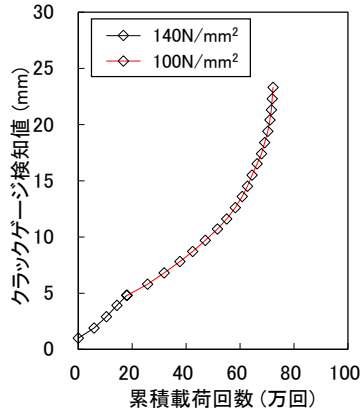

(d) 供試体 No.6




(e) 供試体 No.8



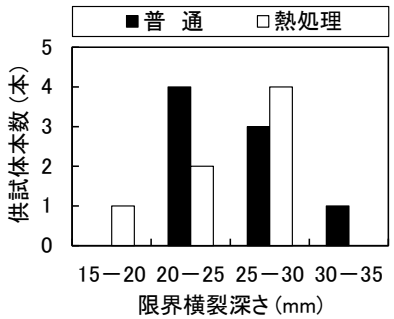

(f) 供試体 No.14




(g) 供試体 No.15

付図 1-8　累積載荷回数とクラックゲージ検知値の関係（熱処理レール）

付図 1-9 に今回実施した横裂進展試験の供試体の限界横裂深さの分布を示す．限界横裂深さは 15mm～35mm の間で分布し，全体の 9 割程度が 20mm～30mm の間であった．また，レール種別が普通レールと熱処理レールで異なる場合の限界横裂深さに顕著な差異はなく，ある一定の範囲内でばらつきがあることを確認した．ただし 1.2 節の付表 1-3 で示したように，各供試体における頭部応力全振幅条件は様々であるため，すべて同じ条件で実施した場合の限界横裂深さの分布とは異なるものである．




付図 1-9　全供試体の限界横裂深さの分布

### 付 1.4　扁平率の算定

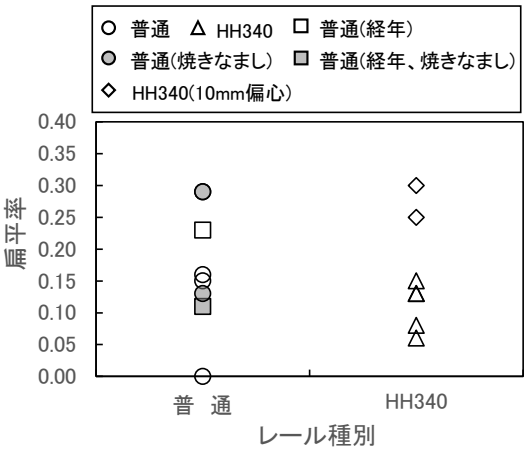
1.1 節で述べた扁平率について，破断後の破面に発生したビーチマーク等とクラックゲージで検知された値を用いて算出した．付表 1-7，8 および付図 1-10 にビーチマークを利用して算定した扁平率を示す．なお，扁平率は人工傷直下の深さ 20～25mm 程度までの扁平率がいずれの供試体においても同等であったため，その扁平率を示す(資料２参照)．

付表 1-7　扁平率一覧(普通レール)

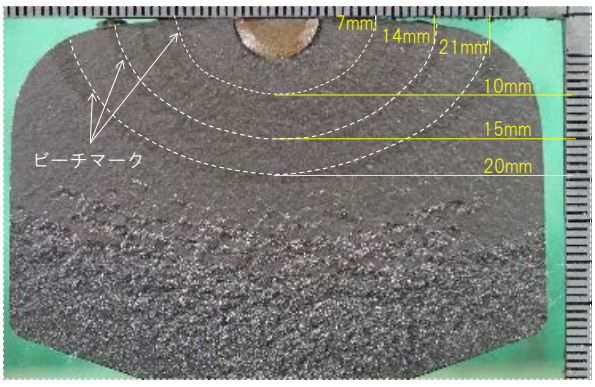
| 供試体 | No.1 | No.5 | No.7 | No.9 | No.10 | No.11 | No.12 | No.13 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 扁平率 | 0.16 | 0.29 | 0.00 | 0.15 | 0.29 | 0.13 | 0.23 | 0.11 |

付表 1-8　扁平率一覧(HH340 レール)

| 供試体 | No.2 | No.3 | No.4 | No.6 | No.8 | No.14 | No.15 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| 扁平率 | 0.08 | 0.15 | 0.06 | 0.13 | 0.13 | 0.3 | 0.23 |




(a) 扁平率分布




(b) 破面計測による横裂深さ例(供試体 No.10)

付図 1-10　クラックゲージ検知値と横裂深さの関係例

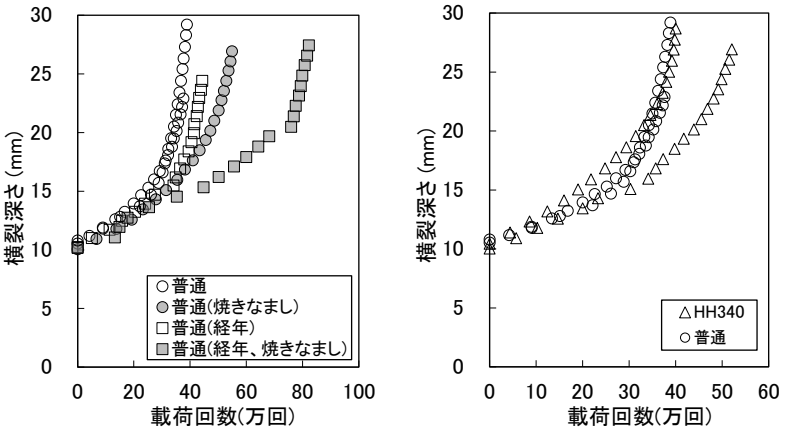
付表 1-7 および付図 1-10 (a)より，各レール種別の扁平率分布に明確な差異はみられず，0.0 か

ら 3.0 程度の範囲内に分布した．また，HH340 については頭頂部中心に加工した供試体と比較して人工傷を 10mm 偏心させた供試体の扁平率が大きい結果となった．なお，上述したように，ここでの扁平率は人工傷直下の深さ 20～25mm 程度までの扁平率であるが，横裂深さの推定にはこの扁平率を適用することとした．

### 付 1.5　考　察

各供試体のうち，予き裂発生後，頭部応力全振幅を 100N/mm$^2$で一定に繰返し載荷した結果について，普通レールの各条件による比較とレール種別による比較を行った．その結果を付図 1-11 に示す．なお，付図 1-11 は 5mm の予き裂発生直後の載荷回数を 0 として，人工傷を含めた横裂深さ 10mm の位置から破断までの載荷回数と横裂深さの関係を示している．

付図 1-11 (a)では，使用履歴のない普通レール(以下,「新品普通レール」という)，焼きなまし処理を施した普通レール(以下,「普通レール(焼きなまし)」という)，使用履歴のある普通レール(以下,「通トン普通レール」という)，使用履歴があるものを焼きなまし処理した普通レール(以下,「通トン普通レール(焼きなまし)」という)の４種類計５本を比較した．全体の特徴として，き裂が進展し，横裂深さが大きくなるとプロットの傾きも大きくなる傾向が確認できる．また，新品普通レールが最も早く破断に至っており，普通レール(焼きなまし)および通トン普通レール(焼きなまし)が比較的遅い結果となった．



(a) 供試体条件による影響　　(b) レール種別による影響

**付図 1-11　載荷回数と横裂深さの関係**

**付表 1-9　レール頭部残留応力** [3),12),16),17)]

| レール種別 | 使用履歴 | 測定箇所 | 残留応力 |
|---|---|---|---|
| 普　通 | 無し | 頭頂部表面 | 50～100N/mm$^2$程度 |
| | | 頭部内部 | 0N/mm$^2$程度 |
| | 有り | 頭頂面表面 | 圧縮側 |
| | | 頭部内部 | 100N/mm$^2$程度 |
| 熱処理 | 無し | 頭頂面表面 | 0N/mm$^2$程度 |
| | | 頭部内部 | 100N/mm$^2$程度 |
| | 有り | 頭頂面表面 | 圧縮側 |
| | | 頭部内部 | 圧縮側 |

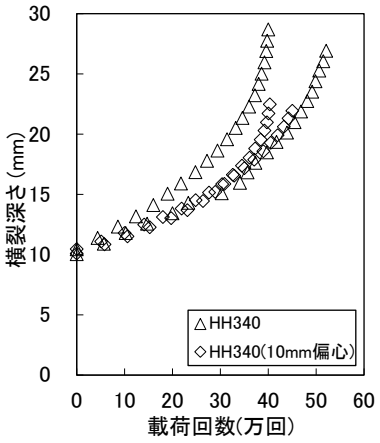
ここで焼きなましとは，レールがその形状により，製造過程で必然的に発生する残留応力を除去するために行ったものである．このレールの残留応力はその内部でつり合っている応力であるが，レールの断面に関して局所的にみると，隣接部分から圧縮や引張りの応力を受けている [15)]．したがって，初期の応力として，列車通過時の曲げ応力と同じレール長さ方向に残留応力が存在することはレールのき裂進展速度に大きく影響することが想定される．この残留応力の影響については既往の研究として検討

されており [3),12),16),17)]，付表 1-9 に示すように過去測定された残留応力の値はレール種別や測定位置によって様々である．

したがって，焼きなまし処理を施した２本のレールが比較的遅い結果となった要因として，残留応力が大きく影響したことが示唆される．

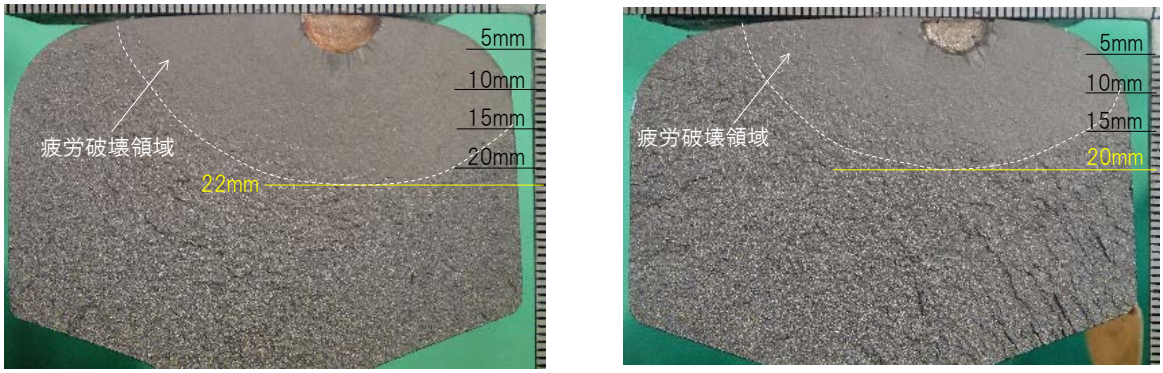
付図 1-11 (b)では，新品普通レールと新品熱処理レールの２種類計４本を比較した．熱処理レールの供試体１本の結果が比較的遅い傾向を示したが，その他３本は同様の結果であったことから，今回実施した横裂進展試験の条件下においてはレール種別における差異は顕著でなかったといえる．上述したように，残留応力は同じ熱処理レールにおいてもその値は必ずしも一定ではないため，同じ熱処理レール２本の結果に差が生じたのもその影響である可能性がある．

