

学位論文

鉄道用パーライト鋼レールの
表面損傷に関する研究

平成29年3月

佐藤 幸雄

目次

第1章 緒言	1
1.1 研究の背景	1
1.1.1 鉄道輸送体系の現状	1
1.1.2 鉄道輸送の重要性とその役割	2
1.2 レールの機能	3
1.3 レールの形状と材質	5
1.3.1 各部の名称	5
1.3.2 レールの形状	6
1.3.3 レールの材質と製造	8
1.4 レールの寿命	10
1.4.1 通トン寿命	10
1.4.2 摩耗寿命	12
1.4.3 損傷寿命	13
1.4.4 レール交換要因とレール寿命の関係	13
1.4.5 損傷寿命の支配要因	14
1.4.5.1 表面損傷	15
1.4.5.2 その他の損傷	18
1.5 表面損傷とその問題点	20
1.5.1 これまでの表面損傷	20
1.5.1.1 黒裂損傷の発生推移	20
1.5.1.2 黒裂損傷の研究経緯	21
1.5.1.3 黒裂損傷の研究成果	22
1.5.1.4 負荷条件の変化による黒裂損傷の消滅	25
1.5.2 表面損傷の現状	26
1.5.2.1 新幹線におけるシェリング損傷	26
1.5.2.2 在来線におけるシェリング損傷	29
1.5.3 シェリング損傷がもたらす問題	33

1.5.4	現状のシェリング損傷対策が抱える課題	34
1.5.4.1	レール削正による対策	34
1.5.4.2	レール材質の変更による対策	35
1.6	シェリング損傷に関するこれまでの研究	36
1.6.1	損傷発生要因に関する研究	36
1.6.1.1	線路構造物の影響	36
1.6.1.2	レール敷設条件の影響	37
1.6.1.3	累積通過トン数の影響	38
1.6.1.4	列車速度の影響	40
1.6.1.5	レール頭頂面凹凸の影響	40
1.6.2	パーライト鋼レールのシェリング損傷発生機構に関する研究	41
1.6.2.1	塑性流動に及ぼす車輪接触の影響	42
1.6.2.2	シェリング損傷の発生に及ぼすせん断力の影響	42
1.6.2.3	転がり接触疲労に及ぼす金属組織と潤滑の影響	43
1.6.2.4	き裂の発生に及ぼす潤滑条件と接線力の影響	44
1.6.2.5	大型試験機によるシェリング損傷再現試験	45
1.6.2.6	シェリング損傷に及ぼすすべりの影響	46
1.6.2.7	損傷実態分析によるシェリング損傷発生過程の検討	47
1.6.3	シェリング損傷の発生機構に関する既往研究の課題	48
1.7	レールの表面損傷に関する諸外国の研究状況	48
1.8	本研究の目的	50
1.9	本研究の構成	52
第2章 パーライト鋼レールの車輪接触面表層における塑性変形状態		55
2.1	はじめに	55
2.2	供試レール	55
2.3	測定	56

2.3.1	試料の採取位置	56
2.3.2	測定および観察方法	57
2.3.2.1	レール頭頂面の表面性状	57
2.3.2.2	金属組織	57
2.3.2.3	頭部断面形状	59
2.3.2.4	下部組織	60
2.3.2.5	半価幅	60
2.4	測定結果	61
2.4.1	レール頭頂面	61
2.4.2	断面	64
2.5	考察	68
2.5.1	解析結果から見た車輪との接触状況	68
2.5.1.1	すべりの状況	69
2.5.1.2	摩耗レールと摩耗車輪の接触位置	70
2.5.1.3	摩耗レールと摩耗車輪の接触圧力	71
2.5.1.4	塑性流動のメカニズム	72
2.5.2	せり出しと微細き裂の形成メカニズム	73
2.5.3	ひずみ硬化および結晶の変形状態	74
2.5.4	新幹線を対象としたレール削正指針の金属材料学的 観点からの検証	76
2.6	本章のまとめ	78
第3章 パーライト鋼レールを構成する金属結晶 の負荷応答に及ぼす転がり接触の影響		80
3.1	はじめに	80
3.2	供試レール	82
3.2.1	試験片の測定位置	84
3.2.1.1	レール長手方向の測定位置	84
3.2.1.2	レール横断面方向の測定位置	85
3.3	解析と結果	90

3.3.1	逆極点図測定	90
3.3.1.1	測定原理	90
3.3.1.2	測定方法	91
3.3.1.3	結果と考察	95
3.3.2	EBSD解析システムによる局所方位解析	98
3.3.2.1	測定原理	98
3.3.2.2	測定方法	99
3.3.2.3	結果と考察	100
3.3.3	新幹線との比較	103
3.3.4	下部組織の観察	105
3.3.4.1	観察方法	105
3.3.4.2	結果と考察	106
3.4	本章のまとめ	108
 第4章 室内試験によるパーライト鋼レールの材料応答挙動の把握		 110
4.1	はじめに	110
4.2	試験機	111
4.3	試験片	113
4.3.1	化学成分および機械的性質	113
4.3.2	試験片採取位置	114
4.3.3	試験片の形状と寸法	114
4.3.4	試験片に設定した座標系	115
4.4	接触圧力の影響	116
4.4.1	実験条件の検討	116
4.4.1.1	すべり率の設定値検討	116
4.4.1.2	接触圧力の設定値検討	117
4.4.2	実験条件	118

4.4.3	実験結果	120
4.4.3.1	試験片の外観	120
4.4.3.2	転がり接触面の表面状態	121
4.4.3.3	転がり接触面の表面粗さ	121
4.4.3.4	転がり接触面表層部の金属組織	124
4.4.3.5	転がり接触面表層部の結晶配向状態	125
4.4.3.6	転がり接触面表層部の局所方位解析	130
4.4.4	負荷に対する軸密度と粒界長さの変化	138
4.4.4.1	試験片と実レールの深さ方向における軸密度の 変化	138
4.4.4.2	軸密度と粒界長さに及ぼす Hertz 接触圧力の 影響	140
4.5	すべりの影響	141
4.5.1	実験条件の検討	141
4.5.2	実験方法	142
4.5.2.1	実験条件	142
4.5.2.2	実験手順	143
4.5.3	実験結果	143
4.5.3.1	すべり率と接線力係数	143
4.5.3.2	転がり接触面の外観および摩耗量	144
4.5.3.3	転がり接触面の表面粗さ	146
4.5.3.4	転がり接触面表層部の金属組織	146
4.5.3.5	転がり接触面表層部の硬さ分布	147
4.5.3.6	転がり接触面表層部の結晶配向状態	148
4.5.3.7	転がり接触面表層部の局所方位解析	150
4.6	潤滑の影響	153
4.6.1	潤滑条件の検討	153
4.6.2	実験方法	154
4.6.2.1	実験条件	154
4.6.2.2	実験手順	155

4.6.3	実験結果	155
4.6.3.1	接線力係数	155
4.6.3.2	転がり接触面の外観と摩耗量	156
4.6.3.3	転がり接触面の表面粗さ	157
4.6.3.4	転がり接触面表層の金属組織	158
4.6.3.5	転がり接触面表層部の断面硬さ分布	158
4.6.3.6	転がり接触面表層部の結晶配向状態	160
4.6.3.7	転がり接触面表層部の局所方位解析	162
4.7	本章のまとめ	165
第5章 鉄道用レールの表面損傷防止対策の検討		168
5.1	はじめに	
5.2	削正試験	169
5.2.1	試験条件	169
5.2.1.1	削正試験区間の諸元	169
5.2.1.2	削正履歴	170
5.2.1.3	削正方法	170
5.2.1.4	削正量の測定	171
5.3	レール削正効果の検証	172
5.3.1	供試レール	172
5.3.2	レール頭頂面表層部の塑性流動状態	173
5.3.2.1	金属組織観察の必要性	173
5.3.2.2	金属組織観察	174
5.3.3	レール頭頂面表層部の結晶配向状態	179
5.3.3.1	X線回折逆極点図測定	179
5.3.3.2	EBSD 測定	190
5.4	レール削正時期の検討	194
5.4.1	き裂進展試験	195
5.4.1.1	試験片	195
5.4.1.2	試験方法	196

5.4.1.3 試験結果	197
5.5 表面損傷対策としてのレール削正効果	199
5.5.1 転がり接触の影響程度	199
5.5.2 削正効果の検証	201
5.5.3 削正開始時期の検証	202
5.6 本章のまとめ	203
第6章 結言	205
6.1 本研究の結論	205
6.2 今後の課題	209
参考文献	211
主論文を構成する論文	223
謝辞	224

第 1 章 緒 言

1.1 研究の背景

1.1.1 鉄道輸送体系の現状

鉄道は安全性が高く，旅客や貨物を大量に定時輸送する環境に優しい交通機関である [1]. 新幹線では，列車運行を原因とした乗客の重篤な重大事故は1964年の開業以降皆無であり，高い安全性が保たれている．現在，新幹線の路線長は2827.2km [2] であり，日本列島を縦貫する北海道，東北，東海道，山陽，および九州新幹線によって北海道・本州・九州が結ばれている．また，東京を起点として日本列島を横断する上越および北陸新幹線が新潟と金沢まで運行されている．これらの新幹線の中で，東北新幹線では「はやぶさ号」「こまち号」が営業最高速度320km/h運転されている．また，東海道新幹では全列車の営業最高速度が285km/hに統一され，時間当たり最大で13本の列車が運転されるなど高速・高列車密度運行体系へ進化を遂げている．

一方，在来線についても列車速度の向上が図られており，特急列車に代表される高速列車の営業最高速度は130km/hとなっている [3]. 一方，首都圏の通勤・通学路線では新型軽量通勤電車 [4], [5] の投入や列車群を統括制御する信号技術 [6], [7] などによって高頻で列車運行がなされている．

また，貨物輸送においても機関車の出力向上により登坂能力および速度向上が図られており [8], [9]，1300tの貨物を積載した26両編成のコンテナ列車が東京～博多間で運行されるなど長大・長距離輸送が行われている [10]. さらに，東京～大阪間では輸送時間を短縮するため，貨物列車を電車化したM250系直流貨物電車が営業最高速度130km/hで運行されている [11].

このように，現在の鉄道は列車の速度向上・高密度運転および貨物の積載量増加など，従前に比べて輸送効率の向上が大幅に図られていることが分かった．

1.1.2 鉄道輸送の重要性とその役割

図1.1に新幹線旅客を対象とした都市間旅客輸送における各輸送機関の距離別分担率[12]を示す。鉄道の分担率は、輸送距離帯100km未満で全体の約10%と少ないが、輸送距離の伸長とともに増加し、250km～750km帯域では他の輸送機関に比べて大きな割合を占めている。これに対し、自動車輸送は輸送距離が200kmまでは圧倒的に高い占有率を占めているが、それ以上になると分担率が大きく減少し、輸送距離400km以降では全体の10%を占めるに過ぎない。一方、航空輸送の分担率は、輸送距離550km以降において大きく増加して900km以降では圧倒的に高い割合を占めている。

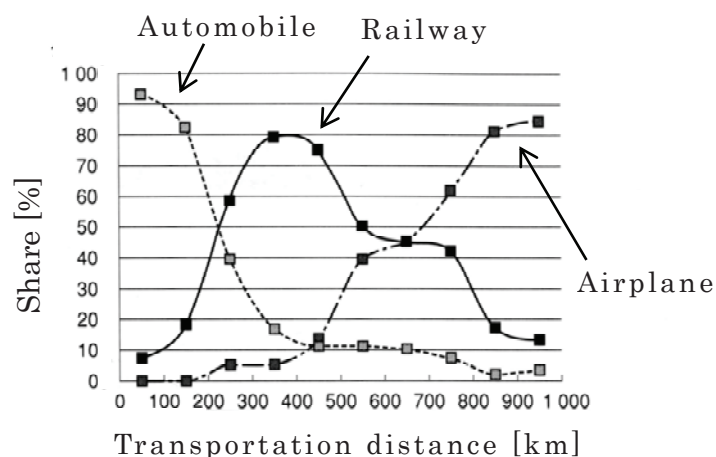


Fig.1.1 Share of railway in the transportation field [12].

[Shinkansen passengers flow investigation in 1995]

次に、図1.2に東京、名古屋、大阪の三大都市圏の旅客輸送における鉄道の分担率[13]を示す。鉄道は、旅客輸送全体の52% (2×10^{10} 人/年)を占めており、若干ではあるが自動車輸送を上回る占有率を有している。これまで、鉄道輸送は他の輸送機関の発達によって衰退した時期もあったが、上述したように列車の高速化など種々の対策を講じたことにより、現在では都市間中距離輸送および都市部での近距離大量輸送機関として復権し、社会活動を支える重要な役割を果たしていることが判明した。

このような鉄道輸送を担う列車群の運行は、一方で鉄道諸設備に対して大き

な負荷を与えることになる。その中でも軌道の負担は大きく、とりわけ車輪を介して列車走行を直接支えている鉄道用レールへの負荷は従前に比べて相当に苛酷さを増してきている。

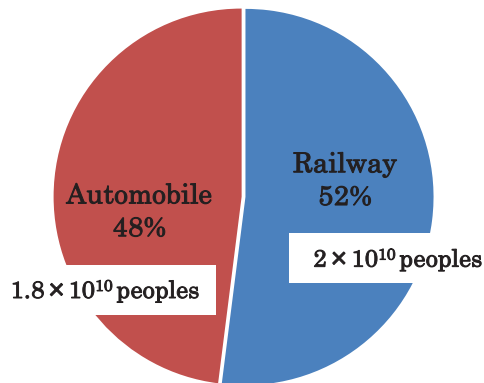


Fig.1.2 Transport share of railway in Tokyo, Osaka and Nagoya.
[2009 fiscal year]

1.2 レールの機能

レールの範疇には、鉄道用レール、クレーンおよびエレベータなど機械設備の部品として使用されるものからカーテンレールなど生活用品の一部に至るまで様々な用途のものが含まれる。それらは形状・機能・機械的性質などが異なることから、それらは明確に分類して表記する必要があると思われる。しかしながら、一般的にレールという呼称に対して想起される第一の対象物は鉄道用レールであると考えた。そこで、本研究では鉄道用レールを以降においてレールと略記することにした。

図 1.3 にレール (Rail) と輪軸 (Wheelset) の位置構成および作用する力の名称を示す。なお、輪軸とは一对の鉄道車輪 (Wheel) が一本の鋼製軸 (Axle) に勘合された状態を意味する用語である。鉄道は、専用通行路である線路に構築された軌道上を列車が走行する輸送システムであり、車両に懸架された鋼製車輪が車体を支持するとともにその走行を案内することによって成立している。図中には、一般的構造であるバラスト軌道の構成を示す。バラスト軌道では線路に碎石 (Ballast) を盛り上げて構築される道床上にまくらぎ (Sleeper) が

配置，まくらぎ上面に設置されたレール締結装置（Rail fastening system）によってレールが固定され，その上を鉄道車両（Rolling stock）が走行する．そのため，車両の荷重が車輪を介して直接レールに負荷される．負荷された荷重は，レールが持つ梁としての機能によって一点に集中載荷されることなく前後方向のまくらぎに分散される．鉄道では，車輪1輪が負担する垂直方向の荷重を輪重（Wheel load），輪軸1軸が負担する垂直方向の荷重を軸重（Axle load）と呼ぶ．このようなことから，レール頭部の車輪と直接接触する面には，列車の加速・減速によるレール長手方向の接線力（Traction force）や車輪が空転（Wheel slip）あるいは滑走（Wheel slide）した時に発生する摩擦熱などが負荷される．

また，鉄道車両は舵取り装置を持たないことから，曲線区間では遠心力によって車輪フランジ（Wheel flange）がレール頭側面（Side face of rail head）に押しつけられることによって，列車の進行方向が転換される．この時，レールの頭側面に負荷される水平方向の荷重を横圧（Lateral force）と呼び，その大きさは曲線半径，内外軌レールの高低差（Cant），列車の荷重・速度，車輪とレールの接触面形状および潤滑等の諸条件によって決定される．

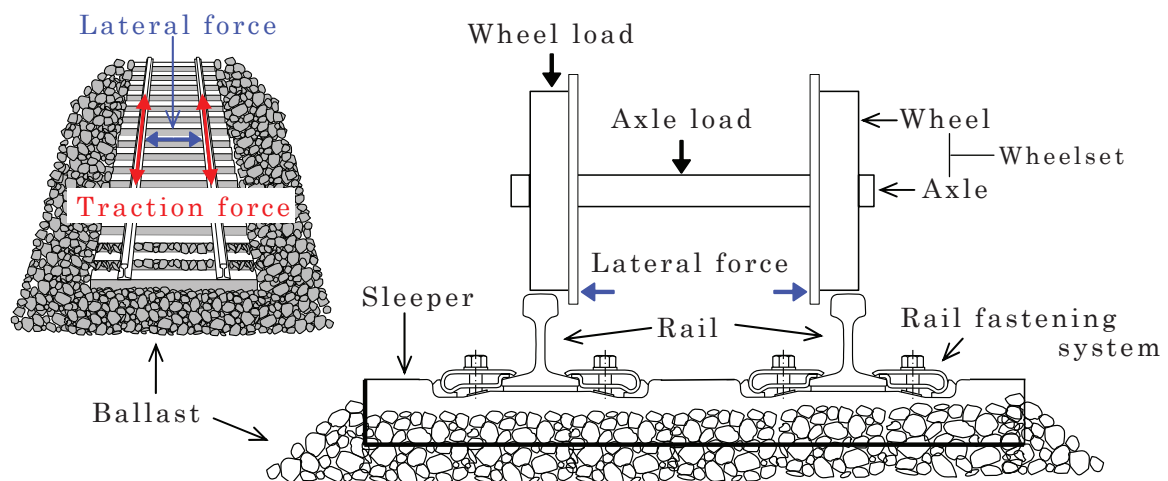


Fig.1.3 Schematic of contact between rail and wheel.

図 1.4 に車両が走行中に生じる運動の概念図を示す．列車が軌道上を走行する際，軌道の変位（軌道狂いとも云われる）を原因として車両が動的運動を行

う。この運動は車両運動と呼ばれ、平行運動3種類、軸廻りの回転運動3種類の計6種類が発生する[14]。車両運動は、いずれか1種類のみで生じるケースは少なく、重畳する場合が多いためレールへの負荷は複雑となる。

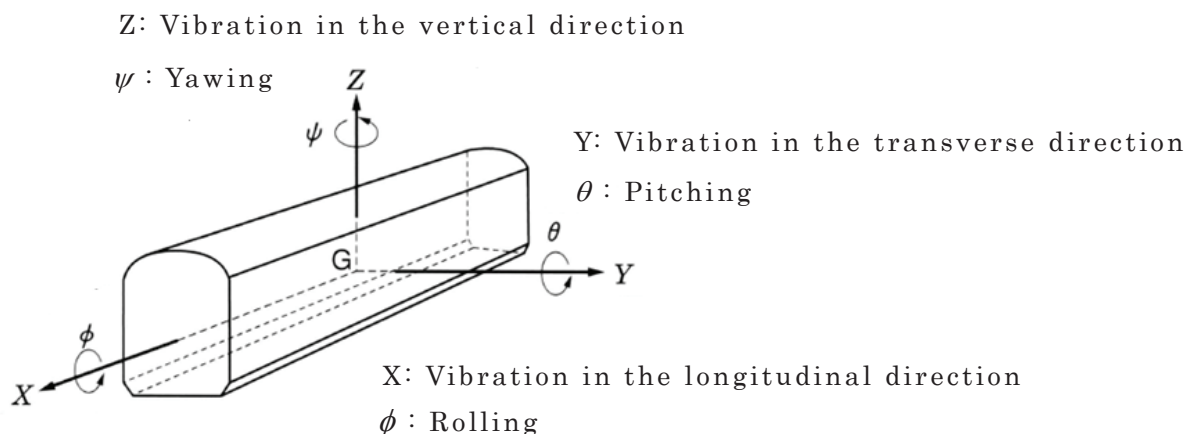


Fig.1.4 Schematic diagram of a vehicle motion [14].

さらに、レールには上述のように車両からの作用力を負担する力学的機能の他に、列車の出発・停止を指示する信号回路、踏切を開閉するための踏切回路および電化区間では車両駆動用モーターへ電力を供給する動力用電気回路などの電気流路部材としての機能も兼ね備えている。

1.3 レールの形状と材質

1.3.1 各部の名称

レールの各部位の名称は規格等によって統一されておらず、慣用的に運用されている。そこで、本研究を進めるにあたり名称を定義し、以降で使用することにした。図1.5に各部位の名称を示す。なお、車輪についても同様であることから、図中に合わせて示すことにした。

レールは頭部 (Rail head)、腹部 (Web)、底部 (Base) で構成される。各部分は、上首部 (Upper rail fillet) および下首部 (Lower rail fillet) でつながれる。これらのうち、レール頭部は車輪の踏面 (Tread) と接触する頭頂面

(Running surface), 頭側面 (Side face) および頭頂面と頭側面をつなぐ角隅部 (Corner) で構成される. このうち, 角隅部は車輪との接触位置関係によって呼び方が異なる. すなわち, 車輪の喉元円部 (Throat) と接触する角隅部をゲージコーナ (Gauge corner), その反対側はフィールドコーナ (Field corner) と呼ばれる. したがって, ゲージコーナは軌間内側, フィールドコーナは軌間外側に位置することになる.

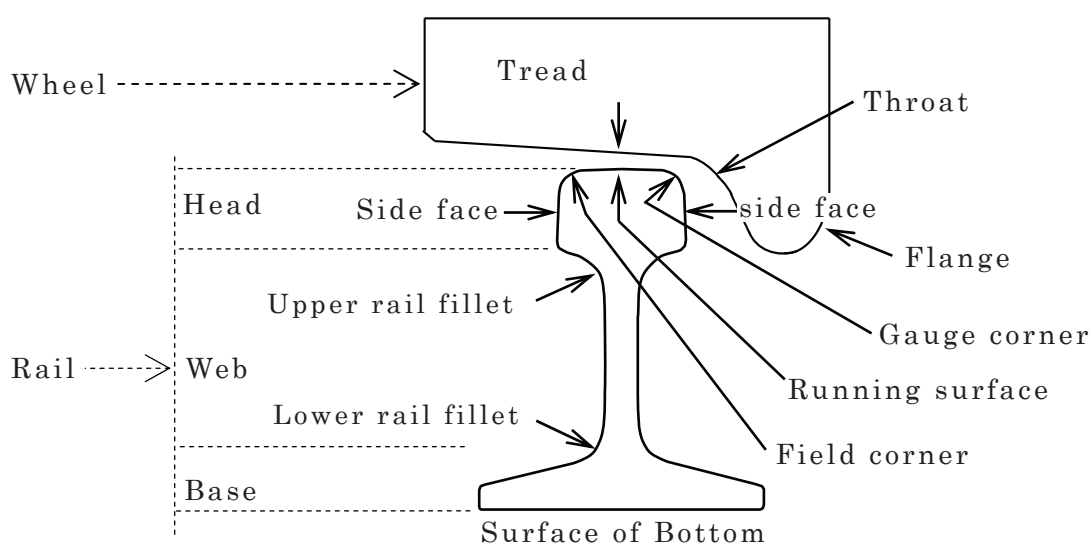


Fig.1.5 Name of each part of the rail and wheel.

1.3.2 レールの形状

レールは, 単位長さあたりの質量によって種類分けされる. この分類は世界共通である. 日本工業規格 (Japanese Industrial Standard) に規定されている普通レール [15] は, 30kg レール, 37kg レール, 40kgN レール, 50kgN レール および 60kg レールの 5 種類である. 図 1.6 に本研究で解析対象とした 50kgN レール および 60kg レールの標準断面形状を示す. このうち, 60kg レールは新幹線用 [16], 50kgN レールは在来線の幹線用 [17], 40kgN レール および 37kg レールは在来線の亜幹線用 および 閑散線区用として設計されたレールである. これらのレール上を走行する車輪の断面形状は, 新幹線用と在来線用の二種類がある. 新幹線では, 走行対象を 60kg レールに限定した新幹線用修正円弧踏面が採用されている. 一方, 在来線では列車運行頻度の高い主要幹線の線路保守量

を低減するために新幹線用の 60kg レールが使用される場合がある。そのため、在来線用の車輪では 60kg レールと 50kgN およびそれ以外のレールも走行対象とした在来線用修正円弧踏面が採用されている。

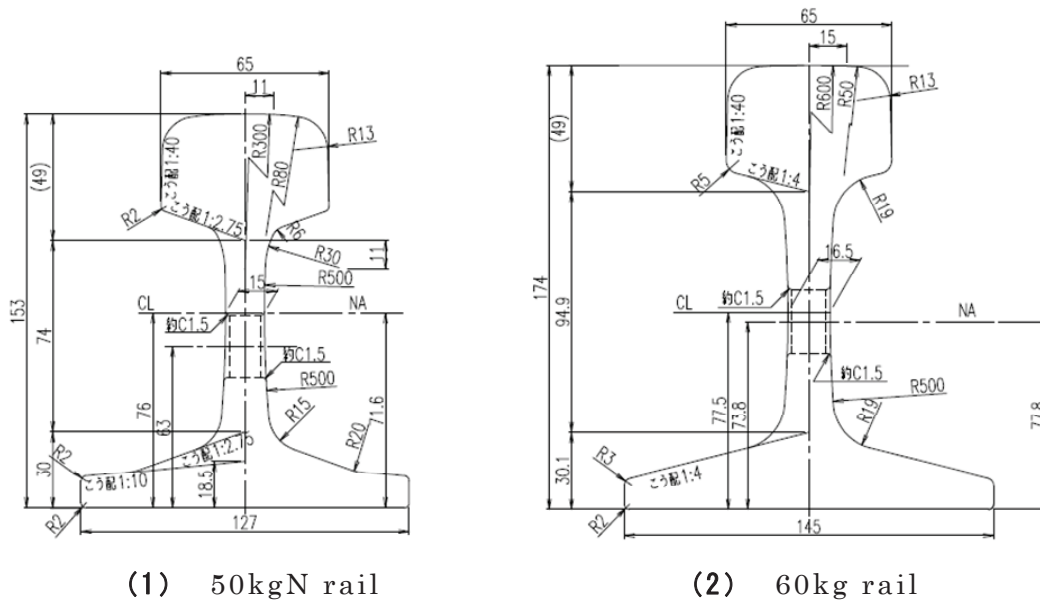


Fig.1.6 Rail section of the nominal shape of 50kgN rail and 60kg rail[15].

レールの表面損傷を対象として研究を進める上で、車輪との接触状況を考察することは重要である。そこで、車輪の踏面形状についても調査を行った。その結果、車輪の踏面形状は鉄道事業者毎に種々考案されて使い分けられていることが判明した。図 1.7 に車輪踏面形状の一例として、新幹線用修正円弧踏面および在来線用修正円弧踏面を示す[18]。車輪の踏面形状は、車両が直線区間

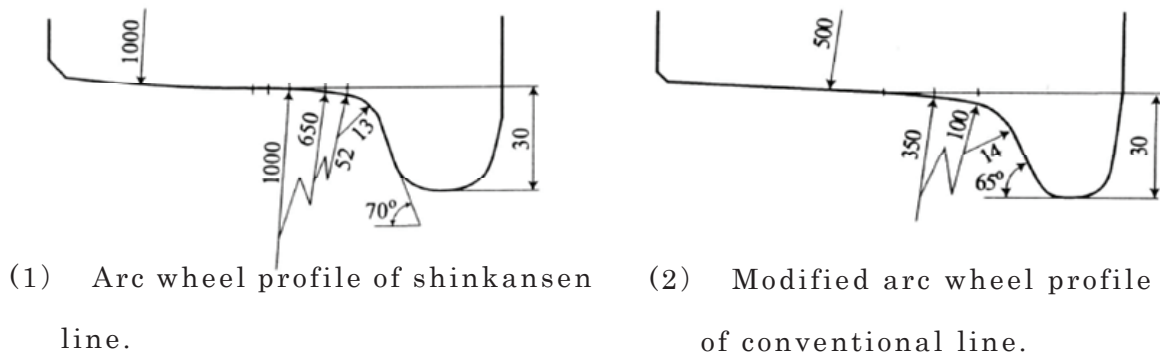


Fig.1.7 An example of wheel profile in nominal shape of conventional line and Shinkansen line [18].

を走行する際の走行安定性確保と曲線通過時の円滑な走行の両立を念頭に設計されていることがわかった。

1.3.3 レールの材質と製造

レールは、熱間圧延製造後に熱処理を施さないで使用される普通レールと熱処理を施して使用する熱処理レールに分類される。普通レールは、直線あるいは曲線半径の大きな曲線で使用される。一方、熱処理レールは曲線半径が小さな外軌レールとして使用される。前者の素材鋼種は高炭素普通鋼であり、全断面がパーライト組織に調整される。一方、後者の素材鋼種は高炭素低合金鋼であり、熱処理によって頭部を微細パーライト、その他はパーライト組織に調整される。表 1.1 にパーライト鋼レールの化学成分、表 1.2 に機械的性質の JIS 規定値を示す[15]。

Table 1.1 Chemical compositions of rail used in this study.

Elements	C	Si	Mn	P	S
Range(weight%)	Range (%)	Range (%)	Range (%)	Max.(%)	Max.(%)
Rail (50kgN, 60kg)	0.63—0.75	0.15—0.30	0.70—1.10	0.030	0.025

Table 1.2 Mechanical properties of rail used in this study.

Item	Tensile strength	Elongation	Hardness
Unit	N/mm ²	%	HB
Range	min.	min.	min.
Rail (50kgN, 60kg)	800	10	235

パーライト鋼レールは、次のようにして製造される。まず、高炉で製造された溶銑が転炉に運ばれ、精錬によって上記の表 1.1 に示した化学成分に調整される。その後、精錬された溶鋼は真空脱ガス処理を経た後、連続鋳造機により鋼片 (Bloom) に鋳込まれて圧延工程に送られる。圧延工程に送られた鋼片は再加熱され、熱間圧延によって所定の断面形状に成形される。その後、常温付近

まで冷却され，各種検査を経て所定の長さに切り揃えられて製品となる．

図 1.8 にパーライト鋼レールの金属組織を示す．観察位置は，頭頂面中心位置の表面下 1mm 位置である．観察には，光学顕微鏡 (Optical microscope) および走査型電子顕微鏡 (Scanning electron microscope) を用いた．また，図中には金属組織観察位置におけるビッカース硬さとパーライトラメラ間隔を付記した．なお，本論文では以降において走査型電子顕微鏡を SEM と略記することにする．

硬さは試験荷重 2.94N として 10 点測定し，測定結果の単純平均値を代表として用いた．パーライトのラメラ間隔については，種々の測定方法が提案 [19] されている．本研究ではラメラ間隔を議論の主題としていないことから簡易法によって測定した値を代表値と見なすことにした．すなわち，上記観察位置において SEM を用いて 10 視野の金属組織を撮影し，それぞれの写真においてラメラ間隔が最も狭いと思われるセメントタイト板の寸法を目視で読み取り，その単純平均値を代表として用いた．新品未使用レールは硬さが HV260 (HB250) 程度であり，金属組織は粒界フェライトが一部混在するパーライト組織を呈する．なお，オーステナイトの結晶粒径を別に測定したところ，円近似による粒直径は $80\ \mu\text{m}$ ~ $120\ \mu\text{m}$ で，平均 $100\ \mu\text{m}$ 程度であった．

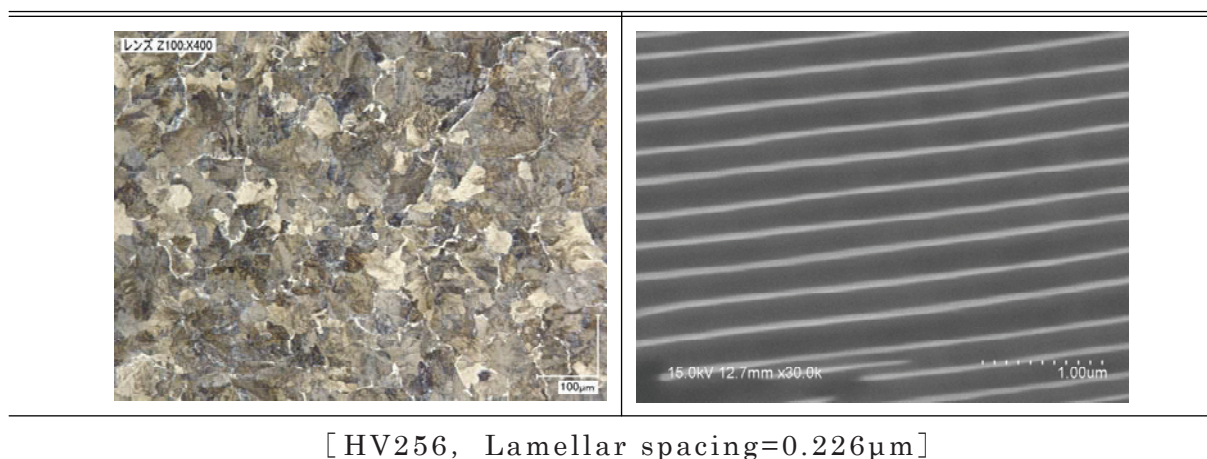


Fig.1.8 Observation of the metal structure of pearlite steel rail used in this study. Note the measurement results of the hardness and pearlite lamellar spacing. Observation and measurement positions were 1 mm under the running surface at the rail center.