次に，熱処理レールのうち，人工傷をレール頭頂面中心に加工した供試体２本とゲージコーナき裂を想定して人工傷をレール頭頂面中心から 10mm 偏心させた供試体２本について，人工傷位置が異なる場合の載荷回数と横裂深さの関係を**付図 1-12** に示す．なお，人工傷の位置をレール頭頂面中心から 10mm 偏心させた供試体の横裂深さの換算は，楕円形状が比較的明確なレール頭頂面中心方向へのクラックゲージの値から換算した横裂深さを用いた．




**付図 1-12　人工傷の偏心による影響**

付図 1-12 より，人工傷の位置が異なることによって，それぞれの傾向に明確な差はみられなかった．一方で，横裂深さに着目すると，人工傷位置が中心の供試体が横裂深さ 25mm～30mm の間で破断に至っているのに対し，人工傷位置を 10mm 偏心させた供試体についてはどちらも深さ 20mm 程度の比較的浅い位置で破断に至っている．付図 1-13 に示す実験後の供試体破面からも同様のことがいえる．3.3 節の付図 1-7 において，レール種別が異なる場合の限界横裂深さの差異は顕著ではないとしたが，人工傷位置が異なる場合には限界横裂深さに影響を及ぼす可能性が示唆された．

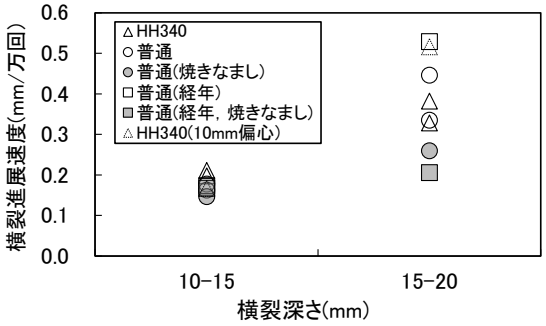



(a) 供試体 No.14　　(b) 供試体 No.15

**付図 1-13　人工傷を偏心させた供試体の破面**

付図 1-14 に横裂深さと横裂進展速度の関係を示す．横裂進展速度は横裂深さの範囲ごとのき裂進展量をその頭部応力全振幅の累積載荷回数で除した平均的なき裂進展速度として算出した．ただし，横裂進展速度の比較は付図 1-11，12 で傾きに差が現れる横裂深さ 10mm～20mm の間とした．なお，深さ 20mm 以上においては付図 1-6 に示したように，脆性的なき裂進展が混在する領

域であるため，除外した．横裂深さが比較的浅い 10mm～15mm における横裂進展速度 0.1mm/万回～0.2mm/万回程度で明確な差はみられないが，横裂深さ 15mm～20mm においては，焼きなまし処理を施した普通レールで遅くなり，付図 1-11～12 の載荷回数と横裂深さの関係とも整合する．




付図 1-14　横裂深さと横裂進展速度の関係

【参考文献】


1) 杉山亨, 阿部則次：実態分析によるレールシェリング発生過程の一考察, 鉄道技術研究所速報, No.A-84-101，1984.6
2) 佐藤幸雄，岩渕研吾，石田誠，陳樺：シェリング発生メカニズムの解明，指定課題報告，03EZ02019，2004.3
3) 柏谷賢治，石田誠：レール横裂成長速度予測モデル，第 7 回鉄道力学シンポジウム，2003.7
4) 弟子丸将，片岡宏夫，柳沢有一郎：レール横裂進展速度に関する研究，新線路，2007.3
5) Deshimaru.T, Kataoka.H, Hosoda.M：Eperimental Study on the Prediction Method of Transverse Crack Growth Rate，IHHA Conference 2011，2011
6) 青木宣頼：レール横裂きずの進展に関する研究，日本鉄道施設協会誌，2007.2
7) 堀克則他：横裂進みを考慮したシェリング傷管理方法，第 12 回鉄道力学シンポジウム，2008.7
8) 辻江正裕, 赤間誠, 松田博之, 名村明：レール横裂進展予測モデルの開発, 鉄道総研報告, 2010.12
9) 寺下善弘：レール頭部横裂検知のための超音波探傷技術, 第 244 回鉄道総研月例発表会, 2009.6
10) 石田誠：鉄道技術　来し方行く末　レールシェリング対策，RRR，2013.11
11) 平野秀司，矢作秀之：レールに発生する横裂の進展に関する一検討，土木学会第 69 回年次学術講演会，2015.9
12) 辻江正裕，赤間誠，谷本啓：ゲージコーナき裂の進展予測に関する一考察，第 19 回鉄道技術連合シンポジウム講演論文集，No.12-79，2012.5-7
13) 岡村弘之：線形破壊力学入門，pp.73-79，1976.5
14) 佐藤吉彦, 久保田信平：レール曲上げに伴う問題点の力学的検討, 土木学会論文集 No.437, I-17, pp.69-78，1991.10
15) 加藤八洲夫：レール，日本鉄道施設協会，pp.166-167，1978
16) 西田新一, 浦島親行, 桝本弘毅：レール鋼の疲労き裂伝ぱ過程における残留応力の影響, 材料, 第 32 巻，第 352 号，1983.1
17) 越智保雄, A.J.McEvily：数種のレール鋼における疲労き裂伝ぱ特性および破壊靭性特性の評価, 日本機械学会論文集(A 編)，53 巻，491 号，1987.7