1.4 レールの寿命

レールの使用が開始されると，列車の荷重，加速・減速時の接線力および曲線区間で車両を案内する際の横圧など様々な荷重が繰り返し負荷される．また，レールは平野，海岸線，トンネルなどで使用されることから，敷設された場所の環境の影響を受けて腐食や電蝕を生じることがある．

そのため，荷重負荷や使用環境の影響を受けて摩耗，疲労および腐食などが生じる．これらの事象は，断面積の減少による強度低下やき裂の発生をもたらしてレールを折損させる可能性がある．そのため，線路保守作業の一環としてレールの使用履歴管理やレール傷の検査が実施される．それらの管理・検査によって得られた結果を所定の交換基準に照らし合わせ，検査対象レールの使用継続可否が判定される．判定基準に合格しなかったレールは撤去され，その寿命を新品レールに委ねて寿命を終える．レールの使用寿命は，以下に述べる通トン，摩耗および損傷の各基準によって規定されている．

1.4.1 通トン寿命

通トンとは通過トン数の略称であり，次の式（1）によって与えられる．

$$\text{通過トン数 (t)} = \text{軸重 (t/本)} \times \text{通過輪軸の本数 (本)} \quad (1)$$

ここで，軸重（t/本）とは負荷質量を車両に懸架された軸の本数で除した値である．負荷質量は，静止時の車両空車質量(t)に旅客車両では定員乗客質量(t)，貨車の場合は貨物の積載最大質量（t）を加算した値である．通トン寿命におけるレール交換限度の累積通過トン数は，次の3点を考慮して推定される[20]．

- ① 上首部に発生する断面変形応力を計算で求めた値 = 65.7MPa^{※1}
- ② ロングレールの溶接継目部におけるレール頭頂面の落ち込み^{※2}
- ③ 車輪フラット（Wheel flat）^{※3}の影響

※1 東海道新幹線の直線区間に敷設した50Tレールのロングレールに偏心荷重が負荷された場合を想定した値．

※2 落ち込みの長さは700mm，深さは0.3mmが想定されている．この落ち込みは，レール母材と溶接部の熱影響層（HAZ：Heat affected zone）の

硬度差による摩耗および塑性変形によって生じる。

※3 車輪フラットとは、制動時に車輪の周速度が列車走行速度よりも遅くなつた場合に、踏面の一部が摩耗によって平坦になる現象を指す。

上述の②および③は、いずれも車輪の輪重変動を招く。ここで、輪重変動とは、レール頭頂面の凹凸あるいは軌道の変位（軌道狂いとも云われる）などを原因として、走行中の車輪が上下方向に変位した際に生じる輪重の動的変動を指す。

累積通過トン数の限度値は、次のようにして求められる。まず、レール頭頂面の落ち込みと車輪フラットが競合した場合を最大値とし、両者が無い場合すなわちレール上首部（Upper rail fillet）の発生応力を最小値と仮定して平均引張応力を求める。次に、その値を引張片振応力として両振応力の片振幅に換算して軸数を求め、求められた軸数に軸重の仮定値である 15t を乗じて決定される。このようにして求められた累積通過トン数の限度値は、540MGT となる。なお、50T レール以外のレールについては、発生応力がレールの断面係数に反比例すると仮定して求める。表 1.3 に上述の方法によって求められたレール交換基準の検討値を示す。累積通過トン数（Accumulated passing tonnage）とは通過トン数の累積値であり、単位は世界的に MGT（Million Gross Tonnage）が用いられる。

累積通過トン数を軸重で除した値は通過輪軸数となる。そのため、レールを構造部材の梁として見た場合、累積通過トン数は梁を曲げ変形させる負荷繰返し数に相当する。したがって、通トン寿命は輪軸数がレールの曲げ疲労寿命に相当する回数に達する時点を限度に実施されるレール交換であり、列車を運行する限り不可避の交換要因である。

Table 1.3 Criteria of consideration value of the rail replacement [21].

Classification of rail	60kg	50T	50N
Section modulus [cm ³]	397.1	311.2	273.9
Criteria of exchange [MGT]	6.89	5.40	4.75

実際の交換限度とされる累積通過トン数は、室内試験によって求められたレ

ールの曲げ疲労寿命の推定値を参考にして各鉄道事業者が策定する。その値は、鉄道事業者の保守方策によって異なる[21]。最近では環境負荷の低減とエネルギー効率の向上を目的として車両の軽量化が進められている。また、50T レールが 60kg レールへに置き換えられていることから、通トン寿命を求める際に考慮される上述①～③の影響も変わってきている。そのため、レールの梁としての推定寿命は、次のような検討から長寿命側へ見直す動きがある。例えば、修正マイナー則を適用したレール疲労寿命の検討[22]や溶接部のレール頭頂面に形成された凹凸の平滑化[23],[24]が上げられる。後者は、レール削正によってレール頭頂面の凹凸を除去すると列車通過時の輪重変動が減少してレール底部に発生する応力が低下するとの見解に立脚したものである。レール削正とは、円筒砥石あるいは切削チップを用いた研削・切削装置を備えたレール保守用車両でレール頭頂面の凹凸を除去して平滑化するレール保守作業である。なお、本論文では上述のレール保守用車両を以降ではレール削正車と記すこととする。

1.4.2 摩耗寿命

摩耗によるレール交換[25]は、「鉄道構造物等維持管理基準（軌道編）」を参考にして制定される維持管理に関する技術基準と摩耗検査結果を照らし合わせて、交換基準値に達する時点を限度に実施される。換言すると、レール頭部の断面寸法が規定された値に達する時点を限度に実施されるレール交換である。レールの摩耗量は、レール頭部の標準断面形状と摩耗形状の寸法差として定義される。摩耗によってレール断面積が減少するとレール発生応力の増大や車輪フランジが継目板と接触するなど車両が建築限界を支障する可能性が出てくる。摩耗によるレール交換は、通トン寿命と同様に列車が運行される限り不可避である。しかし、レールの材質や熱処理の改良による耐摩耗性能の向上、あるいは潤滑、車両の軽量化および自己操舵台車[26]など台車機構の改良や車輪とレールの接触面の形状最適化などによって相当数を抑制することが可能と考えられる。

1.4.3 損傷寿命

損傷寿命によるレール交換[27]は、レールの探傷検査によって検知されたき裂が規定の深さもしくは長さに達するまでを限度に実施されるレール交換である。レールの検査は各鉄道事業者において制定される維持管理に関する技術基準あるいは実施基準に基づいて行われる。検査種別は一般検査と細密検査に分けられる。一般検査では摩耗・損傷・腐食等を対象とした状態検査が行われる。実務としては、目視および測定器を用いたレール摩耗測定、超音波探傷装置を搭載したレール探傷車および手動式超音波探傷器によるレール探傷検査が年1回以上実施される。細密検査はレールの継目が検査対象とされる。継目のうち、溶接継目は超音波探傷検査、普通継目についてはボルト締結されている継目板を取り外して、目視および浸透探傷検査が行われる。

1.4.4 レール交換要因とレール寿命の関係

通トン寿命によるレール交換は不可避である。しかし、対象線区の列車本数が明らかなことから交換までの期間を把握できるため、計画的に実施することが可能である。また、摩耗寿命によるレール交換も現段階では不可避である。しかし、レールの摩耗量は車両に積載した計測機器で実用上問題のない精度で測定することができるため、使用限度に達するまでの期間を推定して計画的に交換することができる。これらに対して、損傷寿命によるレール交換は現在のところ計画的に行うことはできない。その理由は、現時点で損傷の発生位置および発生時期を事前に特定することが困難であることにある。そのため、定期的にレール探傷検査を実施してその結果に基づいた適切な処置を継続することが必須である。また、レール探傷検査によって検知したき裂が何らかの原因によって急進する可能性や検査によってき裂の長さや深さを過小評価する可能性も否定しきれない。そのため、偶発的にき裂が進展してレール折損に至る場合があることを想定して、レール交換に即応できる人員と機材を常時準備しておくことが必要になる。

図 1.9 に J R 会社のうちの一社が 1 年間に実施したレール交換の交換要因割

合を示す[28]。損傷によるレール交換が45%に達しており，通トン寿命（18%）および摩耗寿命（16%）による交換に比べて格段に高い割合を占めている。また，二酸化炭素に関わるライフサイクルアセスメント（LCA）上でもレール保守に関連する排出量が軌道保守部門の80%を占めるとの試算がなされている。

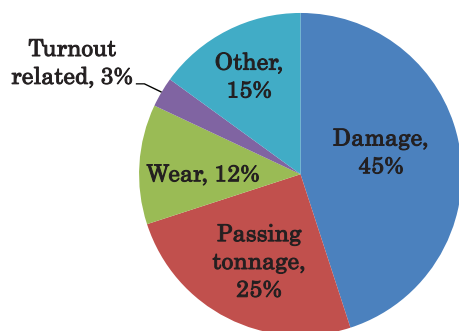


Fig. 1.9 Cause of rail replacement [29].

レール交換要因の最も高い割合を占める損傷寿命によるレール交換を抑制することができれば，レール交換量を大きく削減できることが把握できた。レール交換量の抑制は軌道保守費の削減に直結することから鉄道の経営に大きく貢献することができる。さらに，地球環境への負荷も大幅に軽減できることが明らかなることから，本研究では損傷によるレール交換に着目した。

1.4.5 損傷寿命の支配要因

レールの交換要因について調査した結果，損傷寿命を抑制することによって軌道保守費の大幅な低減が可能であることを把握した。そこで，前項の図 1.9 で示した損傷寿命を支配する要因の内訳について調査を行った。図 1.10 に結果を示す[28]。調査の結果，表面損傷に属するシェリング損傷，きしみ割れ，空転およびバッタ傷がレール交換要因の80%を占めていることが明らかになった，その中でシェリング損傷の占める割合が76%と他の要因に比べて格段に高いことを突き止めた。損傷寿命によるレール交換量を削減するためには，いずれの支配要因に対しても対策を講じることが必要である。しかしながら，損傷レール交換原因として高い割合を占める要因に対して有効な対策を講じること

は、レール交換量を大きく削減することができることから、線路保守コストの削減に大きく貢献できるものと考えた。

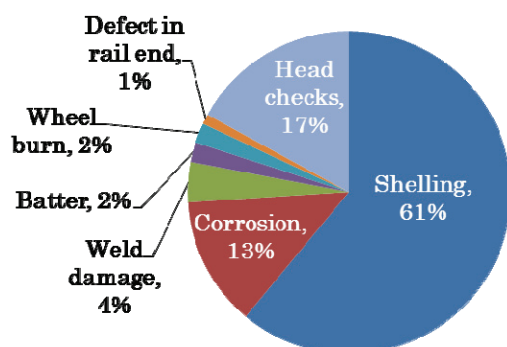


Fig.1.10 Dominant cause of damage life [29].

1.4.5.1 表面損傷

以下に表面損傷およびその他各損傷の特徴について述べる。

a. シェリング損傷

図 1.11 にシェリング損傷の外観を示す。シェリング損傷は、発生形態別に散発型 (Dispersed type) と至近距離で多数発生する密集型 (Swarming type) に大別される。前者は新幹線、後者は在来線に多く認められる。また、発生原因別に分類すると、車輪との転がり接触疲労に起因するものと車輪が空転・滑走した時に発生する摩擦発熱に起因した熱変態組織 (白色相)、車輪フラット痕、

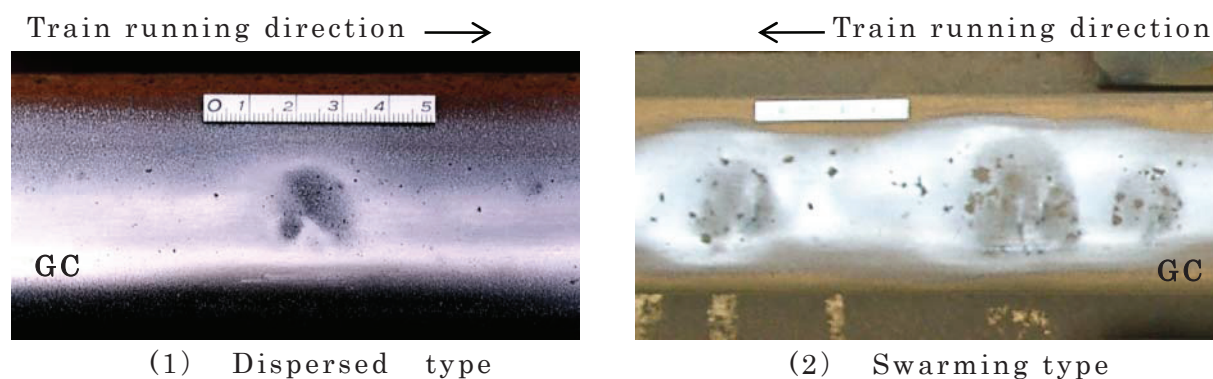


Fig.1.11 Appearance of Shelling damage in the case of classification in the generating type.

異物の踏込み傷および線路保守工具などによる打痕傷に起因するものに大別される。後者は図 1.11 に示した転がり接触疲労起因のシェリング損傷と明確に区別することが可能である。このタイプのシェリング損傷は、損傷部のレール頭頂面に残存する痕跡からその原因を識別できる場合が多い。図 1.12 に白色相起因タイプおよび空転起因タイプのシェリング損傷の外観を示す。なお、シェリングという損傷名は、破断面の紋様が貝殻状 (shell pattern) を呈することに由来する。

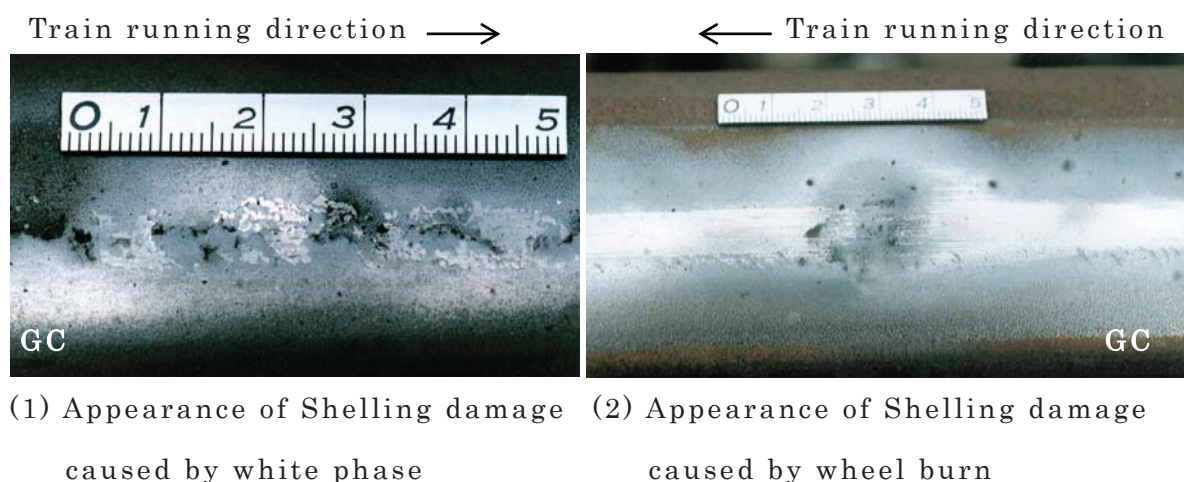


Fig.1.12 Examples of the appearance of the shelling damage classified by cause of generating.

b. きしみ割れ

図 1.13 にパーライト鋼レールに発生したきしみ割れの外観を示す[29]。きしみ割れは、レールのゲージコーナ部に発生する表面損傷である。この損傷は、主に曲線区間の外軌に使用されるレールに発生するケースが多く、列車の進行方向に対してある角度を持った短いき裂もしくはその集合体である。きしみ割れは、ある程度の長さに進展した後に停留あるいはきしみ割れ同士が連結して剥離に至りそのまま停留するケースが多い。ただし、トンネル内の漏水が常時降りかかる使用環境で発生した場合は、きしみ割れからのき裂進展によってレールが折損に至ることがある。

きしみ割れは、走行中の車両の動揺によって車輪の喉元円部分 (Throat) がレールのゲージコーナ部に高い頻度で接触する場合は直線区間でも発生する可

能性がある．なお，国際鉄道連合（UIC：International union of railways）が発行するレール損傷カタログ[30]には，きしみ割れがシェリング損傷に属する損傷に分類されている．

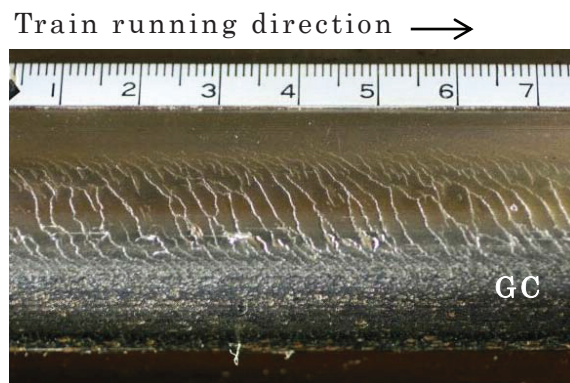


Fig.1.13 Appearance of head checking formed in the gauge corner of the standard carbon rail [30].

c. 空転傷

図 1.14 に空転傷の外観を示す．空転傷は，列車起動時に生じる車輪の空転によって形成される場合と列車の走行速度と車輪周速度に差が生じた場合に形成される二通りがある．図 1.14 は前者であり旧型機関車が列車を牽引する際の起動時に発生するケースが多く見られたものである．この種の空転傷は，車両制御技術の向上によって最近ではほとんど発生しなくなっている．現在では，空転傷のほとんどは後者であり，図 1.12 に示した外観を呈する．

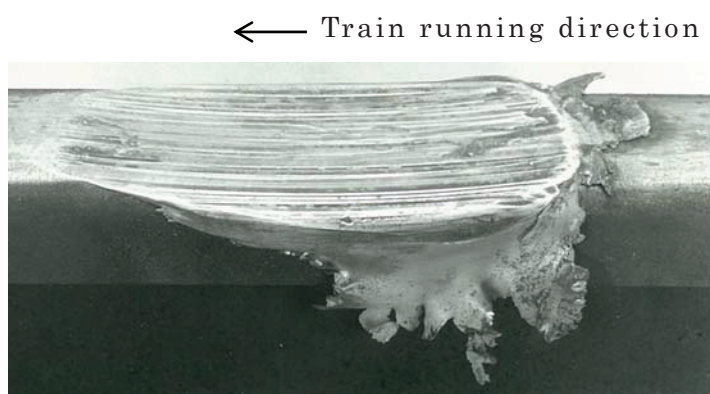


Fig.1.14 Appearance of the rail damage caused by the wheel burn of locomotive.

空転傷を防止する対策は，車両駆動制御の精度向上，車輪とレール間の摩擦係数を向上するための散砂およびセラミック粒子を高速で車輪とレール間へ噴射するセラジェット[31]がある．また，軽度の空転傷についてはレール削正によって除去するなどの対策がある．空転傷は現時点で保有する技術によって相当数を防止することが可能と考えられる．

d. バッタ傷

図 1.15 にバッタ傷の外観を示す．バッタ傷とは，列車通過時の衝撃荷重が普通継目部のレール端部頭頂面に繰り返し負荷されることによって生じる挫壊損傷であり，線路保守現場で端欠け（はなかけ）と呼ばれる．この損傷は，レール端部の頭部熱処理による強度向上，道床突き固めによる継目部の落ち込み抑制による負荷の軽減および継目遊間の管理等の対策によって相当数を防止することが可能と考えられる．

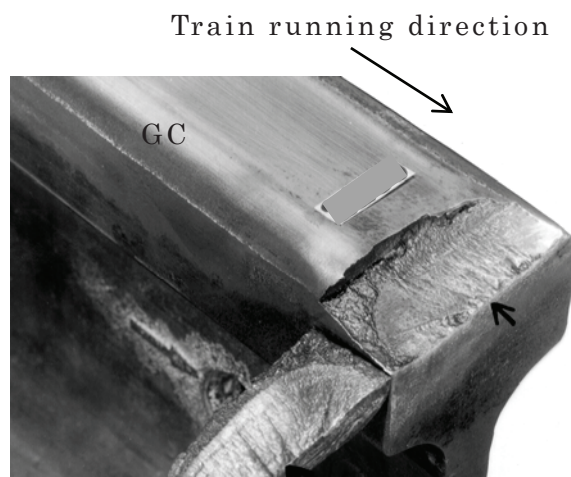


Fig.1.15 Appearance of flaking damage in the running surface of rail end.

1.4.5.2 その他の損傷

表面損傷以外のレール交換要因は全体の 20%である．それらは，車輪との直接接触によって誘起される損傷ではなく，腐食や溶接欠陥などがレールの梁としての機能劣化を誘起する損傷である．

a. 腐食

トンネル内の漏水および海岸沿線における海水飛沫の飛来による腐食を原因とした断面減少や孔食が応力集中源となり、疲労き裂の発生を誘発してレールの一部欠損や場合によっては折損に至る損傷である。腐食による損傷は、塗料や防食被膜などによるレール表面の防錆[32]、漏水防止樋の設置、トンネル止水技術など現有の技術によって相当数を抑制することが可能である。

b. 電食

レールに流されている電車線路の帰線電流や信号電流などが漏洩すると、電流漏洩部分で電気化学反応が生じる。その結果、レール断面が局部的に減少して応力集中源となり疲労き裂を誘発してレールの一部欠損や場合によっては折損に至る損傷である。電食は、電気配流設備によって完全に駆逐することができる損傷である。しかし、設備の導入には多大な投資が必要とされることが難点である。そのため、絶縁被膜の施工が対処方法として試行されている[33]。

c. 溶接部損傷

溶接欠陥や溶接部の仕上げ加工における加工欠陥を原因として疲労き裂が発生し、レールの一部欠損や場合によっては折損に至る損傷である。この損傷は、溶接施工方法の改良、溶接部の超音波探傷検査および仕上げ加工の改善など現在保有している技術によって相当数を抑制することが可能と考えられる。

d. 破端

図 1.16 に破端の外観を示す[34]。普通継目構造で接続するレールは、端部の腹部に継目板をボルトで締結するための継目孔と呼ばれる貫通孔が設けられている。破端は、継目孔の腐食、面取り加工痕および不適切な加工による熱変態組織が原因となって疲労き裂が発生し、レール端部の頭部や底部が一部欠損する損傷である。破端は、細密検査、余寿命推定[35]、[36]を基にした継目孔廻りの探傷検査、継目遊間の管理および継目部の道床突き固め作業による負荷軽減など、現在保有する技術によって相当数減少することが可能と考えられる。

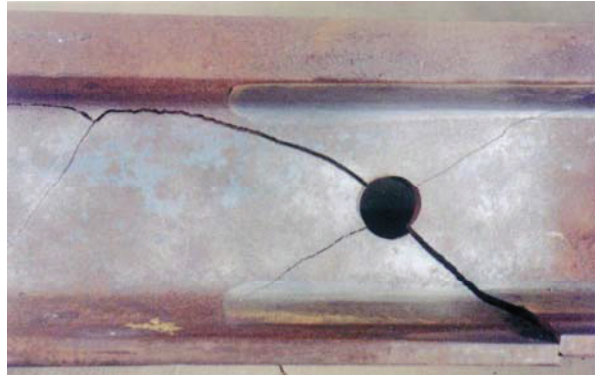


Fig.1.16 Appearance of star cracking of fishbolt hole in rail end.

[Train running direction is unknown. However, the train running direction seems may be from the right side to the left side from the formation of the crack]

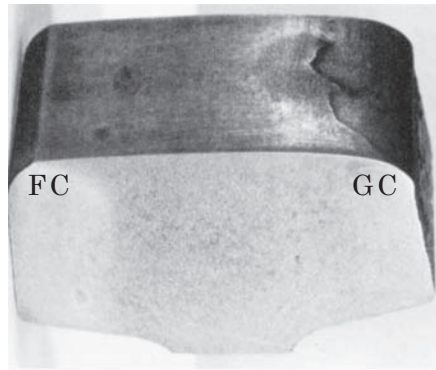
1.5 表面損傷とその問題点

1.5.1 これまでの表面損傷

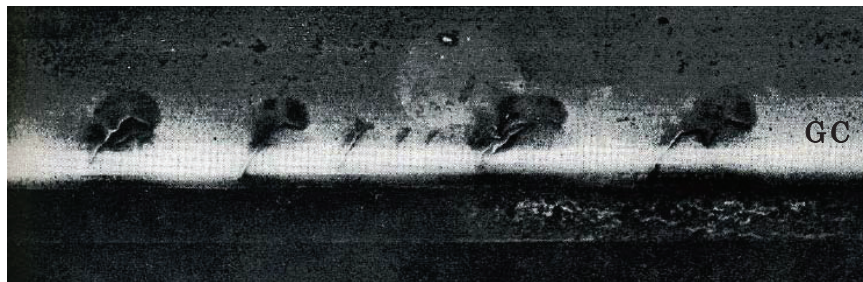
レールの表面損傷に関する既往の研究を調査した結果，シェリング損傷以前に黒裂損傷が問題となったことがわかった[37]. 図 1.17 に黒裂損傷の外観を示す. 黒裂損傷は，車輪との転がり接触疲労によって生じる表面損傷の一種である. この損傷は，レール頭頂面のゲージコーナ部に表面き裂が発生し，その周囲に黒斑が形成される外観的特徴を有する. 損傷形態は密集型であり，偶発的にレール折損に至る.

1.5.1.1 黒裂損傷の発生推移

黒裂損傷は，1952年10月に山陽本線の瀬戸ー西大寺駅間で最初に発見され，翌年にレールが折損した. これを始まりとして山陽本線で黒裂損傷が多発した. 1955年7月には黒裂損傷の発生したレール延長が山陽本線と東海道本線全線の約15%に相当する379kmに達した.



(1) Appearance of the surface damage observed from the transverse direction of the rail [38].



(2) Appearance of the surface damage observed from the longitudinal direction of the rail [39].

Fig. 1.17 Appearance of surface damage of rail called Kokuletsu in Japan, Kokuletsu are similar to damage called Black spot in united states of Amerika.

図 1.18 に山陽本線で黒裂損傷が発生したレール延長とその補修交換用レールの投入量の推移を示す。黒裂損傷が発生したレールは単年度で 100km を超える膨大なものであった。当初、損傷が発生したレールとほぼ同じ延長の新品レールが投入されたが累積損傷数は減少しなかった。そこで、1959 年度からは損傷レールの延長を超える量の新品レールが投入され、これにより漸く損傷レール延長が鈍化し始めた。ここで、レール延長とは左右レールを合わせたレール長さ (m) を表す。

1.5.1.2 黒裂損傷の研究経緯

それまで鉄道が経験したことのない損傷が日本の大動脈である山陽本線に大量

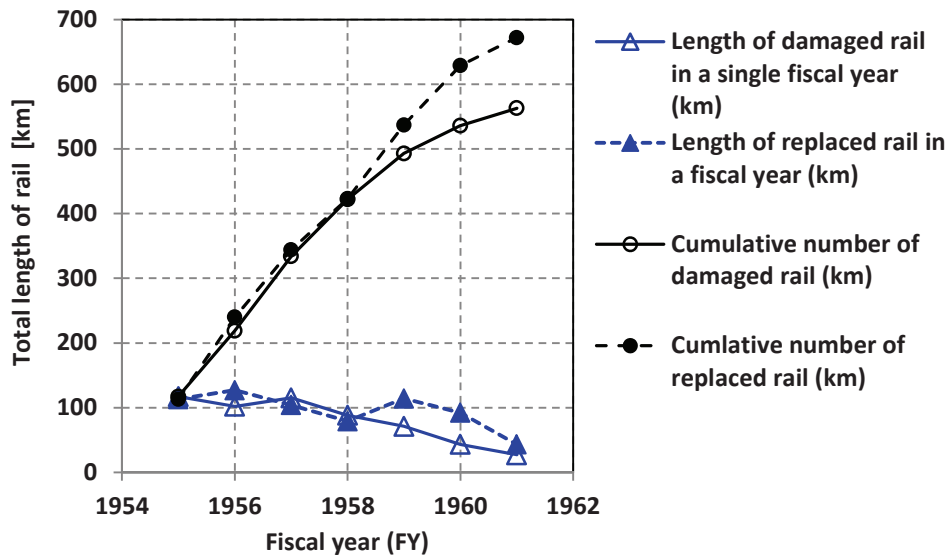


Fig.1.18 Influence of rail replacement on the number of damaged rail.

発生したこと、損傷が新規投入されて間もないレールに大量発生したこと、損傷が発生して3~4年経過するとレールが偶発的に折損するなど、黒裂は運転保安上危険な損傷として取り扱われた。その対策として1955年7月に国鉄鉄道技術研究所に「黒点亀裂対策委員会」が設置され、現場調査や再現実験等が行われた。さらに、1958年3月には「レールおよびタイヤ黒裂対策委員会」が制定され、1959年3月には専門事項を調査研究する5つの分科会が設置され損傷対策の研究が進められた。

1.5.1.3 黒裂損傷の研究成果

a. 現地調査による発生実態把握

黒裂損傷の発生実態を把握するため、抽出率1/20等間隔で系統抽出された定尺レール3788本の現場調査が行われた。それらの結果から黒裂損傷の発生に対する運転条件および線路条件の影響が明らかにされた。

i. 運転条件の影響

黒裂損傷は、次の運転条件を満たす線区で発生することが明らかにされた。

- ・D52型蒸気機関車（軸重=16.6t）が時速50km/h以上で牽引する高速列車が高頻度で運行される線区。

- ・年間通過トン数 20MGT 以上の複線区間.
- ・蒸気機関車から散水が常時行われる箇所.

なお、黒裂損傷の発生数は散砂区間で少ないこと、また、蒸気機関車の加速・減速の影響も受けないことが明らかにされた。

ii . 線路条件の影響

黒裂損傷は、次の線路条件を満たす線区で発生することが明らかにされた。

- ・直線・曲線のいずれにも発生する.
- ・直線よりも曲線半径=800m 以下の曲線区間に多く発生する.

なお、黒裂損傷の発生は、線路勾配の影響、路盤種別、路盤状態およびタイプレートの有無に影響されないことも明らかにされた。

b. 黒裂損傷発生レールの材料的特徴

黒裂損傷によって折損したレールの材料調査を行った結果、次のことが解明および推定された。

- ・黒裂損傷のき裂起点部には、成分偏析などの材料異常は認められない.
- ・黒裂損傷の発生および発達に対して非金属介在物は関与しないことが推定された.

また、レールの出荷検定時に行われる材質試験成績の統計学的解析により次のことが明らかにされた。

- ・黒裂損傷の発生とレールの引張強さの間に相関のあることが認められた。すなわち、黒裂損傷が発生したレールは発生しなかったレールに比べて引張強さが 9.8MPa~39.2MPa 低いことがわかった。しかし、その他の機械的性質には差が認められない.
- ・黒裂損傷が多発した 1949 年~1951 年製の 50kg レールは、レール出荷検定時の落重試験において不合格率が 50%に及ぶロットがあった.
- ・黒裂損傷が発生しなかったレールと多発したレールの Cu (銅), As (ヒ素), Sn (錫) の含有率に違いが見られた。前者に属する 1950 年製造レールでは Cu (0.37%), As (0.13%), Sn (0.05%), 後者に属する 1957 年 10 月から 1958 年 3 月製レールは前者の 3 倍近い含有率であった.

材料調査の結果，黒裂損傷が発生したレールの製鋼品質に疑問が持たれた。しかし，該当レールの全てに黒裂損傷が発生していないこと，他線区から転用されたレールおよび1963年製レールにも黒裂損傷が発生していたことから，レールの品質が黒裂損傷発生の主因とは考え難く，損傷を発生させた助長因子の一つであることが考察された。

c. 黒裂損傷発生に対する力学的側面からの検討

黒裂損傷の発生実態調査および材料調査の結果を受けて，力学的観点から検討が行われ次のことが推定された。

- ・ 黒裂損傷の発生起源と推定されるきしみ割れの方法は，レール表面および表層部の塑性流動によって支配される。
- ・ 塑性流動の発生原因は，車輪接触による接線力にある。
- ・ きしみ割れは，レールの材料強度に比べて接触圧力が過大であるために発生する。表1.4に当時計算された接触圧力の値を示す[40]。

Table 1.4 Contact pressures of steam locomotive.