# 資料１

－横裂進展試験実施後の供試体破面－



資図 1-1　供試体 No.1 破面（新品普通レール）



資図 1-2　供試体 No.2 破面（新品熱処理レール）



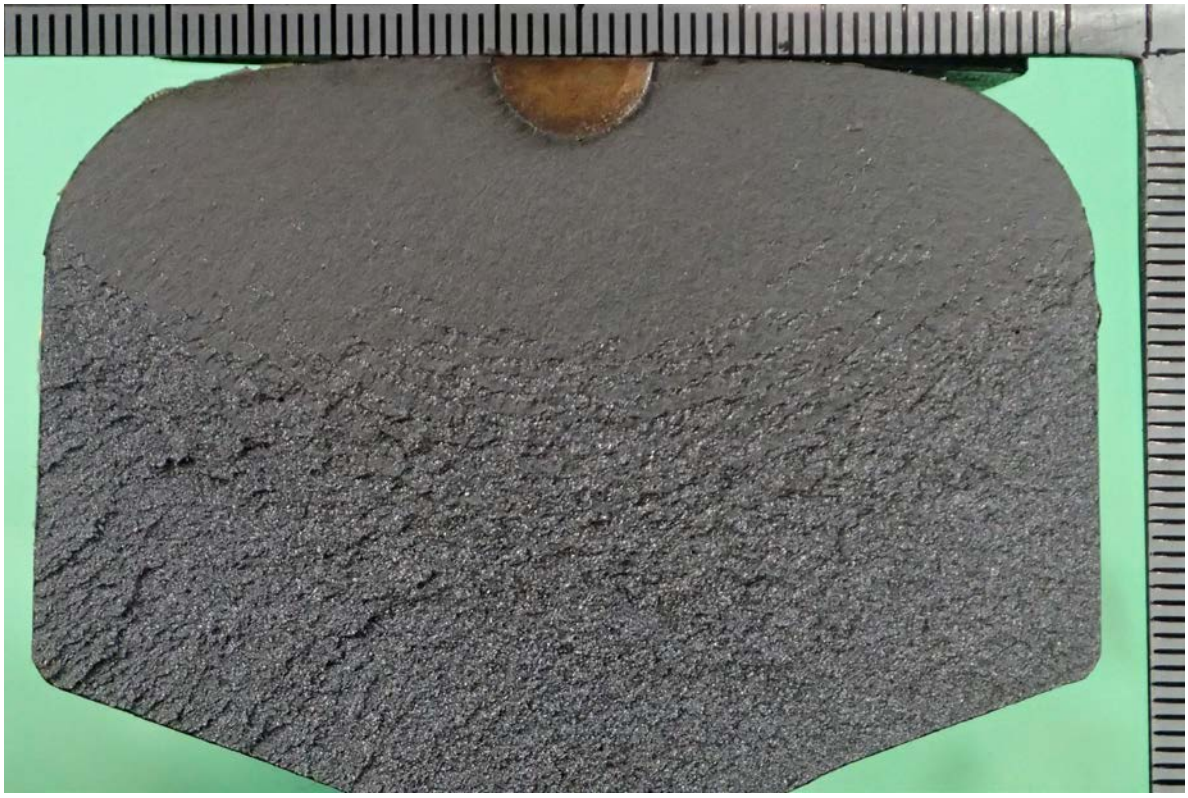
資図 1-3　供試体 No.3 破面（新品熱処理レール）



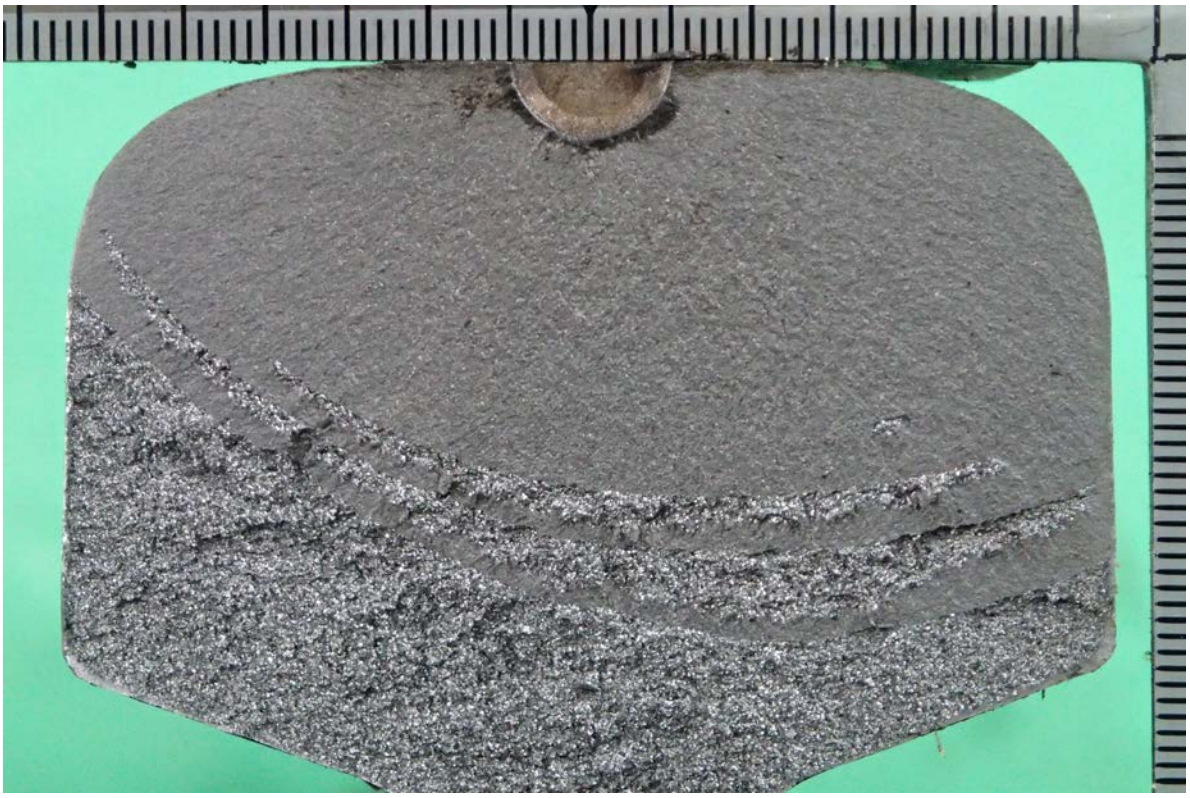
資図 1-4　供試体 No.4 破面（新品熱処理レール）



資図 1-5　供試体 No.5 破面（新品普通レール）



資図 1-6　供試体 No.6 破面（新品熱処理レール）



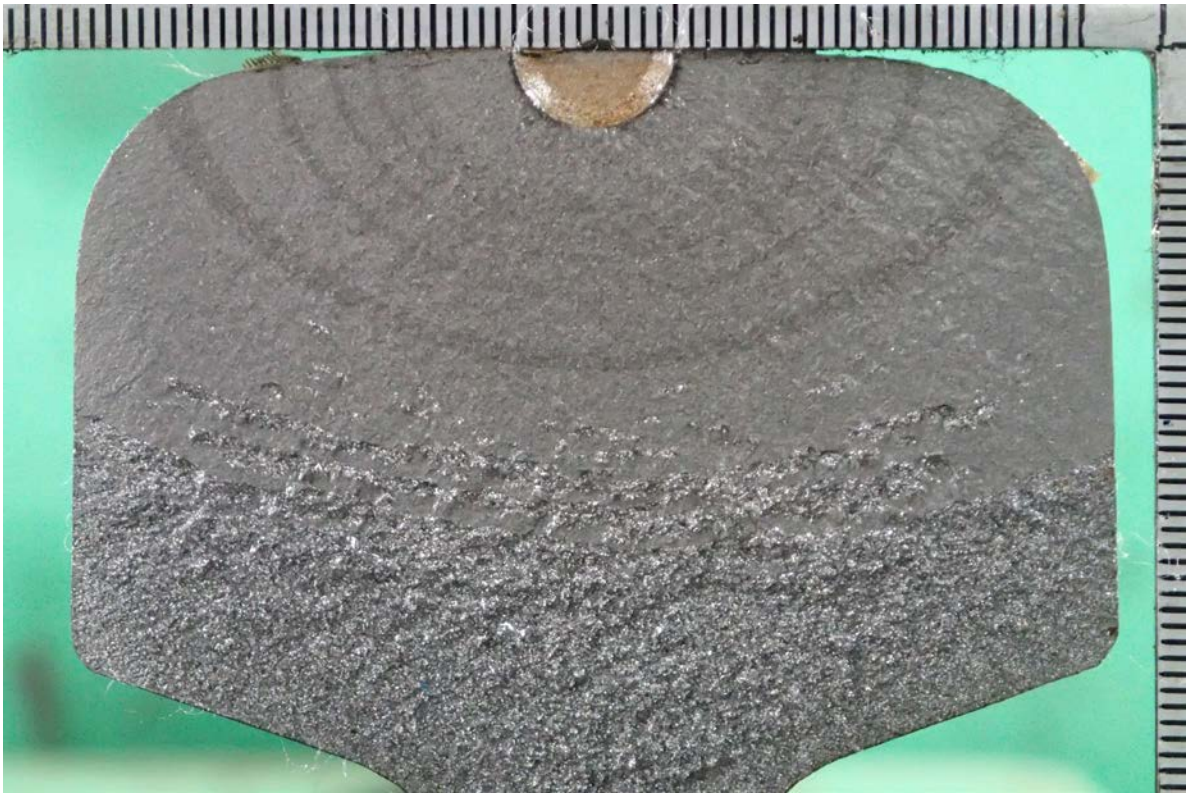
資図 1-7　供試体 No.7 破面（新品普通レール）



資図 1-8　供試体 No.8 破面（新品熱処理レール）



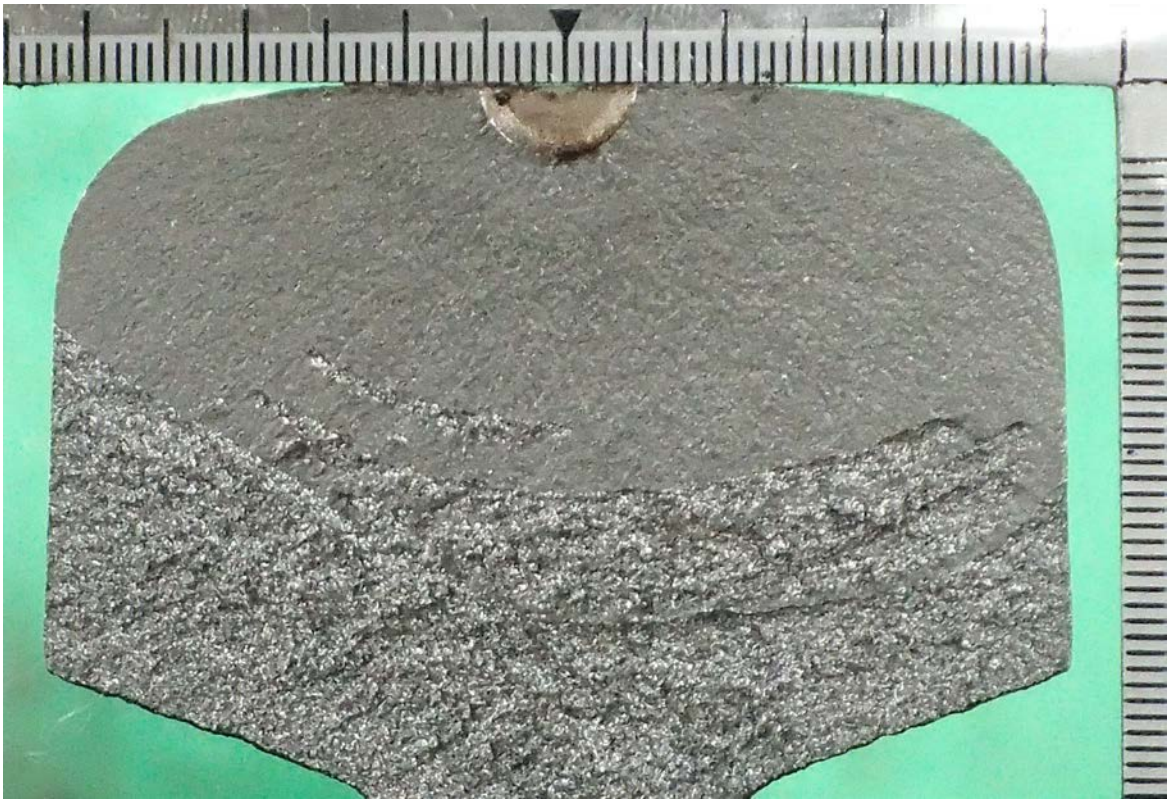
資図 1-9　供試体 No.9 破面（新品普通レール）



資図 1-10　供試体 No.10 破面（新品普通レール(焼きなまし)）



資図 1-11　供試体 No.11 破面（新品普通レール(焼きなまし)）



資図 1-12　供試体 No.12 破面（通トン普通レール）



資図 1-13　供試体 No.13 破面（通トン普通レール(焼きなまし)）



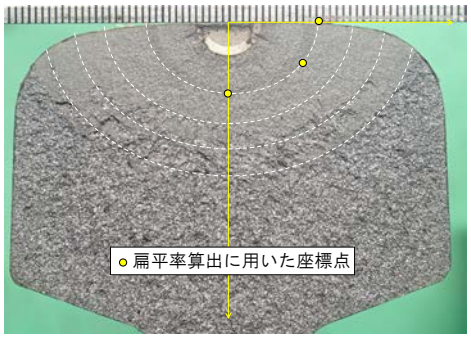
資図 1-14　供試体 No.14 破面（新品熱処理レール(10㎜ 偏心)）



資図 1-15　供試体 No.15 破面（新品熱処理レール(10㎜ 偏心)）

# 資料 2

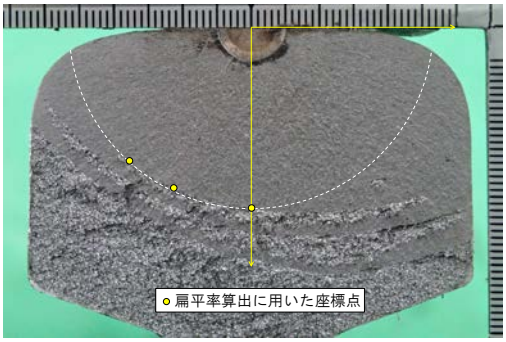
－各破面における扁平率の算出－



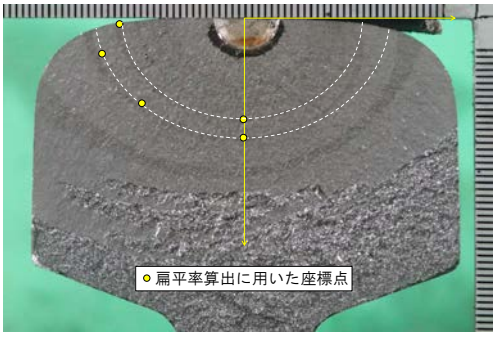

(a) 供試体 No.1



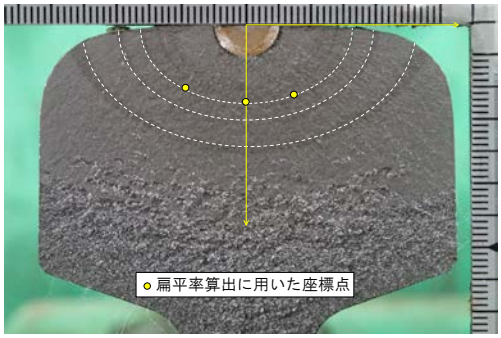

(b) 供試体 No.5



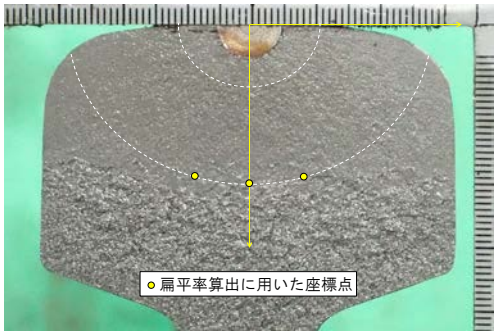

(c) 供試体 No.7



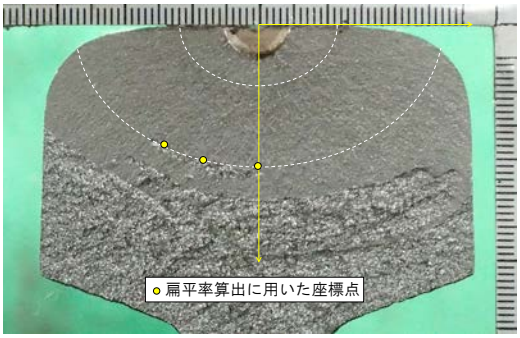

(d) 供試体 No.9



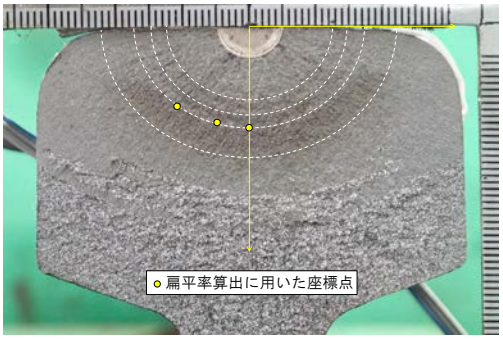

(e) 供試体 No.10




(f) 供試体 No.11

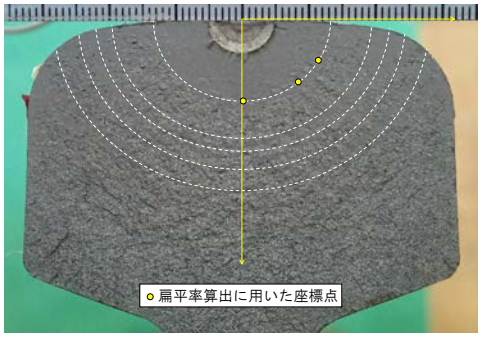



(g) 供試体 No.12

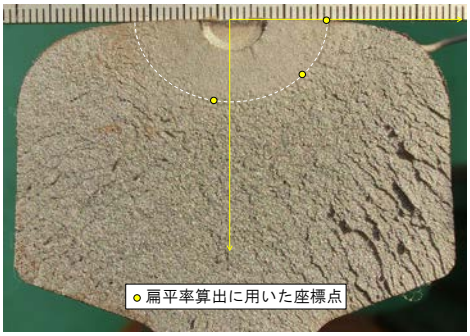



(h) 供試体 No.13

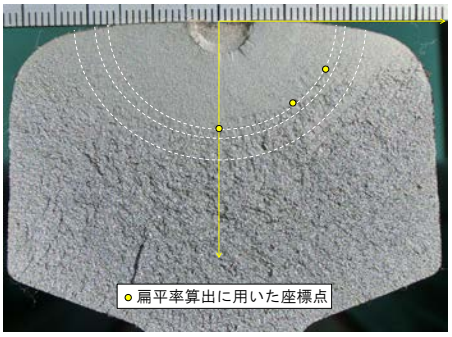
資図 2-1　各破面における扁平率の算出（普通レール）



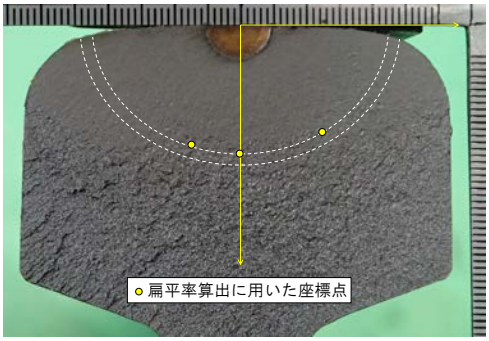

(a) 供試体 No.2



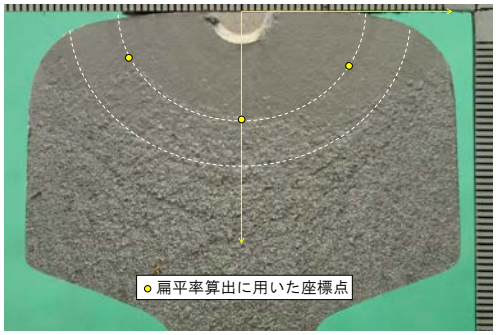

(b) 供試体 No.3



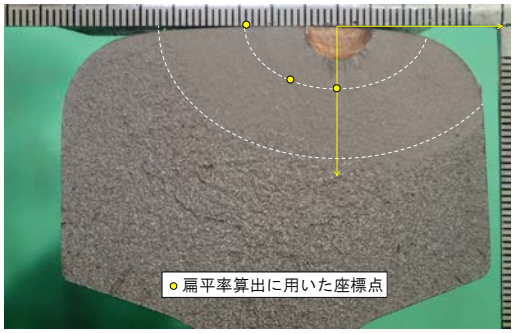

(c) 供試体 No.4



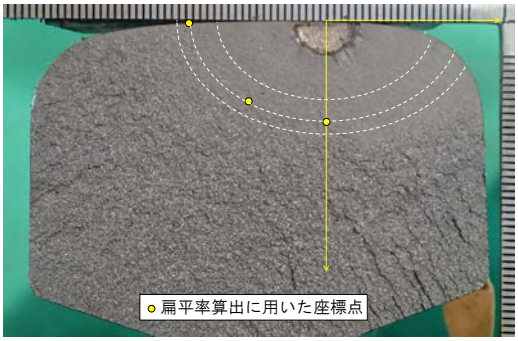

(d) 供試体 No.6




(e) 供試体 No.8




(f) 供試体 No.14




(g) 供試体 No.15

資図 2-2　各破面における扁平率の算出（熱処理レール）

# 付属資料 2

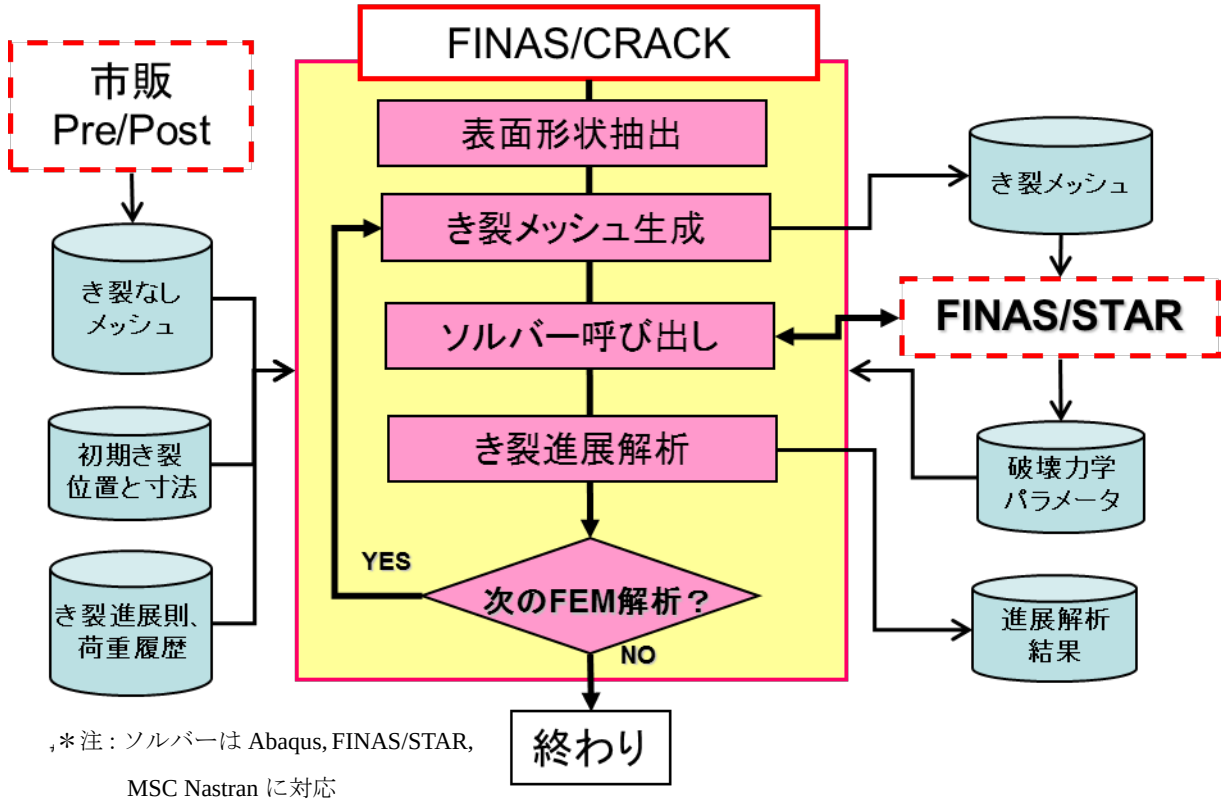
－頭部横裂の進展解析の予備解析－