Position of rail head	Wheel type Contact pressure and shear stress	Diameter of driving wheel (mm)		Diameter of trailing wheel (mm)
		1750	1400	910
Running surface	P_{\max} (MPa)	981.0	1041.7	1178.0
	$\tau_{st.\max}$ (MPa)	313.6	345.0	388.1
Gauge corner	P_{\max} (MPa)	1869.8	1972.7	2202.1
	$\tau_{st.\max}$ (MPa)	624.3	657.6	734.0

- ・ 黒裂損傷の表面き裂の進展方向すなわちゲージコーナ側から見た山形き裂の形態は蒸気機関車の第一動輪のすべり方向によって決定される。
- ・ 山形き裂の列車進行方向のき裂は，第一動輪のフランジがレールのゲージコーナに接触したときのすべり方向に直角に形成される。また，反列車進行方向のき裂は，垂直軸の廻りに車軸が回転する際のすべり方向と直角に形成される。これは，車輪/レール接触領域内の接線力分布（スピン力）[41]の影響を説明しているものと考えられる。

d. 水の影響

黒裂損傷が問題となった当初から、損傷の発生に影響する因子として水の存在が取り上げられている。注目された水は蒸気機関車からの散水である。散水の目的は、車輪とレール間の擦抵抗を減少して動力源である石炭と水の使用量を抑制することにあった。

黒裂損傷は、連続して散水が行われていた区間で発生しており、散水を行っていない区間では運転条件が類似であっても黒裂損傷の発生は認められなかった。そこで、黒裂損傷の発生に及ぼす散水の影響を確認するため、山陽本線と東海道本線に散水と散水停止の試験区間が設定された。試験の結果、散水停止区間では小さい黒裂損傷は消滅し、中程度のものは縮小、大きなものはそのまま進行することが明らかになった。この結果から、黒裂損傷の消滅あるいは縮小の原因は摩耗の増加にあると推定された。この時、散水停止区間のレール摩耗量は、散水区間の2.5倍であることが確認されている。

e. 黒裂損傷の発生原因の推定

レールおよびタイヤ黒裂対策委員会は、一連の調査・研究結果から黒裂損傷の発生機構を次のように推定した。まず、車輪との接触によってレールのゲージコーナ部に塑性変形が生じ、それに起因してきしみ割れが生成される。次に、モードⅡあるいはモードⅢタイプの応力負荷によってきしみ割れから疲労き裂が進展する。この疲労き裂がレール頭頂面の数ミリメートル下を頭頂面とほぼ平行に扇状に進展することによって表面損傷が形成される。水平裂が進展した領域のレール頭頂面には落ち込みが生じて車輪と接触しなることから腐食が進行して黒斑が形成される。

1.5.1.4 負荷条件の変化による黒裂損傷の消滅

動力近代化施策によって山陽本線で蒸気機関車から電気機関車への置き換えが進められ、電化完了区間において黒裂損傷の消滅が報告された。その原因は、動力車の軸重の減少と散水の停止にあると推定された。そこで、1959年に山陽本線・東海道本線の非電化区間において蒸気機関車からの散水が停止された。

その結果，黒裂損傷の発生は収束し，損傷レールの交換を継続したことによって黒裂損傷は消滅するに至った．

1.5.2 表面損傷の現状

使用環境の変化により山陽本線・東海道本線など在来線の主要幹線から黒裂損傷は消滅した．その後，東海道新幹線において表面損傷であるシェリング損傷が多発し問題化した．この項では，シェリング損傷の発生推移と現状について調査した結果を述べる．

1.5.2.1 新幹線におけるシェリング損傷

東海道新幹線の新横浜，小田原，米原および京都の各保線所管内において，1973年1月11日，21日，26日，27日と相次いでレール折損が発生した．折損したレールの材料調査により，原因はレール製造時の先天的欠陥ではなく，車輪との転がり接触疲労による頭頂面損傷と推定された．これが後に問題となるシェリング損傷によるレール折損のはじまりであった[42]．折損したレールの累積通過トン数はいずれも約150MGTであり，車軸通過数換算で約 9.4×10^6 回となる．折損したレールは，新幹線建設時に敷設されたものであり，同時期に敷設されたレールにも同種の損傷による折損が続発する懸念が持たれたことから，線路巡視検査が行われた．その結果，レール折損に至った損傷と同種の頭頂面損傷が60件発見された．この調査で発見された損傷は，次の3種類に分類された．

- (1)車輪フラットを起因とした表面損傷
- (2)漏水区間における表面損傷
- (3)転がり接触疲労に起因した表面損傷

これらのうち，(3)の損傷は山陽本線で多発した黒裂損傷と同種の損傷と判定された．しかし，山陽本線で発生した黒裂損傷は密集型であるのに対して東海道新幹線で発生した表面損傷は散發型であることから，損傷発生形態に差違が認められた．また，東海道新幹線で生じた表面損傷には黒裂損傷の特徴とされる

黒斑がないことから、損傷の外観的特徴にも差異が認められた。これらのことから、東海道新幹線で発見された頭頂面損傷は黒裂損傷と異なる種類の損傷と判定され、新たにシェリング損傷と命名された。

図 1.19 に東海道新幹線全線における年度別のレール折損数の推移 [43], [44] を示す。1964 年の開業から 1972 年度まで、レール折損数は 1~6 件の間で推移している。しかし、1973 年度から折損数が急増して 1976 年度には 59 件となった。この年度をピークとして、翌年から激減している。折損数が激減した原因は、東海道新幹線用レールとして設計された 50T レールがその後継として新たに設計された 60kg レールへ置き換えられたことにある。

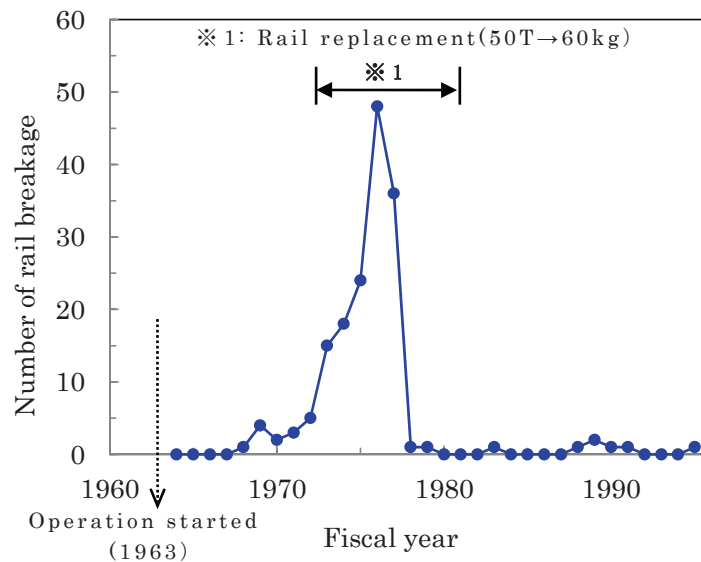


Fig.1.19 Transition in the number of rail breakage by shelling damage in Tokaido Shinkansen line.

60kg レールは山陽新幹線の開業を契機に、東海道・山陽新幹線における列車本数の将来的な増加と山陽新幹線で計画されていた 250km/h 運転に伴う線路保守量の軽減を目的として新たに設計されたレールである。

列車の走行によって軌道は徐々に平面性、左右高低、軌間等に変位（狂い）が生じる。一般に、列車の本数および速度が高くなるほど線路保守量が増加する傾向にある。一方、レールの断面を大きくすると剛性が高くなり梁としての強度が増すことから、軌道への負担が少なくなり線路保守量が軽減される。東

海道新幹線では、1972年頃から60kgレールへの交換が行われ始めている。レールの交換量を増加するため、1975年度～1980年度には始発から午前中までの列車を運休して保線作業が実施された。その結果、1981年度にレール交換が完了し[46]、この年度はシェリング損傷に起因したレールの折損は発生を見なかった。しかし、1982年度からは再びシェリング損傷によるレール折損が発生し、以降、各年度10件以下の程度で推移している。

このような中、東海道新幹線ではシェリング損傷対策としてレール探傷精度を向上するため、1992年度にレール頭側部からの二探触子透過法による超音波探傷検査が導入された。また、1993年度にはレール削正車を2編成として東京～新大阪間において本線の全線を年1回レール削正する体制が組まれた。さらに、1994年度にレール探傷車の検査位置精度の向上が図られている。最近のレール折損推移が公知文献として公表されていないことから詳細について不明であるが、関係者からの聞き取り調査によれば、1994年度以降、シェリング損傷に起因したレール折損は発生していないとのことである。

図1.20に1997年10月から1998年3月までの東海道新幹線におけるシェリング損傷の発生実態調査結果を示す[46]。レール探傷車により検知された表面損傷は88件であり、そのうちの53%(47件)がシェリング損傷であった。上述のシェリング損傷対策後、レールの折損は防止できたもののシェリング損傷の発生を完全に抑制できていないことが判明した。

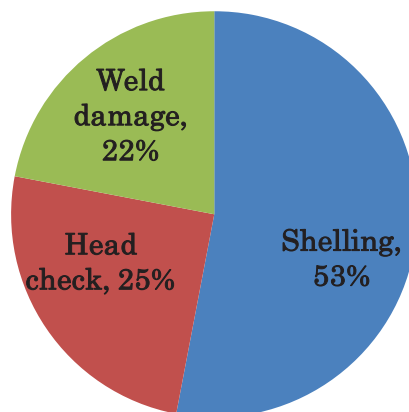


Fig.1.20 Ratio of damage factor of rail from October 1997 to March 1998 in Tokaido Shinkansen line [46].

また，図 1.21 に東海道新幹線の東京起点 436km～518km 間におけるシェリング損傷の発生推移を示す[47]. レール削正車が 2 編成体制になった 1993 年度からシェリング損傷の発生数が大きく減少したことがデータ上で明らかなことが確認できる. この調査対象区間でもシェリング損傷抑制に対してレール削正の有意な効果が現れている. 一方で，1998 年度以降 2002 年度まで 10 件未満で推移していることから，シェリング損傷を完全に抑制するまでに至っていないということもわかった.

レール削正とレール損傷数の関係について部分的に調査した結果と東海道新幹線の全線を調査とした結果が同じ傾向を示す，すなわちレール削正を行っているにもかかわらずシェリング損傷を完全に抑制できていないことが判明した. そのため，現行の削正条件によるシェリング損傷の抑制効果について材料学的観点からの検証が必要と考えた.

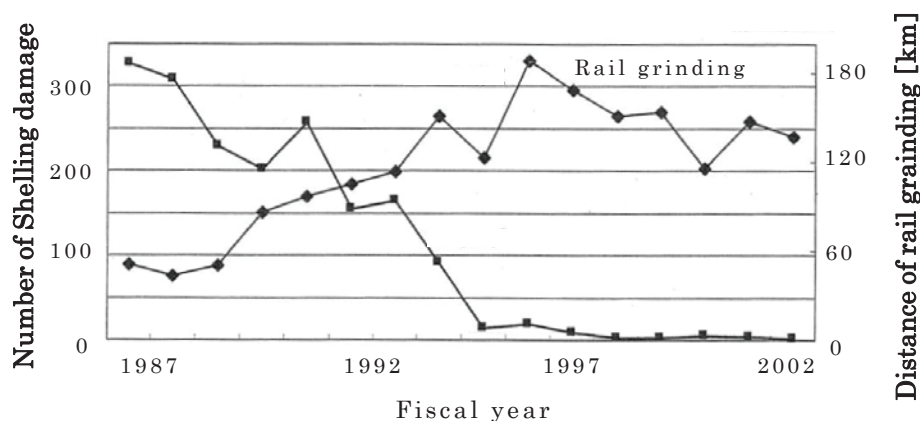


Fig.1.21 Distance of rail grinding and Transition in the number of rail breakage by shelling damage in Tokaido Shinkansen line 483km-518km from Tokyo [48].

1.5.2.2 在来線におけるシェリング損傷

図 1.22 に J R 6 社の 1994 年度から 2008 年度における在来線のレール折損原因の推移[48]の中から折損総数，シェリング損傷およびきしみ割れによるレール折損数を抜粋した結果を示す[49]. 在来線においてシェリング損傷が発見されるようになったのは，1987 年の国鉄民営化以降である. この当時，レール折

損の総数は 13 件から 25 件の間で推移しており，2002 年度からはシェリング損傷によるレール折損が増加傾向を示す．また，2004 年度にはきしみ割れからのレール折損が発生し，以降，2005 年度を除いて同種のレール折損が継続して発生している．2006 年度を除いて両者を比較すると，シェリング損傷によるレール折損件数がきしみ割れからの折損に比べて圧倒的に多いことが分かる．

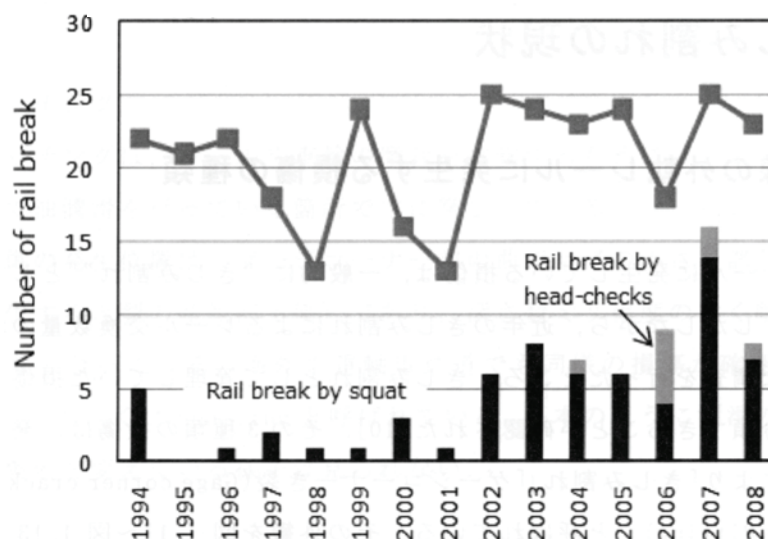


Fig.1.22 Transitions in the number of rail breakage in JR 6 companies [49].

現在，JR 会社からレールの損傷統計が発表されていないが，それぞれの会社の線路保守部門から発表される論文・講演発表等の情報から断片的にはあるがシェリング損傷の発生傾向について知ることができる．図 1.23 に，JR 東日本全支社における 1998 年度・1999 年度および 2006 年度・2007 年度の損傷レール交換の原因内訳を示す[50].内訳の数値はそれぞれの年度の平均値である．両者を比較すると，損傷レールの交換原因に占めるシェリング損傷の割合は 11%増加している．これに対してバッタ傷は大幅に減少し，さらに破端については 1%を占めるに過ぎない．

図 1.24 に 2005 年度からレール削正車が本格稼働した JR 東日本東京支社管内におけるレール損傷交換の原因内訳を示す[50]. 1998 年度・1999 年度および 2006 年度・2007 年度の両者を比較すると，この支社では損傷レール交換原因に

占めるシェリング損傷の割合が12%減少している。一方、前述の図1.23に示した同時期のJR東日本全支社のレール損傷統計では、シェリング損傷によるレール交換比率が11%増加している。両者を比較するとレール削正がシェリング損傷の抑制に効果を発揮したことが推定される。しかし、レール削正の実施によっても、シェリング損傷がレール交換原因の26%を占めている。ここでもレール削正の有意な効果が確認できるが、シェリング損傷を完全に抑制するまでには至っていない。このことから、在来線におけるレール削正にも改良の余地が残されている可能性が高いことを把握した。

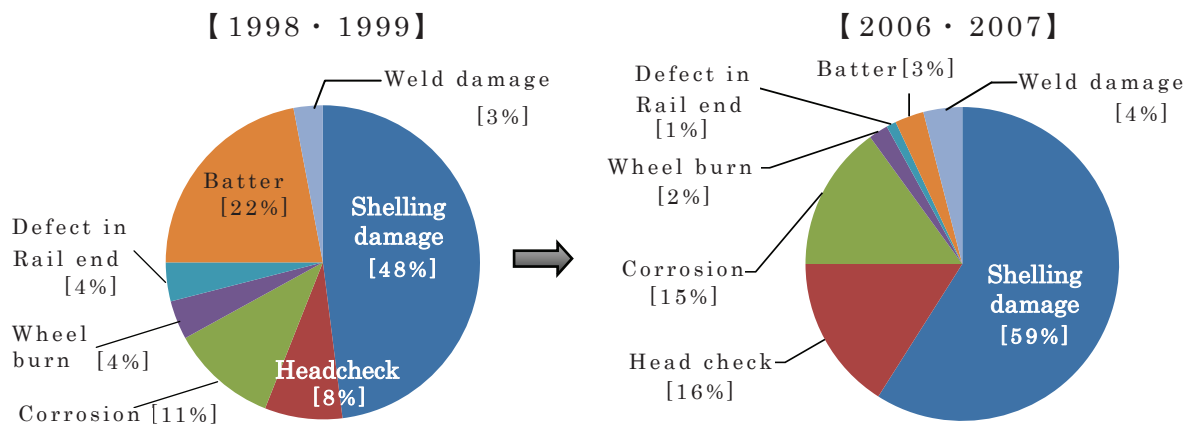


Fig.1.23 Ratio of damage caused by rail in all branch offices of East Japan Railway Company.

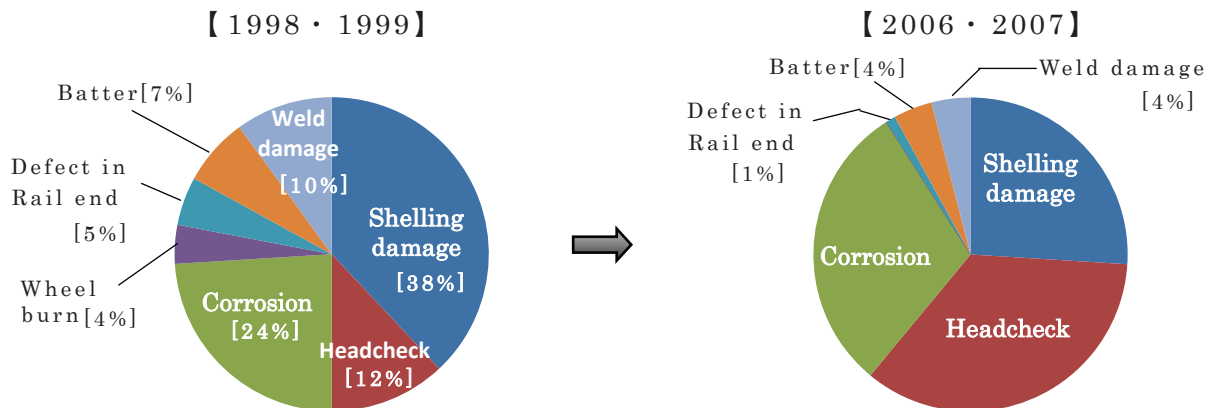


Fig.1.24 Ratio of damage caused by rail in Tokyo branch offices of East Japan Railway Company.

また，J R 西日本管内の降雪地域の高速線区においてシェリング損傷が多発する特徴があるとの報告がなされている[51]. 図 1.25 に約 142km の軌道延長を対象として，シェリング損傷の発生数について調査した結果を示す. なお，2003 年度はシェリング損傷の総数のみで，新規発生数のデータは記載されていなかった. 各年度におけるシェリング損傷の総数は平均 1899 箇所であり，単位長さあたり 13 箇所/km と概ね同じ水準にある. 一方，新規発生数についても，各年度ほぼ同数となっている. このことから，シェリング損傷が発生したレールには同程度の転がり接触疲労が蓄積されていて，シェリング損傷が発生し易い状況にあるとの考察がなされている.

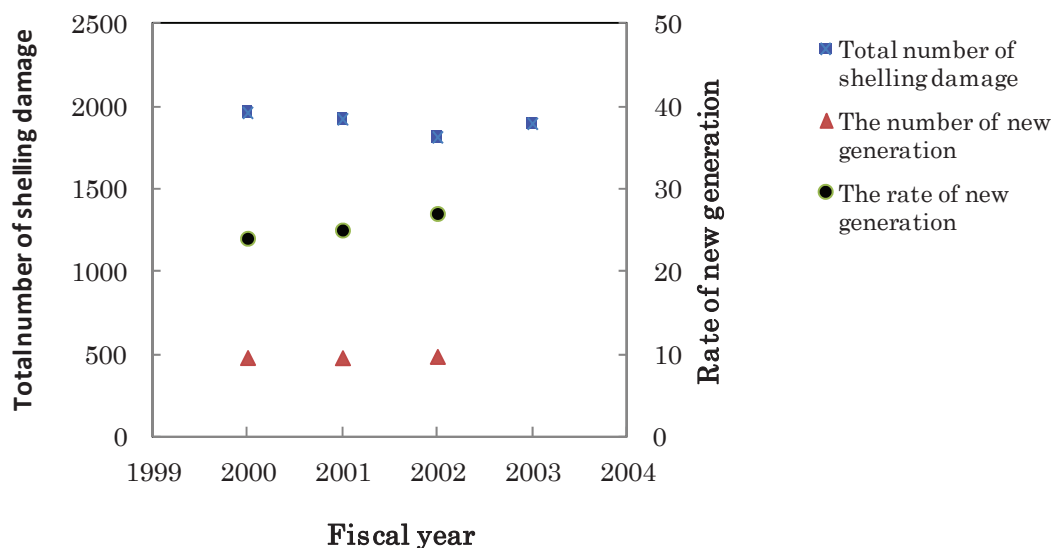


Fig.1.25 Transition of Shelling damage.

さらに，図 1.26 に J R 九州全社管内におけるシェリング損傷の発生数の推移を示す[52]. J R 九州では超音波探傷検査による損傷管理および積極的なレール交換を行っているとのことで 2012 年度をピークにシェリング損傷の総数が減少傾向に転じて，2015 年度のシェリング損傷の総数は約 27000 箇所弱に減少している.

在来線ではシェリング損傷の発生が多く，その防止はレール交換量の大幅な削減をもたらし，レール保守費の低減に大きく貢献できることが確認できた.

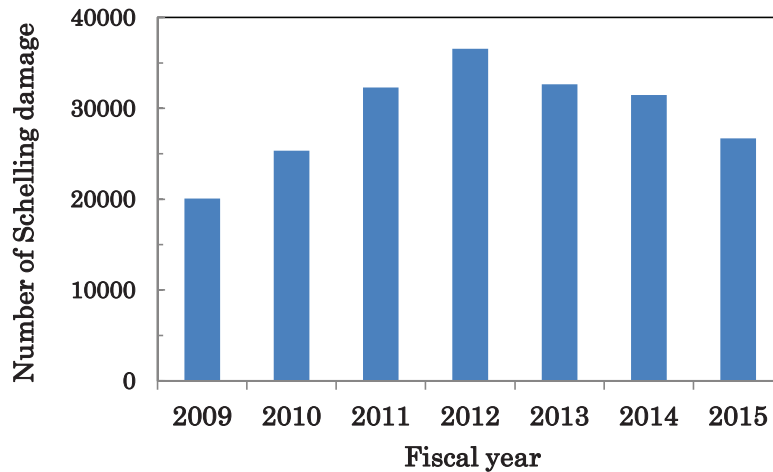


Fig.1.26 Transition in the number of generates of shelling damage.

1.5.3 シェリング損傷がもたらす問題

レール探傷検査で検知されたシェリング損傷は監視下に置かれ、年間通過トン数を基に定められる線区毎の検査周期に応じてき裂の進展深さや長さが測定される。それらの探傷結果をレール損傷の管理基準に照らし合わせ、き裂の進展深さあるいは長さが予め設定された限度に達する前に計画的に新品レールに交換される。このようにレールは予防保全によって保守・管理されているが、実際には偶発的に何らかの原因によってレールが折損する場合がある。

レールは、信号システムの電气流路部材としての機能も担っている。そのため、レールが折損すると電流が遮断されて、信号機の赤色灯が点灯して列車が抑止される。このように、鉄道ではレールが折損した区間に列車を進入させないようにフェールセーフシステムが組まれている。また、レールが折損した場合でも破断部の開口量が70mmまでは列車が脱線する危険はなく、列車運行上の安全面について問題のないことがこれまでの検討によって明らかにされている[53]、[54]。そのため、レールの破断部が70mm以上開口しないように線路保守が行われる。

しかしながら、レールが折損すると、上述のように信号回路の電流が遮断されて列車が抑止される。その情報を受けた線路保守担当部署がレール破断位置を特定して復旧措置を取る。その間、復旧が完了するまで列車は運休となる。

復旧後は、列車ダイヤを速やかに回復させるために列車の間引き運転が行われるが、復旧からしばらくの間は列車ダイヤの乱れが生じる。その結果、輸送の安定性および定時性が著しく阻害され、旅客の旅行遅延や輸送中の貨物の到着遅れが生じるなど社会活動に多大な影響が及ぶ。以上のような問題を起こすことからレールの折損は未然に防止しなければならない。その中でも、レール損傷交換要因の多くを占めるシェリング損傷の発生を防止することは、レール折損のリスクを大幅に低減する。このように、レールの折損防止は安全面はもとより鉄道の経営にとって喫緊に解決を図らなければならない重要な課題である。

1.5.4 現状のシェリング損傷対策が抱える課題

1.5.4.1 レール削正による対策

a. 東海道新幹線

「50MGT 毎に 0.08mm のレール削正によって、60kg レールの標準交換周期である累積通過トン数 800MGT まで 50%確率でシェリング損傷が発生しない」とする実験力学的手法に基づく室内試験の結果 [55] を参考にして、実線路におけるレール削正試験を経て効果を確認した上でシェリング損傷対策として採用されている [56]。また、東海道新幹線以降に開業した新幹線でもレール削正が実施されている [57]。

b. 在来線

在来線におけるシェリング損傷防止対策としてのレール削正条件は様々な方法によって決定されている。すなわち、上で述べた室内試験の結果を適用している場合 [50] や削正砥石の角度、削正の速度、削正パス回数および砥石の押付け圧力などをパラメータとした実線路での削正試験によって効果を確認した上で決定している例 [58], [59] などである。しかし、1.5.2.2 項で述べたようにレール削正を実施していてもシェリング損傷の発生を完全に抑制するまでに至っていない場合が見受けられる。

1.5.4.2 レール材質の変更による対策

シェリング損傷の抜本的対策として、レール材質を変更して耐転がり接触疲労損傷性能の向上を目指したレールの開発が行われてきた。その端緒は1977年の東海道新幹線で行われた敷設試験 [60] である。この時に試験されたレールは、諸外国で使用経験のある高強度鋼種を参考にして設計された4鋼種の合金鋼レールである。これらの試験レールは試験中にシェリング損傷およびゲージコーナ部の剥離損傷が発生したことから、1985年に全試験レールが撤去され実用化には至らなかった。

高強度合金鋼レールの結果が思わしくなかったことから、第二次試験として曲線外軌レールの摩耗抑制を目的として開発された高炭素普通鋼を素材とした改良頭部熱処理レール（NHHレール）が試験対象として選択され、1983年から敷設試験が実施された [61], [62]。試験期間中に敷設試験場所へ列車が進入する箇所軌道突き固め工事が行われたことから、短期間ではあるが列車の徐行措置が取られた。試験場所が列車の速度を回復するための加速区間に相当したことから、この時の車輪の空転によって白色相が生成してシェリング損傷が群発した。そのため、本来の目的である耐転がり接触疲労損傷性能を評価する以前に、白色相起因タイプのシェリング損傷の多発によって1988年に試験レールは撤去され実用化に至らなかった。

次に、これまでの開発コンセプトとされてきたレールの高強度化による耐損傷性向上から離れて、摩耗－疲労バランスに着目したレールが開発され敷設試験に供された。すなわち、車輪との転がり接触によって摩耗を適度に促進させることによってシェリング損傷の発生原因と推定される転がり接触疲労の蓄積を自己除去するように設計された。このレールは、全断面がベイナイト組織を呈することからベイナイトレールと名付けられ、1994年から2002年まで東北本線において敷設試験が行われた [63]。8年間にわたる敷設試験によって比較材とされたパーライト鋼レールに比べて耐シェリング損傷性能が優れているとの評価を得た [64] ことから敷設対象となる線区へ投入されつつある [65], [66]。

しかし、ベイナイトレールを使用するためには、現在敷設されているレールを撤去する必要がある。交換対象となるレール延長は長大であるため、ベイナ

イトレールへの置換には膨大な作業とそれに伴う多額の費用を投入することが必要とされる。また、シェリング損傷が発生する線区では列車運行本数が多いことから、線路の保守作業に割り当てられる時間が非常に限られている。このようなことから対象となる線区にベイナイトレールを投入していくためには相当の時間を要するものと推定される。

1.6 シェリング損傷に関するこれまでの研究

シェリング損傷の防止を目的とした研究はこれまでも行われてきている。そこで、本研究の位置付けを明確にすることを目的として、既往の研究について調査を行った。

1.6.1 損傷発生要因に関する研究

1.6.1.1 線路構造物の影響

表 1.5 に東京～新大阪間における新幹線の線路構造物とレール延長 1km あたりのシェリング損傷の発生率を示す[67]。トンネル区間におけるシェリング損傷の発生率は、橋梁および盛土区間に比べて格段に少ない。また、線路保守組織の最小単位である新幹線保線支所管内の線路延長 49km を対象とした調査によっても、トンネル区間の発生数は 0.02 件/km と明かり区間の 1.36 件/km に比

Table 1.5 Relationship between the type of structure and the rate of occurrence of shelling damage in Tokaido Shinkansen line.

Types of structures	Number	Rate of occurrence of shelling damage at a rail length of 1 km
Excavation	203	0.78
Embankment	419	0.38
Tunnel	84	0.06
Viaduct・Bridge	751	0.48
Otherwise	1	—
Total amount	1458	—

べて桁違いに小さい [68]. さらに, 調査対象距離を狭めて長さ 1km 程度のトンネル区間を調査した結果においてもトンネル区間は明かり区間に比べて明らかにシェリング損傷の発生が少ないことが報告されている [69]. このように, 全体, 一部および局所が同様の傾向を示すことから, 東海道・山陽新幹線のトンネル区間では他の線路構造物の区間に比べてシェリング損傷の発生は少ないと考えられる.

また, 表 1.6 に在来線のトンネル区間と明かり区間におけるシェリング損傷の発生率を示す [70]. 在来線についてもトンネル区間ではシェリング損傷の発生率が明かり区間に比べて非常に小さいことが分かった.

Table 1.6 The rate of occurrence of shelling damage in tunnel section and open section in the conventional line.

Types of structures	Rate of occurrence of shelling damage at a rail length of 1 km
Tunnel section	2.58
Open section	0.04

以上のことから, 新幹線および在来線ともにシェリング損傷の発生率は, 線路構造物の分類から見ると, トンネル区間が最も低い. また, シェリング損傷の発生に対して雨水等による水の介在が強く影響していることが確度高く推定された.

1.6.1.2 レール敷設条件の影響

a. 平面線形の影響

表 1.7 に平面線形別すなわち曲線・直線別のシェリング損傷の単位距離当たりの発生率を示す [71]. 直線区間と曲線区間でシェリング損傷の発生率に大きな差は認められない.

b. 縦断線形の影響

表 1.8 に縦断線形すなわち上り・下り勾配別にみたシェリング損傷の単位距

離当たりの発生率を示す[71]。上り勾配と下り勾配でシェリング損傷の発生率に大きな違いは認められない。しかし、勾配の上下に関係なくシェリング損傷の発生率が高くなる。一般に上下勾配でレールに作用する接線力の向きが異なる。しかし、上の結果からするとシェリング損傷の発生に対して、接線力以外の要因すなわち車輪の空転・滑走の関与が考えられる。これは、勾配が大きくなるほど空転・滑走が起き易いと仮定すると、車輪が空転・滑走した時の摩擦熱によって生成する白色相も発生し易いと考えることができる。

Table 1.7 Influence of alignment on the rate of occurrence of selling damage in Tokaido Shinkansen line.

Alignment	Number	Rate of occurrence of shelling damage at a rail length of 1 km
Straight track	738	0.61
Curve track	720	0.76

Table 1.8 Influence of longitudinal cross section on the rate of occurrence of selling damage in Tokaido Shinkansen line.

Longitudinal cross section	Gradient [%]	Number	Rate of occurrence of shelling damage at a rail length of 1 km
Up gradient	0.00~4.99	200	0.53
	5.00~9.99	161	0.72
	10.00~	229	0.81
Down gradient	0.00~4.99	194	0.51
	5.00~9.99	142	0.60
	10.00~	257	0.96

1.6.1.3 累積通過トン数の影響

図 1.27 に東海道新幹線におけるシェリング損傷の累積通過トン数と累積発生数の関係を示す[72]。この図は、累積通過トン数の増加とともにシェリング損傷の発生率が増加していく傾向を示しており、その近似直線の傾き m は 4 となっている。これは、故障理論の見地からシェリング損傷は時間経過と共に故障が増加し続ける摩耗故障タイプに分類されることを示唆するものである。

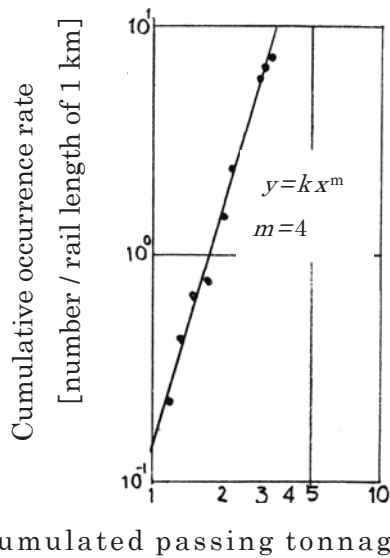


Fig.1.27 Rate of generate of shelling damage in Tokaido Shinkansen line.

次に，図 1.28 に在来線における累積通過トン数とシェリング損傷発生率の関係を示す[73]．在来線では，累積通過トン数 50MGT 程度からシェリング損傷が発見され，損傷発生率は累積通過トン数の増加とともに高くなる傾向を示す．これまでに行われた研究を調査した結果，シェリング損傷の累積発生数は累積通過トン数の増加に依存していることを把握することができた．しかし，新幹線と在来線ではシェリング損傷の顕在化する累積通過トン数に違いが認められる．その理由についてはこれまでの研究からは不明である．このような点について解明するためには材料学的観点からの検討が必要であることがわかった．

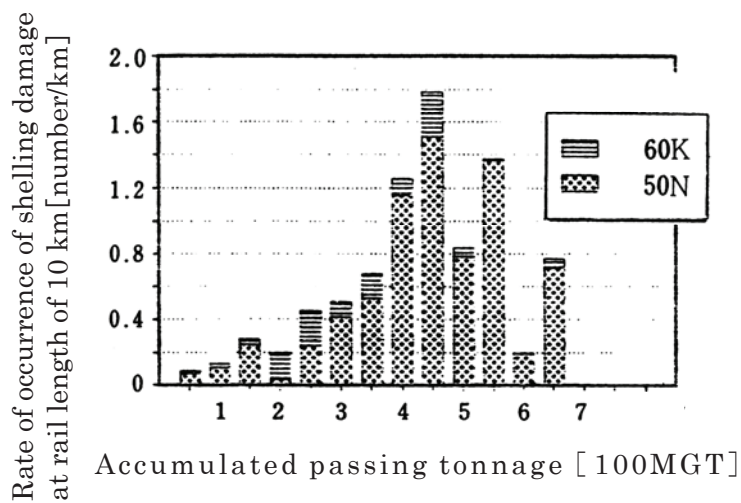


Fig.1.28 Relation between the rate of generate of shelling damage and accumulated passing tonnage in conventional line [74].

1.6.1.4 列車速度の影響

図 1.29 に在来線における列車速度とシェリング損傷発生率の関係を示す[74]. 列車速度が高くなるにしたがってシェリング損傷の発生率は高くなる傾向を示す. 特に, 速度 110km/h 以上では他の速度域に比べてシェリング損傷の発生率が格段に高い. しかし, 参照した文献には輪重変動等の列車走行条件の記載がなかったことから, シェリング損傷の発生に対する列車速度の影響は不明である.