き裂進展解析システム FINAS/CRACK を用いてき裂なしメッシュに対してき裂を導入し，大規模非線形構造解析システム FINAS/STAR を FEM ソルバーとしてき裂進展解析を行った．本システムの特徴は，仮想き裂進展法 [3]と自動メッシング機能の組み合わせにより，自動的なき裂進展解析を行える点にある．以下に本システムについて詳しく述べる．

### 付 2.1 き裂進展解析の手順

付図 2-1 に FINAS/CRACK によるき裂進展解析の手順を示す．FINAS/CRACK が対応している FEM ソルバーは，FINAS/STAR，ABAQUS 及び MSC Nastran であるが，今回用いた FEM ソルバーは FINAS/STAR である．

FINAS/CRACK によるき裂進展は，多数回の FINAS/STAR による解析とリンクして同じ回数の進展計算を自動的に行う． 1 回のき裂進展の処理は，FINAS/CRACK でき裂メッシュを生成し，き裂メッシュを用いた FINAS/STAR による解析から得られた変位から，エネルギー解放率を計算し，それを応力拡大係数に変換して，き裂進展量を求める．求めた進展量にてき裂メッシュを更新し，次の進展処理へ繰り返す．なお初回のみ，き裂なしメッシュが必要であるが，後述の FINAS/STAR 向けのき裂なしモデルを用いる．




付図 2-1 FINAS/CRACK によるき裂進展解析の手順

### 付 2.2 積分，応力拡大係数，き裂進展速度の算出

FINAS/CRACK は，後述のパリス則に基づいて疲労き裂進展をシミュレーションするソフトウェアである．パリス則によって疲労き裂進展解析を行う場合，応力拡大係数を数値計算によって求める必要がある．その方法はいくつか提案されているが，FINAS/CRACK では仮想き裂進展法 [3]と呼ばれる積分型の計算手法を用いている．仮想き裂進展法は破壊力学パラメータの一つであ

る，J 積分と等価な領域積分を用いてエネルギー解放率 $G$ を求めるものである．

$$G = \frac{1}{A_c}\int_V \left\{ \left( \sigma_{ij} \frac{\partial u_j}{\partial x_k} - W\delta_{ik} \right) \frac{\partial \Delta x_k}{\partial x_i} - f_i \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \Delta x_j \right\} dv - \frac{1}{A_c}\int_S t_i \frac{\partial u_i}{\partial x_j} \Delta x_j ds \qquad (2.1)$$

$Ac$ : 仮想き裂進展によるき裂面積増分，$V$ : 物体の体積，$S$ : 同物体の表面積，
$\sigma_{ij}$ : 応力，$u_i$ : 変位，$W$ : ひずみエネルギー密度，$f_i$ : 物体力，$t_i$ : 表面力，
$\delta_{ij}$ : クロネッカーのデルタ，$\Delta x_j$ : マッピング関数

汎用有限要素ソルバーに FINAS/STAR を用いた場合，FINAS/CRACK は FINAS/STAR からの変位結果を用いて，独自に応力・ひずみを再生成し，仮想き裂進展法を利用してエネルギー解放率を算出し，線形破壊力学の理論に基づいて応力拡大係数に換算する．

以上により荷重サイクルにおける最大応力拡大係数と最小応力拡大係数を求め，応力拡大係数範囲を算出する．求まった応力拡大係数範囲からパリス則の積分が可能となる．すなわち評価期間におけるき裂進展量とサイクル数を求めることができる．ただしき裂進展に伴って応力拡大係数も変化するため，き裂を更新しながら汎用有限要素法ソルバーによる応力評価と式(2.1)によるエネルギー解放率の算出を繰り返し行うことが必要となる．