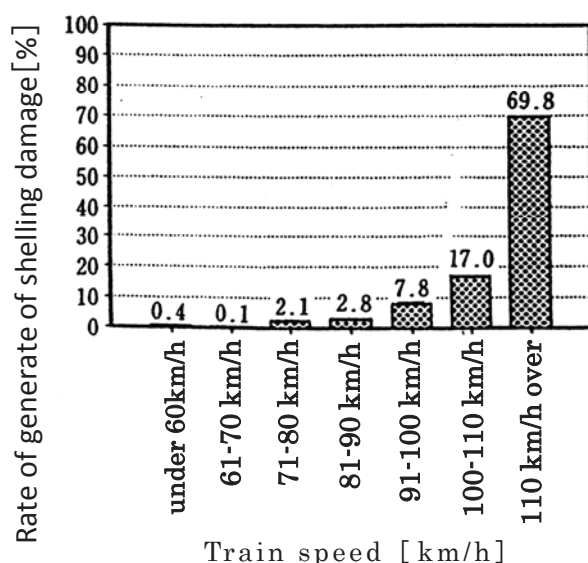


Fig.1.29 Relation between rate of occurrence of shelling damage and train speed in conventional line.

1.6.1.5 レール頭頂面凹凸の影響

図 1.30 にシェリング損傷の発生数とレール凹凸の関係を示す[75].ここで取り扱われているレール頭頂面の凹凸は, 溶接部の熱影響層(Heat affected zone)の落ち込みである. レール溶接部中心から 1m 以内におけるシェリング損傷の発生数はその範囲以外の発生数に比べて格段に高い値を示す. しかし, それが溶接部のレール頭頂面凹凸によって誘起される輪重変動に起因するものか, 溶接欠陥を起点としたき裂の発生・成長によるものであるかはこの研究からは不明である.

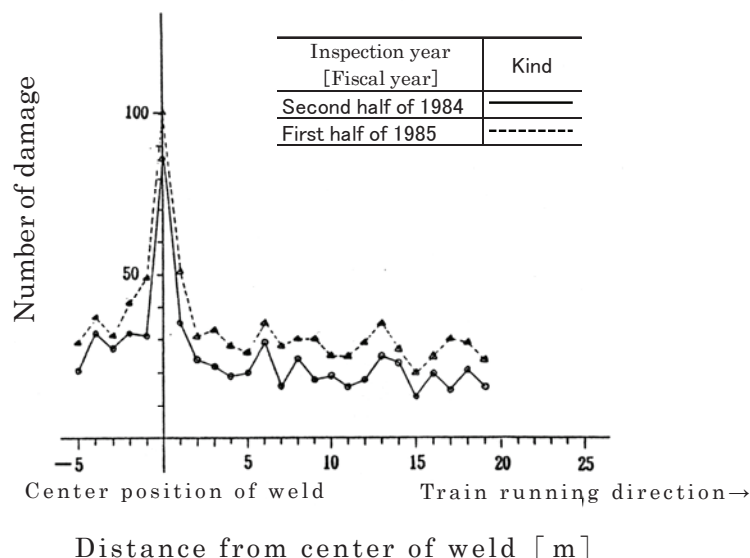


Fig.1.30 Relationship between distance from the weld center and the number of shelling damage.

シェリング損傷に対する輪重変動の影響については，諸外国においても転がり接触疲労損傷の要因として着目されている．レール頭頂面の凹凸は，波状摩耗の発生区間など溶接部以外の場所においても存在する．波状摩耗とは，一定の波長の凹凸がレール頭頂面の長手方向に形成された状態を指す．波状摩耗の発生区間では列車走行時に輪重変動が生じると考えられるが，そのような場所においてシェリング損傷の発生率が他に比べて高いという証左は得られていない．

1.6.2 パーライト鋼レールのシェリング損傷発生機構に関する研究

シェリング損傷の発生機構に関する研究は，実使用レールの損傷形態の調査などと平行して行われてきている．しかし，既往の研究について調査した結果，その主眼はシェリング損傷の実態解明に向けられていて，発生機構に関する系統的な研究は少ないことが分かった．その理由は，レールの折損を防止することが急務の課題とされ，即効的対策の構築が強く求められたことによると推定される．

しかし，このような状況下においてもシェリング損傷の発生機構解明を目的としたいくつかの研究が行われてきている．

1.6.2.1 塑性流動に及ぼす車輪接触の影響

杉野と影山は、東海道新幹線でシェリング損傷が発生したレールを解析対象として材料調査を行った [76]. その結果、レール頭頂面表層において塑性流動を生じているが、レール頭頂面中心位置すなわちシェリング損傷の発生頻度が高い [77] と報告されている位置に塑性流動が認められないことを発見した. また、レール頭頂面の最表層部におけるパーライト組織は破砕されていることを確認した. このような観察結果から、車輪の踏面勾配に起因した直径差による差動すべりがそれらの原因であると推定している.

1.6.2.2 シェリング損傷の発生に及ぼすせん断力の影響

a. 杉野の検討

杉野はシェリング損傷の発生機構を次のように推論した [78]. 軸受では硬さ、金属組織および残留応力などの変化が転がり接触に伴う動的剪断力 τ_{xy} あるいは静的剪断力 τ_{45° に依存する傾向が認められる. しかし、シェリング損傷のき裂発生位置は塑性流動が認められない箇所の表面にあるとの調査結果から、剪断応力 τ_{xy} あるいは τ_{45° に支配されないことに着目した. 一般に、軸受は油膜の形成によって転がり接触部で金属接触が生じないことを前提として使用されることから、ほとんど摩耗を生じない. そのため、 τ_{xy} あるいは τ_{45° の深さ方向の分布は使用中に変化しないが、レールでは摩耗に応じて τ_{xy} あるいは τ_{45° の深さ方向の分布が変化するという立場を取った. このような前提を基に、レールの摩耗速度が一定であると仮定し、それに伴って τ_{xy} あるいは τ_{45° の分布が深さ方向に移動するとした. このような条件の元に、転がり接触 1 回毎に生じる τ_{xy} あるいは τ_{45° の分布を加算したものを累積疲労被害と定義してその累積度を計算した結果、転がり接触面の表面で疲労被害の累積度が最も高くなることを示した.

以上の検討から、垂直力の繰返し負荷がシェリング損傷の主因であり、接線力はほとんど影響しないと結論している. さらに、疲労被害の蓄積した表層では何らかの原因によって発生したき裂が容易に伝播すると考え、き裂伝播の閾

値となる限界き裂長さを破壊力学的観点から推定した。その結果、き裂長さが停留限界を超える前に摩耗等によって除去することができれば、シェリング損傷の発生を防止できることを提案している。

b. 加藤の検討

加藤は、累積通過トン数の増大に伴ってレールの頭頂面は常温加工硬化によって摩耗が定常摩耗状態になると仮定し、転がり接触疲労が飽和して最大剪断応力が作用する位置で微少き裂が発生すると考えた [79]。き裂を発生させるとした剪断応力については次のように説明している。レール頭頂面の接触圧力はレール鋼の降伏強さを超えた塑性域の値となるが、その値はなじみ現象によって若干低下する。しかし、車輪との繰り返し転がり接触によってレール頭頂面には極めて薄い塑性変形層が形成される。この塑性変形層には圧縮残留応力が発生し、その下層にはこれと釣り合う引張応力が発生する。このような状態に加えて、車輪との接触は進行方向およびその直角方向にすべりを伴うことからレール頭頂面には接線力が作用する。そのため、接触面内の剪断応力が増大しその最大値の発生が表面に近づくことを推定した。

1.6.2.3 転がり接触疲労に及ぼす金属組織と潤滑の影響

佐藤らは、0.77% C の JIS 60kg パーライト鋼レールから採取した試験片を用いて二円筒転がり接触疲労試験を行い、試験片の摩耗およびき裂発生に対する潤滑、金属組織および硬さの影響を調べた [80]。この研究では、試験片の初期硬さを熱処理によって 280HV~360HV の範囲で数段階変化させるとともに金属組織をパーライト組織と焼戻しマルテンサイト組織の 2 種類とした。

先ず、大気中強制潤滑なしの環境下で実験が行われ、以下の結果を得ている。

- (1) き裂は転がり接触面の表面を起点として発生し、塑性流動に沿って進展する。
- (2) 初期硬さの低い方が高いものに比べて、より多くのき裂が発生する。
- (3) き裂の進展抵抗は、焼戻しマルテンサイト組織の方がパーライト組織に比べて高い傾向を示す。
- (4) 摩耗量は、試験片の硬さが増加すると減少する傾向を示す。

(5) 摩耗速度は、パーライト組織の方が焼戻しマルテンサイト組織に比べてわずかに低い。

次に、潤滑環境の影響を明らかにするため、大気中強制潤滑なしと水潤滑下において実験を行い、次の結果を得ている。

(1) き裂は、大気中強制潤滑なしの環境に比べて水潤滑環境下でも実験において多く発生し、発生したき裂は塑性流動領域を超えて進展する。

(2) き裂の進展と分岐は、パーライト組織のコロニーサイズおよび結晶方位など金属組織の微細構造に影響される。

(3) 大気中強制潤滑なしの環境下で生じる金属組織の十分な変形は、水潤滑下においてき裂が発生するための準備段階となると考察した。

1.6.2.4 き裂の発生に及ぼす潤滑条件と接線力の影響

兼田らは、JIS 60kg パーライト鋼レールから採取した円筒試験片を用いて転がり接触疲労試験を行い、き裂発生に及ぼす潤滑条件および接線力の影響について検討した [81]。

まず、潤滑環境の影響を明らかにすることを目的として大気中強制潤滑なしと水潤滑環境下で実験を行い、次の結果を得ている。

(1) 転がり接触疲労き裂は、水潤滑環境下で発生するが大気中強制潤滑なしの環境下では発生しない。

次に、1回の実験の中で水潤滑と大気中強制潤滑なしの試験環境を交互に数サイクル繰返す実験を行い、以下のことを明らかにした。

(1) 大気中強制潤滑なしの環境下で接線力が作用した場合、転がり接触面下の疲労蓄積が増大する。

(2) 水潤滑環境下では、疲労き裂の伝播が容易であることを推定した。

この実験において生じた転がり接触疲労き裂の進展形態が実使用レールのシェリング損傷と類似していなかったことから、潤滑条件を変更した実験を行った。すなわち、水潤滑条件を 0.5sec 毎に 1 滴滴下（滴下量は不明）として 60sec 間試験し、次いで大気中強制潤滑なし環境下で 60sec 試験することを繰り返した。その結果、次の結論を得ている。

- (1)試験片には，表面き裂の周囲に黒斑を伴う表面損傷が発生した．
 - (2)試験片に生じた表面損傷の深さ方向へのき裂進展形態は，実使用レールに発生するシェリング損傷のき裂進展形態と類似している．
 - (3)シェリング損傷の発生には，水の介在と接線力の作用が必要である．
- 以上の(1)および(2)の結果を根拠に，室内試験によって初めてシェリング損傷を再現したと結論している．

1.6.2.5 大型試験機によるシェリング損傷再現試験

a. 西田らの実験

実物レールを試験片とした円形軌道上を実物車輪が転がり接触する高速レール試験機を試作した [82]．この試験機を用い，試験速度を東海道新幹線の当時の定格速度である 170km/h，輪重を約 1.6 倍である 132kN として転がり接触疲労試験を行った [83]．

その結果，車輪のすべりによって生成された熱変態組織である白色相を起因としてシェリング損傷に類似した損傷が再現されたと報告している．この白色相は，10.1%の残留オーステナイトを含むマルテンサイト組織であり，化学成分はレール母材と全く変わらないと報告している．また，試験レールのゲージコーナ部にはき裂間隔が 2～3mm，車輪進行方向に 120°～130° 傾斜した無数のき裂が発生した．このき裂の形態がレールに発生するきしみ割れと類似であると評価した．これらの結果から，新幹線の走行条件を再現できたとして，この試験で生じた損傷はシェリング損傷であると結論している．さらに，破壊力学を用いた検討により，新幹線では表面から深さ 0.5mm 程度の垂直き裂および傾斜き裂は伝播しないと推定している．

b. 石田らの実験

パーライト鋼レールのブルームを試験片素材として，直径 350mm のレール試験輪および直径 500mm の車輪試験輪を鍛造・機械加工によって製作し，転がり接触疲労試験を行った [84]．レールおよび車輪試験輪の転がり接触面の断面形状は，それぞれ JIS 60kg レールおよび 1/40 踏面勾配を持つ新幹線円錐車輪と

相似形状とされた。試験条件は、新品未使用の JIS 60kg レールと直径 910mm の新幹線円錐車輪を正中位置で接触させ、負荷荷重を新幹線の設計輪重である 85kN としたときの接触圧力と等価となるように与えている。また、潤滑環境は、水潤滑と一部大気中強制潤滑なしとした。この試験により次の結果を得ている。

- (1) 水潤滑環境下では、全てのレール試験輪にき裂が発生し、そのほとんどのものが剥離に至った。
 - (2) 大気中強制潤滑なしの環境下では、き裂は発生しなかった。
 - (3) レール試験輪に発生した剥離損傷は、東海道新幹線に発生するシェリング損傷起因の剥離損傷と類似している。
 - (4) 初期最大ヘルツ圧、平均トルクおよび試験片残留応力の関係を回帰分析から、き裂の発生時期は、残留応力と相関が最も強い。
 - (5) 数値計算プログラム“CONTACT”を用いて求められた試験輪の接触領域の接線力分布は、新幹線の車輪とレール間の接触領域の接線力分布と類似の傾向にある。
 - (6) レール試験輪の転がり接触面表層に生じた円周方向における塑性流動の方向は、実使用レールの塑性流動の方向と同じである。
- これらの結果から、この試験の力学的条件は実使用レールと車輪の接触条件とほぼ等価であると結論している。

1.6.2.6 シェリング損傷に及ぼすすべりの影響

松山は、トンネル区間の漏水のない箇所ではシェリング損傷の発生が少なく、漏水箇所が多発するという現地調査結果に着目し、シェリング損傷の発生機構について次のように推定した [85]。東海道新幹線の車輪は 1/40 踏面勾配を持つ円錐車輪であることから踏面の輪軸方向の位置によって直径が異なり、レールと車輪が転がり接触する時に差動すべりが発生する。しかし、シェリング損傷は高速力行区間に集中していること、シェリング損傷の発生起点はレール頭頂面の中心付近に多く見られることから、シェリング損傷の発生に対して差動すべりよりも空転時のすべりの影響が大きいと推定した。

新幹線が高速走行する時の空転現象を対象とした渡邊らの現車試験 [86] に

よれば，降雨時に新幹線列車が速度約 300km/h で走行している時の接線力係数は概ね 0.05～0.06 の範囲にあり，この状態から車輪が空転して再粘着した時の接線力係数の増分は最大で 0.02 程度であることが把握されている．車輪とレール間に形成される水膜の厚さは，二面を隔てるほど厚くなることは期待できないため，金属接触による熱仕事の発生は避けられないと考えられる．上述のような状態でシェリング損傷が形成された場合，レール頭頂面には熱負荷によって白色相が生成される可能性が大きいと考えられる．しかしながら，シェリング損傷によって折損した新幹線レールの材料調査結果 [87] からはそのような証左は得られていない．

1.6.2.7 損傷実態分析によるシェリング損傷発生過程の検討

杉山らは，シェリング損傷の発生実態調査から力学的・熱的負荷条件を考慮した検討を行った [88]．シェリング損傷をき裂発生過程とき裂進展過程に分離する立場から，き裂発生過程では一定間隔の相互作用がレールと車輪間に働いて発生起点を残すと考えた．また，発生した損傷の中からき裂進展条件を満足するものが繰り返し荷重の負荷によって拡大していく過程をき裂進展過程と考えた．そして，これらを総合したものがシェリング損傷の累積発生数を規定しているとのモデルを構築した．

このモデルは，現象論立場からき裂発生の時間割合を示す関数 $C(t_0)$ およびき裂進展時間の割合を示す関数 $f(t-t_0)$ を想定し，時間経過に伴う損傷発見数の累積を $g(t)$ として， $g(t)$ と $C(t_0)$ および $f(t-t_0)$ との関係が次式 (2) で表されるとした．

$$g(t) = \int_0^t \int_{t_0}^t C(t_0) f(t-t_0) dt_0 dt \quad (2)$$

その結果，白色相が単独でシェリング損傷の発生を律速するとは考え難いこと，き裂発生過程に影響する因子は車輪フラットによる著大輪重の負荷にあることを結論している．

1.6.3 シェリング損傷の発生機構に関する既往研究の課題

シェリング損傷の発生機構に関する既往の研究において明らかにされた事柄の中には、以下に示すように相反する結論に達したものが散見される。杉野は1.6.2.1に記述したように「シェリング損傷の発生には接線力よりはむしろ垂直力の影響が大きい」と結論している。これに対して、兼田らは1.6.2.4に述べたように「シェリング損傷の発生に対して多少なりとも接線力が必要である」と結論している。このように、シェリング損傷の発生に対する接線力の関与について相反した結論が得られている。また、佐藤らは1.6.2.3に記述したように、大気中強制潤滑なしの潤滑環境で行った二円筒転がり接触疲労試験において、転がり接触面の表面を起点とするき裂の発生を確認したと報告している。これに対して、1.6.2.4に述べた兼田らおよび1.6.2.5.bで述べた石田らによれば大気中強制潤滑なしの試験環境ではき裂の発生は認められなかったと結論している。さらに、本研究では対象としなかった白色相を起因としたタイプのシェリング損傷の成因について1.6.2.5.aに述べた西田らは白色相が原因であると結論しているのに対して、杉山らによれば1.6.2.7で述べたように白色相単独ではシェリング損傷の原因になり難いと結論している。