以下の関係式により，エネルギー解放率 G から，応力拡大係数 K が換算される．

$$G_I = \frac{\left(1-\nu^2\right)K_I^2}{E} \qquad (2.2)$$

上記より求めた K を用いて以下のパリス則からき裂進展速度を算出する．

$$\left(\frac{da}{dN}\right) = C_f \left(\Delta K\right)^m \qquad (2.3)$$

ここで，$a$ はき裂進展量，$N$ は荷重サイクル数，$C_f$及び $m$ は材料定数，$E$ は材料のヤング率，$\Delta K$ は応力拡大係数の変動範囲である．

### 付 2.3 き裂進展解析の設定パラメータ

FINAS/CRACK への入力データは，初期き裂の位置と寸法，き裂進展則及び荷重履歴を含め，予め入力ファイル*.xml に設定して用いる．その他各種解析制御データも合わせて同ファイルに設定する．

この*.xml ファイルは，いわゆる XML（Extensible Markup Language：拡張可能なマーク付け言語）フォーマットに準拠したテキストファイルの形式で，FINAS/CRACK の仕様によって準備しなければならない．

(a) 初期き裂の設定パラメータ

初期き裂の位置と寸法は，同ファイルの<Crack>データを用いて設定する．FINAS/CRACK では，半楕円き裂の入力ができるほか，複数の点の座標を用いた任意き裂を設定することができる．本解析では，半楕円き裂として初期き裂を入力する．今回初期き裂位置が中心の場合と 10mm 偏心

の場合の解析を行ったが，中心の場合は入力ファイルを下記のように設定した．

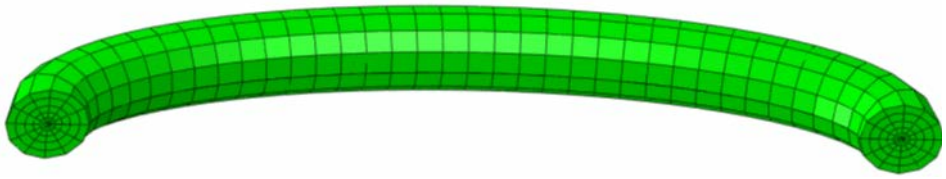
```
<Crack Name="Crack-1" Location="Surface" Shape="Elliptic">
  <!-- き裂前縁定義 半楕円き裂 -->
  <CrackFront Name="Front-1">
    <Ellipse>
      <Center       X1="0.00" X2="153.00" X3="0.00" />
      <SemiMajor X1="5.00" X2="0.00" X3="0.00" />
      <SemiMinor X1="0.00" X2="-5.00" X3="0.00" />
    </Ellipse>
```

また，10mm 偏心の場合は上記入力ファイルの 5 行目を

「<Center　　X1="10.00" X2="153.00" X3="0.00" />」

とした．

FINAS/CRACK では，付図 2-2 に示すようにき裂前縁にトーラス状の 6 面体メッシュを自動生成する．



**付図 2-2 き裂前縁トーラスメッシュの例**

入力ファイルでは，き裂前縁トーラスメッシュのパラメータとして，主に以下の 4 つを設定する．

- き裂前縁分割数
  (要素<FrontSplit>の子要素<Split>の属性 NumberOfSplit)
- トーラス断面の半径方向分割数
  (要素<SectionalSplit>の属性 NumberOfRadialDiv)
- トーラス断面の最大半径
  (要素<SectionalSplit>の属性 MaxRadius)
- トーラス断面の周方向分割数
  (要素<SectionalSplit>の属性 NumberOfAngularDiv)

経験的に各パラメータを適切に設定することになるが，モデルによって大きく変わりうるもので，解析精度に影響があるのは，そのうちの次のパラメータである．

- き裂前縁分割数
  (要素<FrontSplit>の子要素<Split>の属性 NumberOfSplit)

また，FINAS/CRACK ではき裂を挿入する際の表面メッシュのメッシュサイズ制御，およびき裂面周辺の四面体生成におけるメッシュサイズ制御の設定を入力ファイルで行う．き裂メッシュサイズ制御で設定する項目は次の 3 つである．

- き裂面のメッシュサイズ勾配
  (要素<MeshSizeGrad>の属性 Grad)

- き裂周辺の四面体メッシュサイズ勾配
  (要素<MeshSizeGrad>の属性 VolumeGrad)
- き裂周辺の形状表面メッシュのリメッシュ時メッシュサイズ勾配
  (要素<MeshSizeGrad>の属性 FacetGrad)

き裂面のメッシュサイズ勾配は，き裂面そのものにメッシュを生成する際のメッシュサイズ勾配であり，前縁トーラスの分割サイズを基準に，き裂前縁からき裂切り口に向かって，どの程度メッシュサイズを大きくしていくかを指定するものである．例えば表面き裂においてこの値を 0.5 と設定すると，き裂前縁から距離 1.0 進めばメッシュサイズは 0.5 増加するような分布になる．

き裂周辺の四面体メッシュサイズ勾配は，き裂挿入後の四面体メッシュ生成時に，き裂面から離れるに従って，どの程度の割合で四面体のメッシュサイズを大きくしていくかを指定するものである．例えばこの値を 0.5 と設定すると，き裂面から距離 1.0 進めば四面体のメッシュサイズが 0.5 増加するような分布になる．

き裂周辺の形状表面メッシュのリメッシュ時メッシュサイズ勾配は，き裂挿入時の表面メッシュの修正時に，き裂面から離れるに従ってどの程度の割合でメッシュサイズを大きくしていくかを指定するものである．例えばこの値を 0.5 と設定すると，き裂面から距離 1.0 進めば表面メッシュサイズが 0.5 増加するような分布になる．

(b) き裂進展増分Δa

き裂が進展すると，き裂サイズの関数である応力拡大係数が変化し，き裂進展速度も変化する．FINAS/CRACK ではき裂進展量について増分計算をしている．あるき裂進展増分$\Delta a$ の計算においては，進展前のき裂サイズ $a$ に対して計算される応力拡大係数に基づくき裂進展速度を用いている．そのため，き裂進展増分$\Delta a$ が大きい場合は，計算精度が落ちる可能性がある．その一方で，き裂進展増分$\Delta a$ ごとにメッシュを更新して FEM 計算をしているため，き裂進展増分$\Delta a$ が小さいと，その分計算時間がかかる．

また，き裂進展増分$\Delta a$ に伴うメッシュ更新において，$\Delta a$ が大きすぎると，き裂形状の変化が急激になる場合があり，メッシュ生成がうまくいかない場合がある．

よって，き裂進展増分$\Delta a$ については，問題に応じて精度について検討したうえ，適切に設定する必要がある．

なお，き裂進展増分$\Delta a$ は，サイクル増分の上限$\Delta N$ に依存しているので，FINAS/CRACK では，サイクル増分の上限$\Delta N_{max}$及び進展量の上限$\Delta a_{max}$の両方を設定することにより，早く達した方で実際の制御を行っている．

ただし，応力拡大係数がき裂寸法の平方根に比例しており，き裂進展則が応力拡大係数振幅の指数関数であるため，き裂進展増分$\Delta a$ については，事前に誤差はある程度予測することができる．今回，$\Delta a$ = 0.1mm の場合，初期き裂サイズが 5mm であるため，進展速度の誤差は，おおよそ(0.1/5)(0.5×3) = 3%である．き裂が大きくなると，誤差はさらに小さくなるので，$\Delta a$ = 0.1mm の場合，き裂進展増分$\Delta a$ による進展速度の誤差はおおよそ 3%以下である．ここでは，初期き裂進展増分は$\Delta a_{max}$ = 0.1mm を用いた．

(c) 荷重ブロック設定

後述するが，本解析ではレール長手方向の中心の鉛直荷重 P は最大値 120kN，最小値 10kN の繰り返し荷重として設定した．き裂なしメッシュの荷重 SUBCASE は最大値 120kN に対して設定しているので，進展解析の荷重ブロックは，同 SUBCASE に対して，最大値の係数 1.0～最小値の係数 0.8333(=10kN/120kN)のサイクルから構成されるように設定した．

入力ファイルでは，以下のように設定した．

<LoadFactor MinFactor="0.0833" MinStepNumber="1" MaxFactor="1.0" MaxStepNumber="1" />

ここで,

MinStepNumber：最小応力拡大係数に対応した荷重ステップ（SUBCASE）番号

MinFactor：最小応力拡大係数に対応した荷重ステップ（SUBCASE）番号の荷重にかかる係数

MaxStepNumber：最大応力拡大係数に対応した荷重ステップ（SUBCASE）番号

MaxFactor：最大応力拡大係数に対応した荷重ステップ（SUBCASE）番号の荷重にかかる係数

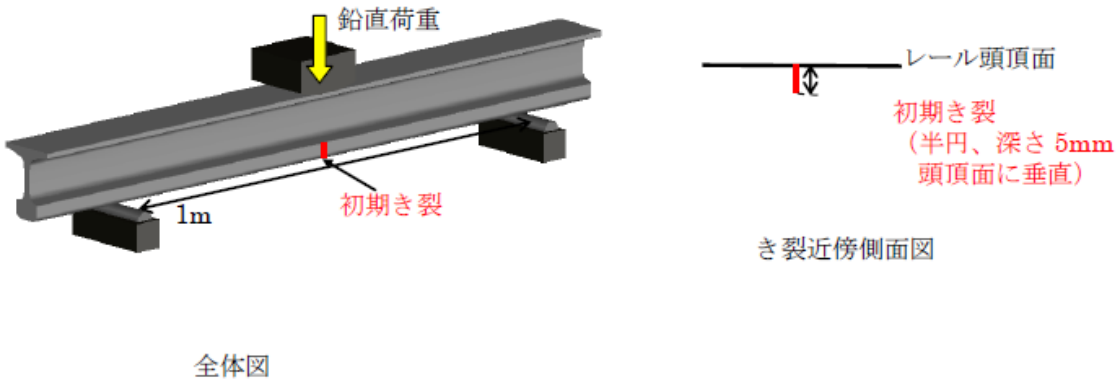
## 付 2.4　解析条件

### 付 2.4.1 概要

50kgN の普通レールをモデル化したき裂なしメッシュ（四面体二次要素）に対して，き裂進展解析システム FINAS/CRACK 及び大規模非線形構造解析システム FINAS/STAR を用いて，き裂を導入し，き裂進展解析を行った．レールはヘッドダウンによって支持し，パリス則の変更，初期き裂の設定パラメータの変更，初期き裂位置の変更による解析を行った．

### 付 2.4.2 ヘッドダウンで支持したき裂進展解析

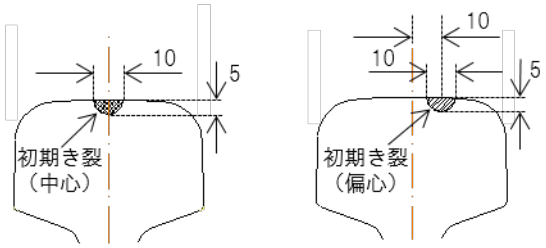
付図 2-3 に示すヘッドダウンで支持したレールのき裂進展解析を行う．解析に用いたレールは 50kgN レールとし，1m スパンで支持するモデルとした．




付図 2-3　ヘッドダウンで支持したき裂進展解析の解析モデル

### 付 2.4.3 初期き裂

初期き裂は付図 2.2-4 に示すように，レール長手方向の中心，または 10mm 偏心させた位置において，レール頭頂面に垂直に 5mm 深さの半円とした．

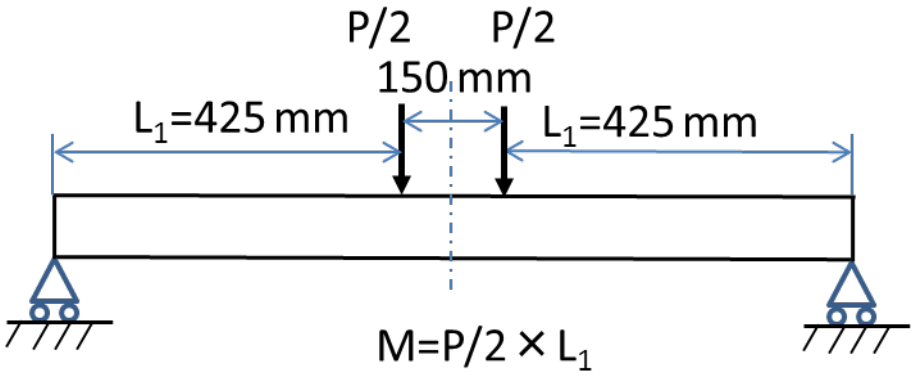



付図 2-4　初期き裂位置

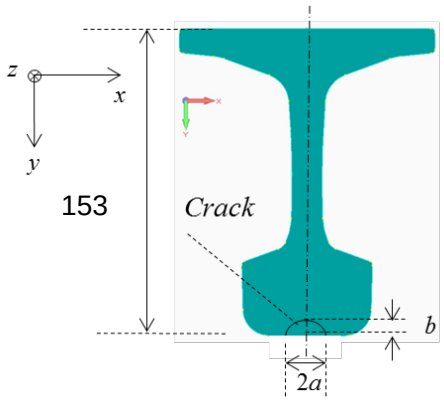
### 付 2.4.4 モデル，荷重条件，境界条件

本解析で用いたき裂なしモデルは，C3-C5 間をメッシュサイズ 5mm，それ以外を 10mm とした四面体 2 次メッシュであり，節点数 187827，要素数 123988 であった．解析対象のイメージを付図 2-3 に，実際に用いたき裂なしモデルを付図 2-5 に示す．荷重はレール長手方向の中心において，レール底部裏から鉛直方向に繰り返し作用させた．荷重 P の大きさは（最大値 120kN，最小値 10kN）とした．長さ方向の中間位置から 150mm の位置の 123mm × 4 mm の 2 つの領域に対し

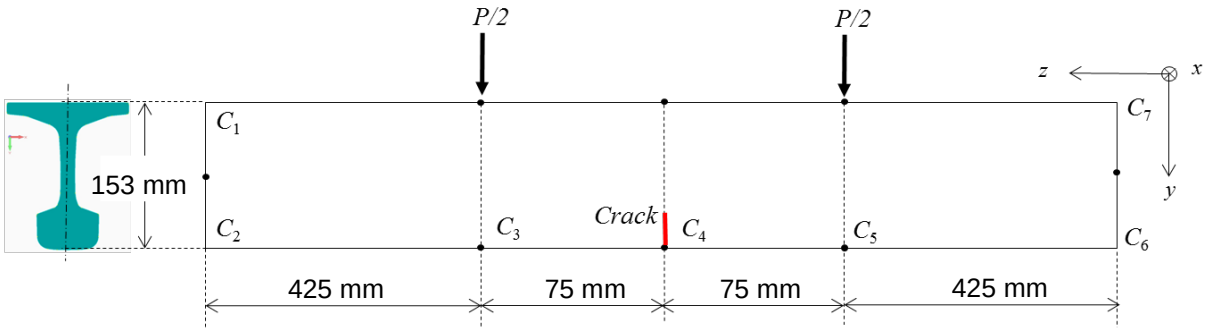
て，それぞれ下向きに 121.9512N/mm$^2$の圧力を与えた．これにより，2 つの領域の合計力が 120kN となる．拘束条件は 1,000mm のレール支持位置において上下変位を拘束し，長手方向はレール支持位置の底面中心部 1 点を拘束した．




(a) 荷重条件

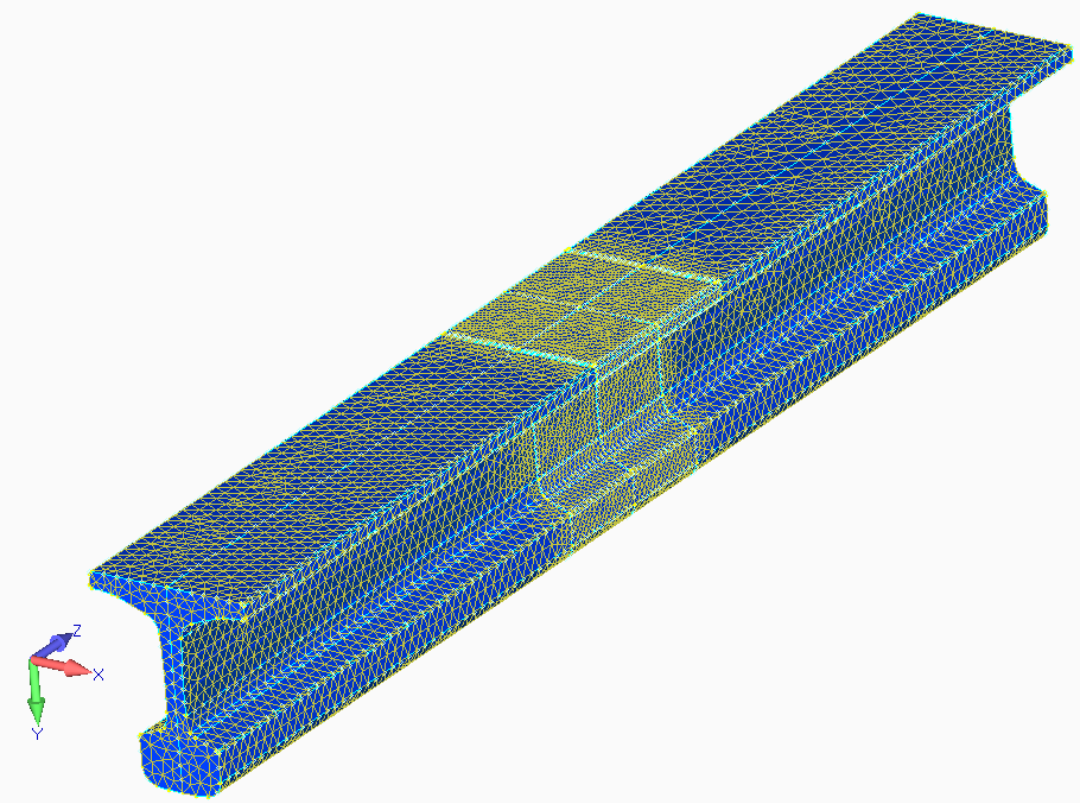



(b) クラック断面図




(c) 拘束条件

付図 2-5　ヘッドダウンで支持したき裂進展解析モデルのイメージ




付図 2-6　ヘッドダウンで支持した解析モデルの FEM モデル

## 付 2.5 材料物性値

### 付 2.5.1 ヤング率 $E$ 及びポアソン比 $\nu$

ヤング率 $E$ 及びポアソン比 $\nu$ は，それぞれ，$E$＝2.06×10$^5$MPa，$\nu$= 0.3 を用いた．

### 付 2.5.2 疲労き裂進展則

疲労き裂進展則は，以下の Paris 則を用いる．

$$\frac{da}{dN} = C(\Delta K)^m \qquad (2.4)$$

$a$：進展量[m]，$N$：サイクル数[-]，$\Delta K$：応力拡大係数範囲[MPa$\sqrt{}$m]

$C$ 及び $m$：材料定数

なお解析上は以下の単位系を用いるので，データ整理の際に変換して用いた．

$$\frac{da}{dN} = C_f(\Delta K)^m \qquad (2.5)$$

$a$：進展量[mm]，$N$：サイクル数[-]，$\Delta K$：応力拡大係数範囲[MPa$\sqrt{}$mm]

$C_f = C \times 1\times10^3 \times \{\sqrt{}(1\times10^{-3})\}^m$

### 付 2.6 解析ケース

本報告書では，パリス則の変更，初期き裂の設定パラメータの変更，初期き裂位置の変更による解析を行った結果について述べる．

### 付 2.6.1 初期き裂パラメータの変更

FINAS/CRACK ではき裂前縁にトーラス状の 6 面体メッシュが自動生成される．入力ファイルにてパラメータをいくつか設定するが，その中で解析精度に影響があるのは以下のパラメータである．

- き裂前縁分割数 (NumberOfSplit)

また以下のパラメータはき裂メッシュ生成時の安定性に影響がある．

- き裂面のメッシュサイズ勾配 (Grad)
- き裂周辺の四面体メッシュサイズ勾配 (VolumeGrad)
- き裂周辺の形状表面メッシュのリメッシュ時メッシュサイズ勾配 (FacetGrad)

これら 4 つの値について，付表 2-1 のように設定し，設定パラメータの影響をみた．その他の解析条件は付表 2-2 のように設定した．

付表 2-1　解析条件（初期き裂パラメータ）

| | NumberOfSplit | Grad | VolumeGrad | FacetGrad |
|---|---|---|---|---|
| 1 | 16 | 1.0 | 1.0 | 1.0 |
| 2 | 32 | 1.0 | 1.0 | 1.0 |
| 3 | 32 | 0.5 | 0.5 | 0.5 |
| 4 | 64 | 0.5 | 0.5 | 0.5 |

付表 2-2　その他の解析条件

| パリス則 | | 初期き裂位置 |
|---|---|---|
| m | C | |
| 3.65 | $7.23\times10^{-13}$ | 中心 |

### 付 2.6.2 Paris 則の係数の変更

2.5.2 にて述べた Paris 則における $C$ 及び $m$ は材料定数である．今回は本テーマにおいて実施したき裂進展特性試験の結果[5]から算出された付表 2-3 に示す 2 つの定数について解析を行った．その他の解析条件は付表 2-4 のようにした．

付表 2-3　解析条件（材料定数）

| | M | C | 備考 |
|---|---|---|---|
| 1 | 3.65 | $7.23\times10^{-13}$ | 応力比 0.1 [5] |
| 2 | 3.64 | $5.53\times10^{-13}$ | 応力比 0.01 [5] |

付表 2-4　その他の解析条件

| 初期き裂パラメータ | | | | 初期き裂位置 |
|---|---|---|---|---|
| NumberOfSplit | Grad | VolumeGrad | FacetGrad | |
| 32 | 1.0 | 1.0 | 1.0 | 中心 |

### 付 2.6.3 初期き裂位置の変更

初期き裂の位置について，付図 2-2 に示す中心時と 10mm 偏心時の解析を行った．その他の解析条件は付表 2-5 のようにした．

付表 2-5 その他の解析条件

| パリス則 | | 初期き裂パラメータ | | | |
|---|---|---|---|---|---|
| m | C | NumberOfSplit | Grad | VolumeGrad | FacetGrad |
| 3.65 | $7.23\times10^{-13}$ | 32 | 1.0 | 1.0 | 1.0 |

## 付 2.7　解析結果

### 付 2.7.1 解析ケース 1（初期き裂パラメータの変更）

付図 2-6 に載荷回数と横裂深さの関係を示す．まず No.2 と No.3 を比較することにより，メッシュサイズ勾配の違いは横裂進展速度にほとんど影響しないことが分かる．メッシュサイズ勾配はき裂メッシュ生成時の安定性に関わるパラメータである．進展量が変わらず，かつメッシャーが途中で停止することなく解析を進めることができるのであれば，メッシュサイズ勾配が大きい方がメッシュ数は小さくなり，作業効率が良くなる．き裂前縁分割数を大きくしたときに，き裂メッシュ生成時の安定性が低下するので，解析を進めながらメッシュサイズ勾配を調整すべきである．

また No.1，2，4 を比較すると，載荷回数が増加するにつれて横裂進展速度が異なることが分かる．横裂深さが 20.0 mm の時，No.1，2，4 の載荷回数はそれぞれ約 86 万回，約 76 万回，約 71 万回であった．これよりき裂前縁分割数の違いによって横裂進展速度は変化するとがいえる．ここでき裂進展に関して用いられる線形破壊力学による推定手法を用いて算出した理論値と比較すると，No.2，4 が概ね理論値と一致した．なお No.2，4 の解析時間はそれぞれ約 15 時間および約 54 時間であった．本解析に用いた PC のスペックは以下の通りである．

CPU：Intel Core i7-6700 3.40GHz

メモリ：8GB

OS：Windows 10 Pro 64bit

以上のことから，初期き裂パラメータのうち横裂進展速度に影響するパラメータはき裂前縁分割数であり，実際に解析を行う際には理論値との一致性や解析時間との兼ね合いを考慮して値を定める必要があると考えられる．

なお，ここでいう理論値はき裂進展に関して用いられる線形破壊力学による推定手法を用いて算出した値である．ここでは矩形断面を有する物体について，半楕円形状き裂に曲げ応力が作用した場合の応力拡大係数[4)]を以下の式(2.6)から求めた．

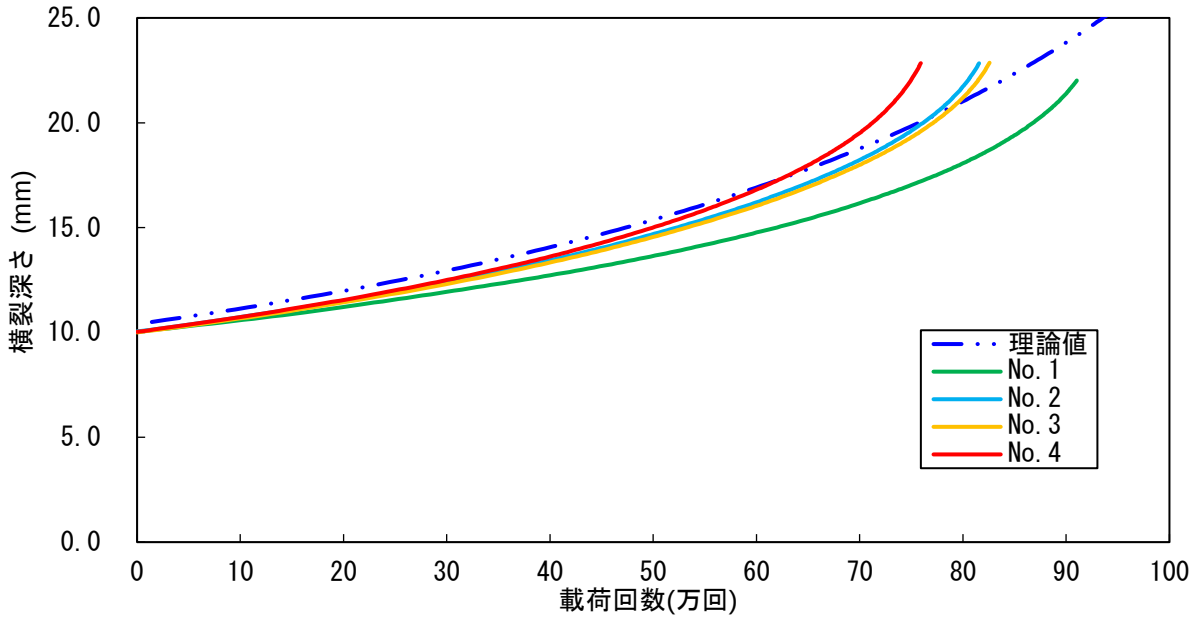
$$K_{\mathrm{I}} = M_k \frac{\sigma\sqrt{\pi a}}{E(k)} \qquad (2.6)$$

$$k^2 = 1-(a/c)^2 \qquad (2.7)$$

$$E(k) = \int_0^{\pi/2} \sqrt{1-k^2\sin^2\xi}\, d\xi \qquad (2.8)$$

$K_{\mathrm{I}}$：応力拡大係数(MPa・m$^{1/2}$)，$M_k$：無限体中のだ円板状き裂の応力拡大係数に対する補正係数
$\sigma$：応力(N/mm$^2$)，$a$，$c$：だ円板状き裂の短径と長径(mm)

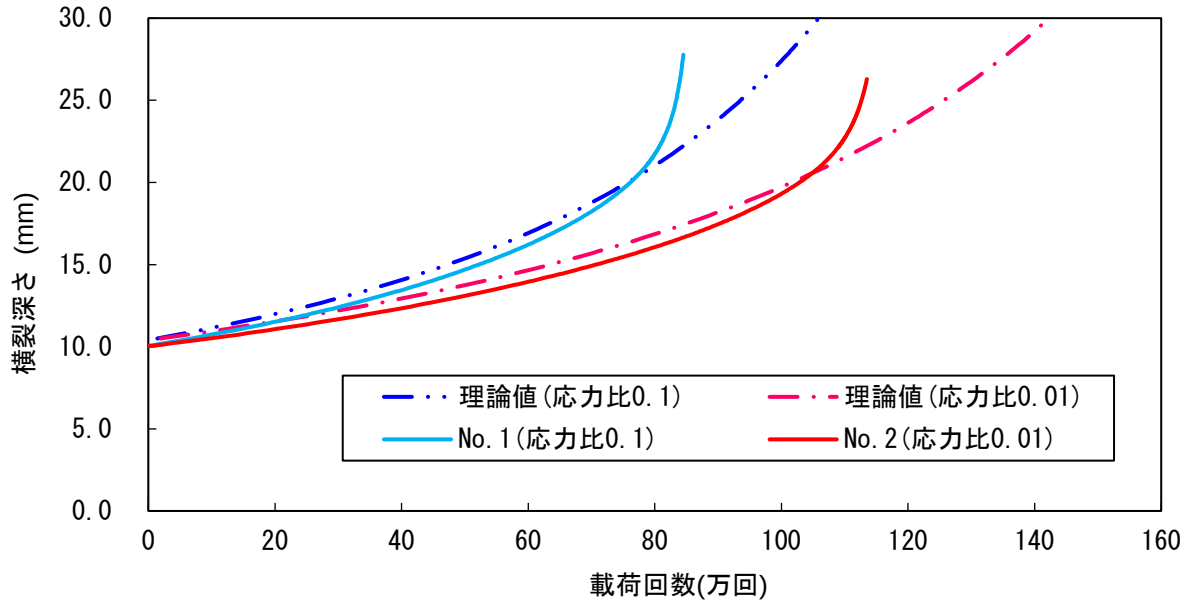
式(2.8)で算定した応力拡大係数から式(2.5)で表される疲労き裂進展則を用いて，き裂進展速度および横裂深さを求めた．




付図 2-6 載荷回数と横裂深さの関係（初期パラメータの変更）

### 付 2.7.2 解析ケース 2（Paris 則の変更）

付図 2-7 に載荷回数と横裂深さの関係を示す．解析値と理論値は横裂深さ 20mm 程度までは概ね一致し，それ以上は解析値のき裂進展速度が増加し，解析値が理論値より横裂深さが深くなった．また，設定した Paris 則の係数の値によって，横裂進展速度が異なることが分かる．過去にレール頭部のき裂進展則を把握するために行われた要素試験片を用いたき裂進展試験結果によると，レール種別による差は顕著でなく，応力比が大きいほどき裂進展速度は速くなることが示されている [5]．試験結果と解析結果を比較する際には，応力比を考慮し，材料定数の値を定めた上で解析を行う必要があると考えられる．




付図 2-7 載荷回数と横裂深さの関係（Paris 則の変更）

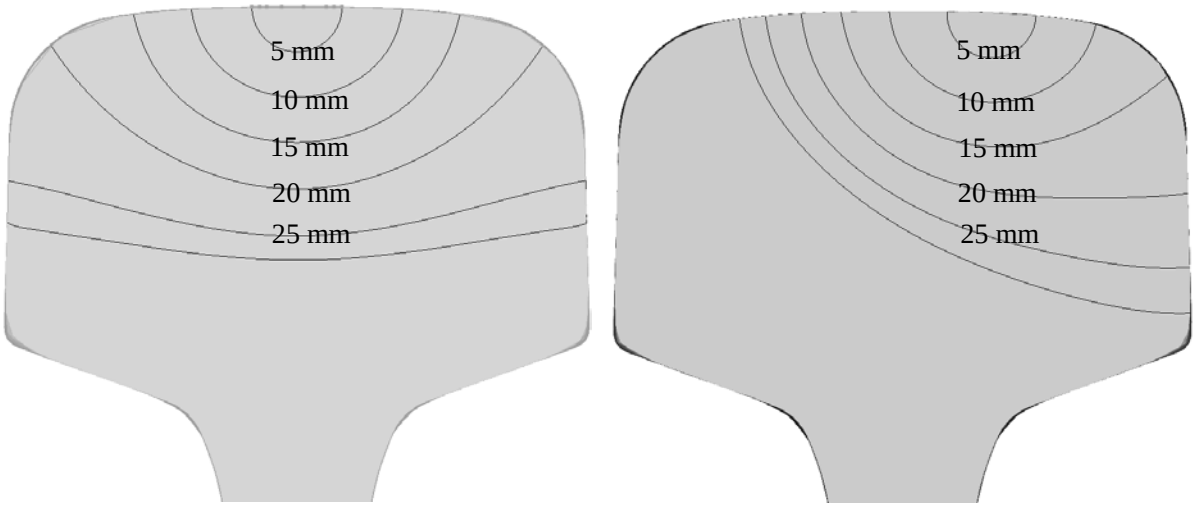
### 付 2.7.3 解析ケース 3（初期き裂位置の変更）

付図 2-8 にき裂進展履歴を示す．初期き裂位置が中心の場合（以下中心ケース），左右対称にき裂が進展していくが，初期き裂位置を偏心させた場合（以下偏心ケース），左右非対称にき裂が進展し，き裂を偏心させた側の頭部側面のき裂がより深く進展した．また中心ケースでは横裂深さ 20mm 程度まではき裂がほぼ同心円状に成長したものの，それ以降は大きく扁平したき裂形状となった．

付図 2-9 に載荷回数と横裂深さの関係を示す．なおここでの横裂深さは，初期き裂の中心位置から鉛直方向の深さとした．載荷回数 40 万回程度までは中心ケースと偏心ケースの横裂深さはほぼ同じであるが，その後偏心ケースの横裂進展速度が中心ケースよりも速くなり，偏心ケースの方がより速く横裂が進展したことが分かる．また解析値と理論値は概ね一致したが，載荷回数が増えるにつれて解析値のき裂進展速度が速くなった．以上のことから，本解析手法は初期き裂位置の違いによるき裂進展履歴および横裂進展速度の違いを表現することが可能であるといえる．

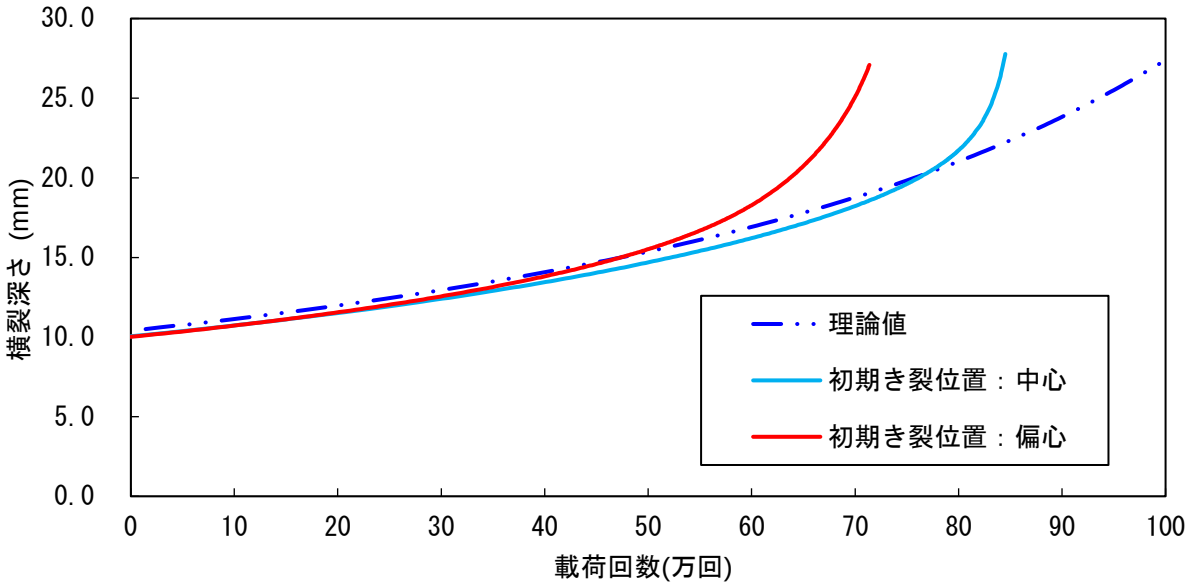
ここで載荷回数の増加に伴い理論解と解析値の差が大きくなる原因を考える．今回用いた理論値は前述のように矩形断面を有する物体について，半楕円形状き裂に曲げ応力が作用した場合の応力拡大係数を用いて導出した理論値である．中心ケースでは横裂深さ 20mm 以降，偏心ケースでは横裂深さ 15mm 以降において，き裂がレール頭頂面から頭部側面まで達している．今回用いた理論値は矩形断面の側面まできき裂が進展する状態は考慮されていない．以上のことから，き裂の進展によって理論値と解析値が乖離したと考えられる．

付図 2-10 に応力拡大係数範囲$\Delta K$の最大値と横裂深さの関係を示す．$\Delta K$は，偏心ケースにおいて，き裂深さ 20mm 程度までは中心ケースよりも大きくなった．また偏心ケースでは，横裂深さ 18mm 前後で傾きが変化する様子が見られた．横裂進展試験において，偏心ケースが中心ケースと比較して浅い位置で破断に至る結果を得ている[5]．応力拡大係数 $K$ の値が破壊靭性 $K_c$以上となり脆性破壊によるき裂の進行が始まると，き裂は極めて速い速度で伝播し，瞬間的に破断に至る．本解析においても，偏心ケースにおける$\Delta K$が，横裂深さが浅い位置において中心ケースよりも大きくなることを予想していたが，横裂深さ 20mm 程度以降は中心ケースの方が大きくなった．$\Delta K$の最大値は中心ケースではき裂の両端，偏心ケースではき裂の右端で発生している．本解析と横裂進展試験では，偏心ケースの右端における破断断面形状が異なっており，これが予想と異なる結果となった理由のひとつになると想定される．今後さらなる検討を進める予定である．

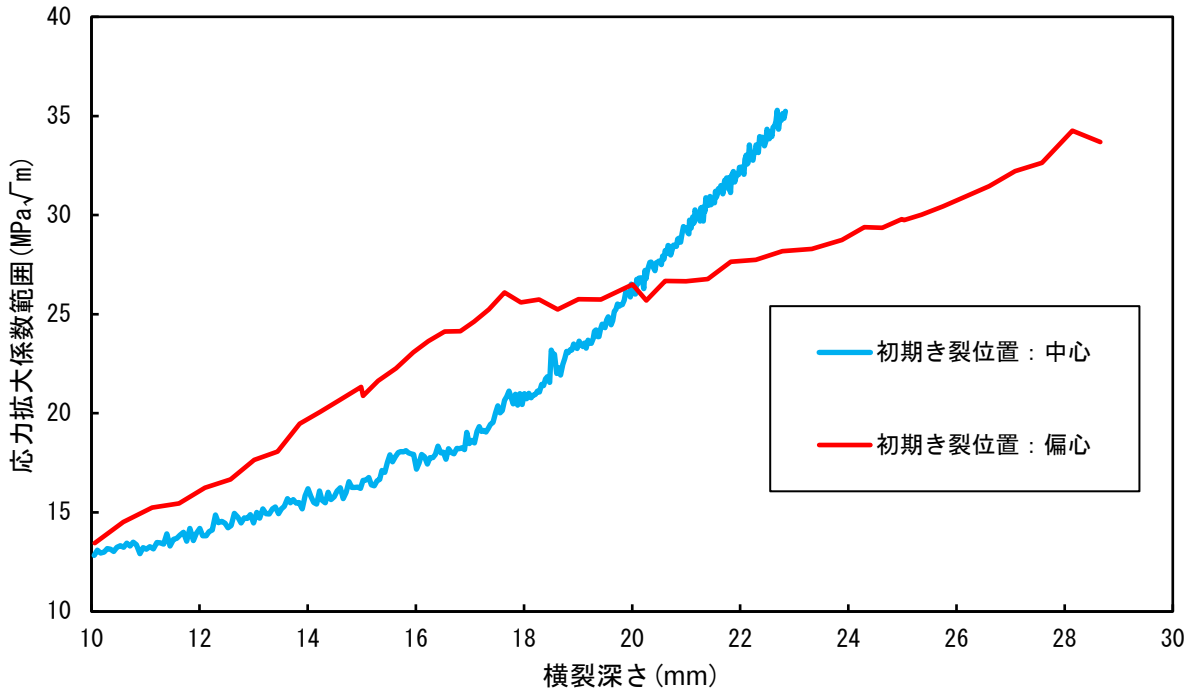



(a) 初期き裂位置：中心　　(b) 初期き裂位置：偏心

付図 2-8 き裂進展履歴




付図 2-9 載荷回数と横裂深さの関係（初期き裂位置の変更）




付図 2-10 応力拡大係数と横裂深さの関係

## 付 2.8　まとめ

(1) 仮想き裂進展法と自動メッシング機能の組み合わせにより，自動的なき裂進展解析手法を確立した．
(2) 初期き裂パラメータのうち横裂進展速度に影響するパラメータはき裂前縁分割数であり，実際に解析を行う際には理論値との一致性や解析時間との兼ね合いを考慮して値を定める必要がある．
(3) き裂進展則（Paris 則）の係数を変更することで，横裂進展速度は変化した．試験結果と解析結果を比較する際には，実施した試験の応力比を考慮した上で係数を決定する必要がある．
(4) 本解析手法は，初期き裂位置の違いによるき裂進展履歴および横裂進展速度の違いを表現することが可能である．

**【参考文献】**


1) 細田充他：レール頭部横裂の進展予測手法の構築，鉄道総研報告，Vol.26，No.2，p.31～36，2012.2
2) 辻江正裕他 : レール横裂進展予測モデルの開発, 鉄道総研報告, Vol.24, No.12, p.41～46, 2010.12
3) Horst G. Delorenzi：Energy release rate calculations by the finite element method, Engineering Fracture Mechanics, Volume 21, Issue 1, Pages 129-143, 1985
4) Y. Murakami：Stress Intensity Factors Handbook Vol.2, PERGAMON PRESS, 1986

# 謝　辞

本論文を書き上げるにあたって，非常に多くの方に支えられ，助けて頂きながら，最終的に博士論文として提出できることとなりました．厚く御礼申し上げます．

北海道大学大学院工学院　地盤環境解析学研究室の石川達也先生には大変ご多忙の中，また社会情勢が困難な状況の中，主査をお引き受け頂き，これまで様々なご調整等を執り行っていただき，感謝の言葉を言い尽くしても尽くせるものではございません．また，私が学生の頃から大学で指導教官としてご指導頂き，その研究に対する姿勢，取り組み方等，そのときお教え頂いたことが何年も経った今になっても私の研究者としての核になっていることは言うまでもありません．改めて御礼申し上げたいと思います．副査の構造デザイン工学研究室の松本高志先生には，審査の過程で本研究の位置づけの明確化や技術的検討すべき点等，一つ一つのご指摘が貴重であり，大変勉強になりました．まことにありがとうございました．また，同じく副査の材料力学研究室の佐藤太裕先生には，技術的観点での指摘も大変勉強させて頂いたことはもちろんのこと，暖かい励ましの言葉を幾度も頂き，大変励みとなりました．まことにありがとうございました．公聴会等で審議いただいた各先生方にも，ご多忙のところ時間を割いて頂き，また，貴重な意見を賜りまことにありがとうございました．ご指摘頂いた点は，今後も一人の研究者として励んで行く際に，糧とさせて頂きたく存じます．

公益財団法人鉄道総合技術研究所　事業推進部（前軌道技術研究部長）の村本部長には積極的に博士取得を奨励頂き，また，研究の取り組み方についても厚くご指導頂きました．軌道技術研究部長の片岡部長には，入社した時から現在に至るまで，本研究の全体に関するご指導を賜り，かつ，研究者としての基本をご指導頂きました．レールメンテナンス研究室の山本室長には，研究全体のご指導もさることながら，常に励ましの言葉を頂き，大変励みとなりました．また同研究室の寺下主任研究員，伊藤副主任研究員には，レールの検査に関するご指導や，当方の業務における至らぬこと等サポート頂きました．また，同研究室の水谷研究員および相澤研究員には本研究の中で大いにサポート頂き，かつ，真摯に常に研究に向かう姿勢は後輩でありながらも非常に励みになりました．同研究室の岩崎副主任研究員にも，本研究において実験，検査等で非常に協力頂きました．軌道構造研究室の及川室長，弟子丸主任研究員および西宮主任研究員には，当方の入社来，先輩の立場から，軌道に関する知識や研究の取り組み方はもとより，社会人としてのあり方についてご指導頂き，現在の研究生活および社会人生活の中で基礎となる指導を頂きました．同研究室の赤尾さんには，常に業務および本論文の編集にも大変サポート頂きました．また，研究生活をともにした多くの出向者の方々にも鉄道，軌道，そして社会人としてのあり方という点で大変ご指導頂きました．軌道管理研究室の田中主任研究員にも，波状摩耗の知識だけではなく，研究者としてのあり方について，ご指導頂きました．改めて，皆様に御礼申し上げます．まことにありがとうございました．

最後に常日頃，心身において，サポートしてくれた家族にも感謝を伝えたいと思います．皆様，まことにありがとうございました．

細田　充