これらの結論の相違は、材料学的観点からの負荷応答挙動を詳細に検討することなく考察を進めたことが原因と考えられる。

1.7 レールの表面損傷に関する諸外国の研究状況

本研究が対象とするシェリング損傷に類似した転がり接触疲労起因の表面損傷は、諸外国の鉄道においても発生している。UIC[(仏語)Union International des Chemins de fer, (英語)International Union of Railway]加盟国では Squat, その他の国では Dark Spot と呼ばれている [89]。アメリカでは1940年代から研究が行われており [90], 損傷の破面が貝殻の模様に類似していることから Shelling Defect, そのき裂を Shelly Crack と呼んでいた。現在では表面き裂の周囲に形成される外観的特徴である黒斑から Dark Spot と呼ばれている。

諸外国における最近10年間の研究情勢を調べたところ、レールの転がり接触

疲労による表面損傷の研究は重軸重鉄道が運行されている国や EU 圏内の鉄道先進国と思われる国々で行われているようである。その研究対象は広い範囲に及んでいる。例えば重軸重条件下の実線路における熱処理レールの摩耗と表面損傷の実態調査 [91]，車輪とレール間の接触圧力分布の測定 [92]，き裂存在下における転がり接触による応力拡大係数の計算 [93] 等多くの研究が行われている。しかし，実線路でのレール性能評価に関する研究を除いて，計算機シミュレーションによる力学問題として取り扱われている例が多く見られた。

しかし，2000年10月にイギリスの Hatfield で発生した列車脱線事故を契機に，材料学的観点からレールの表面損傷を取り扱う研究が行われ始めたようである。この事故は，レールの転がり接触疲労に起因した多数の表面損傷からき裂が進展し，レールが破断分離したことによって生じたと報告されている [94]，[95]。この事故における折損は，曲線外軌レールに発生したものであり，密集して発生した表面損傷からのき裂進展によって，35m の区間でレールが 300 片以上に分離したとのことである。この事故を契機に始められたと思われる研究例をあげると，例えば，Li らはフィールドワークによって図 1.31 に示すような Squat の形態把握や軌道検測車によって得られた損傷データの相関分析を行っている。その結果，Squat の発生は軌道の短波長凹凸，レール頭頂面の凹凸，溶接部および波状摩耗と相関があると報告している [96]。また，Garnham らによるレール頭頂面表層の塑性流動と塑性流動層内の初析フェライトに沿った疲労き裂伝播に関する研究 [97]，Carroll らによるレール製造時の表層脱炭と転

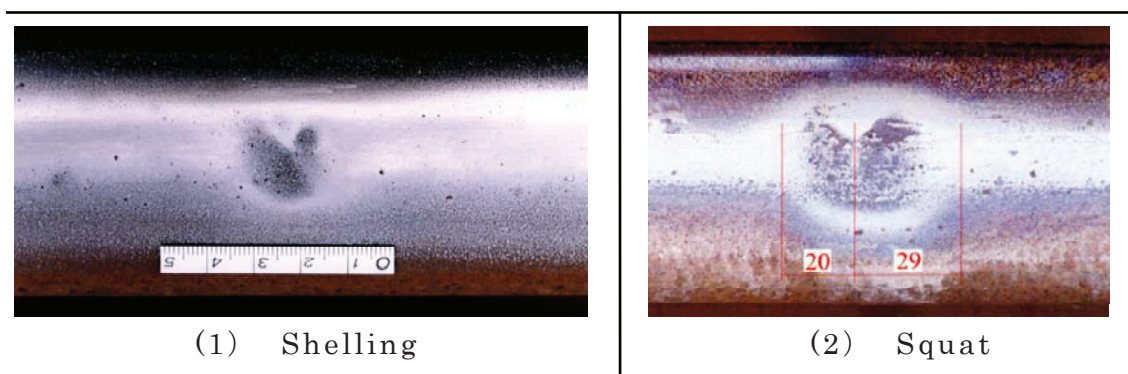


Fig.1.31 Appearance of damage caused by repeated rolling contact with wheels.

がり接触疲労き裂の発生および伝播に関する研究 [98] などが挙げられる。一方、レール保守の観点からは、UIC から発行されるレール損傷とその対処方法についてまとめたレール損傷カタログの 2002 年改訂版の中に損傷番号 227 の「Squat」が表面損傷として初出する [99]。

以上のように、諸外国においても転がり接触疲労起因の表面損傷の研究が行われているものの、材料学的観点からの専門的な研究の取り組みは以上に少ないことを把握した。

1.8 本研究の目的

新幹線および在来主要幹線で使用されるパーライト鋼レールに、転がり接触疲労によってシェリングと呼ばれる表面損傷が発生する。本研究は、車輪との繰り返し転がり接触を受けたパーライト鋼レールの転がり接触疲労状態を金属結晶の負荷応答挙動に着目した解析を行い、そこで用いた測定手法を尺度としてシェリング損傷の予防対策であるレール削正の有効性を材料学的観点から評価することを目的とする。

鉄道は、現在の輸送体系の中で、例えば東海道新幹線沿線における都市間輸送占有率が約 80%、三大都市圏の通勤・通学輸送分担率は 57% を担うまでになっている。それらの輸送は、高速度・高密度を特徴としており、列車を直接支持・案内するレールへの負荷は苛酷さを増している。そのため、摩耗や損傷が生じた場合は、規定された使用寿命に達する前に交換が実施される。レールの使用寿命を支配する要因について調べたところ、JR 東日本で 1 年間に交換されるレールの 45% が損傷によるものであり、その割合は摩耗交換と通トン交換を合わせたよりも多いことが判明した。そこで、レールの損傷交換原因を調べたところ、車輪接触に起因した表面損傷が全体の 80%、そのうちの 76% が転がり接触疲労によるシェリング損傷であった。さらに、他の JR 会社におけるシェリング損傷の発生状況を調べた。その結果、JR 西日本からは線路延長 142km の区間におけるシェリング損傷の発生推移を調べた結果、シェリング損傷の新規発生率にはほとんど変化のないことが報告されている。また、JR 九州からは全社管内においてシェリング損傷の件数はレール交換等の対応によって減少してい

るものの 2015 年度は約 27000 箇所が監視下に置かれていると報告されている。以上のことから、シェリング損傷の防止は安全・安定輸送の確保はもとより、レールの探傷検査、交換などのレールメンテナンスとそれに要する費用を大きく削減するための重要な課題であることを強く認識するに至った。

シェリング損傷の防止対策の一つとしてレール削正が行われている。東海道新幹線では 1977 年から実施され、現在、48 頭式レール削正車 2 編成を用いて東京から新大阪間の全線を年 1 回のペースで削正している。これに加えてレール探傷検査が強化され、1994 年度から 2015 年度までシェリング損傷によるレール折損は発生していない。東海道新幹線では実験力学的手法によって求められた指針を参考として設定した削正条件に基づいてレール削正が行われている。また、在来線でもレール削正が行われているが、その削正条件は上述の新幹線に対する指針をそのまま適用している例や実線路において行われた削正試験の結果を基に設定した条件を適用するなど様々である。JR 東日本の一支社から出されたレール削正前後のシェリング損傷の統計分析を見ると、一定の削正効果が得られているものの完全にシェリング損傷を抑制するまでには至っていないことがわかった。東海道新幹線におけるレール削正条件の基となった指針は実験力学的手法によって求められたものであり、材料学的観点からの詳細な検討は加えられていないことから、材料学的な検証による削正品質の見直しすなわち削正量と削正間隔の適正化が必要と考えられる。また、在来線についてはレール削正条件に改良の余地が残されている可能性が高いと考えた。

また、諸外国におけるレールの表面損傷に関する研究動向を調査した結果、イギリスの Hatfield において転がり接触疲労による表面損傷が密集した箇所において起こったレール折損によって重大な列車脱線事故が発生したことがわかった。レールの表面損傷は頭頂面に平行に進展する水平裂を伴う場合が多い。そのため、特に密集している場合は水平裂の進展程度によってレール頭頂面からの超音波探傷検査ではレール底部方向へ進展する横裂の検知が難しくなる可能性がある。この事故例は、レールの表面損傷が大きな列車脱線事故に繋がる可能性が現実になりうる可能性のあることを示唆するものである。レールの表面損傷防止を目指した本研究は、列車の走行安全性を確保するための重要な取り組みであり国の内外を問わず鉄道への安全に対する貢献度は大きいと考える。

1.9 本研究の構成

車輪との転がり接触疲労を受けてレールに発現する材料応答を詳細に調べ、その手法を尺度としてシェリング損傷防止のためのレール削正の有効性を明らかにすることは、鉄道の安全・安定輸送を確保する上で非常に重要である。本論文の構成は、以下のとおりである。図 1.32 にその進め方を示す。

第 1 章では、レールの交換要因とシェリング損傷およびその問題点、シェリング損傷に関する日本での既往の研究および諸外国における表面損傷の研究の現状について調査した結果について述べ、本研究の目的と論文の構成を示した。

第 2 章では、新幹線における使用によってシェリング損傷を生じたパーライト鋼レールの車輪接触面表層における塑性変形状態について、硬さ変化、金属組織の塑性流動状態、透過型電子顕微鏡による下部組織観察に加えて X 線回折による集合組織の測定から塑性変形状態を明らかにし、その原因について考察するとともに、レール削正の設定深さの適否について検討した結果を述べる。

第 3 章では、在来線においてシェリング損傷を生じたパーライト鋼レールを解析対象として、第 2 章の新幹線レールの解析に用いた手法に加えて X 線逆極点図および EBSD 測定を主体とした解析を行った。それらの結果から在来線レールの塑性変形状態を明らかにし、シェリング損傷対策としてのレール削正の適用可否について検討した結果について述べる。

第 4 章では、新幹線レールおよび在来線レールに生じた金属組織の塑性流動および金属結晶の応答挙動の支配要因を明らかにすることを目的として、パーライト鋼レールから円筒試験片を採取し、試作した接触試験を用いて二円筒転がり接触試験を行った。それらの結果から、繰り返し転がり接触によって発現する材料応答挙動に対するトライボコンディションの影響について検討した結果を述べる。

第 5 章では、シェリング損傷防止対策の一つであるレール削正の効果を検証するため、実線路で実施されたレール削正試験の試験レールを研究対象として、主に転がり接触の繰り返し負荷による金属結晶の応答挙動測定を主体とした金属材料学的観点から評価を行い、レール削正のシェリング損傷対策としての有効性評価および削正周期延長の可能性について検討した結果について述べる。

第6章では、本研究で行った研究内容を再整理し、得られた結果をまとめた。また、本研究の実施によって見えた今後の研究の方向性について提言を行った。最後に、本研究を行ったことにより明らかになった新たな課題について整理を行い、今後の研究の一助となるようにまとめを行った。

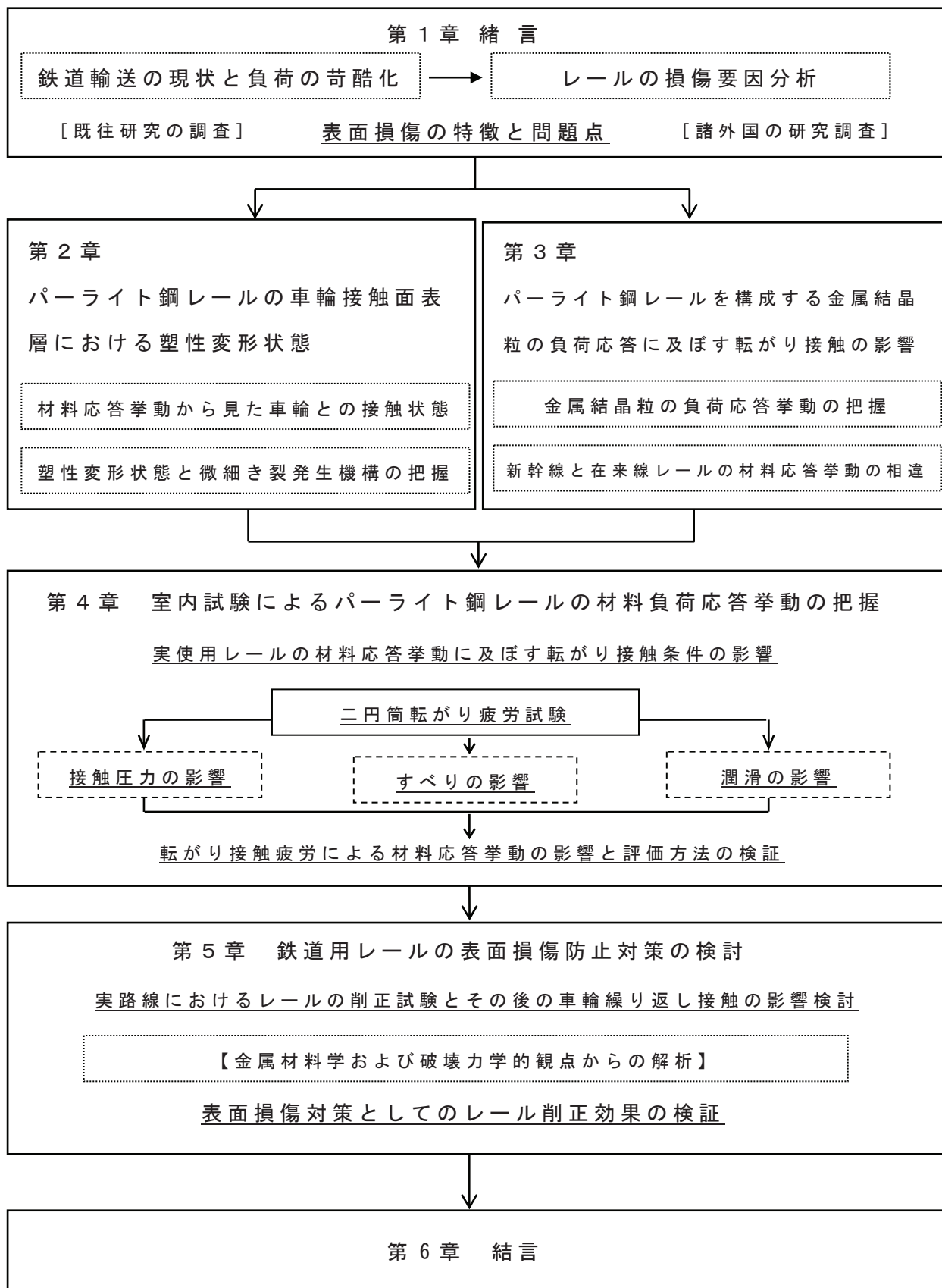


Fig.1.32 Construction of this study

第2章 パーライト鋼レールの車輪接触 面表層における塑性変形状態

2.1 はじめに

東京と新大阪間を結ぶ東海道新幹線が世界で初めて時速 200km/h を越える超高速鉄道として 1964 年に営業運転を開始した。開業から 9 年目を迎えた 1973 年にかつて山陽本線で多発した黒裂とは形態の異なる表面損傷が発生した。この損傷はシェリング損傷と命名され、累積通過トン数の増加とともに急速に増加していった。しかし、50T レールから 60kg レールへの重軌条交換 [100]、その後のレール超音波探傷検査の強化およびレール削正車の増備によって、シェリング損傷によるレール折損は 1994 年度から現在に至るまで生じていないことが関係者からの聞き取り調査によって明らかになった。一方、レール損傷交換の要因分析 [101] からは、上述の様にレール削正を行っていても年間約 17km の長さのレールが損傷によって交換を余儀なくされている事実を把握した。

この状況を改善するためには、「50MGT 毎の 0.1mm 削正」と言う新幹線を対象とした削正指針 [55] の適否を確認する必要があると考えた。この指針は、実験力学的手法によって導かれたものであり、材料的観点からの確認が行われていない。評価を行うためにはレールの転がり接触疲労を推量する尺度の構築が必要となる。そこで、本研究ではその出発点として車輪との繰り返し接触を受けたレールの頭頂面表層における材料応答挙動の把握から始めることにした。

2.2 供試レール

表 2.1 に供試レールの諸元を示す。シェリング損傷は直線の高速走行区間に発生する傾向を示す。そこで、高速走行区間において使用中にシェリング損傷によって損傷寿命を迎えて交換されたレールを解析対象として抽出した。さらに、その中から累積通過トン数がほぼ同レベルにあるレールを供試レールとし

て選択した。供試レールは、JIS 60kg 普通レールである (As rolled standard carbon rail specified in JIS)。このレールの素材鋼種は、炭素含有量 0.66～0.76wt%のパーライト組織を持つ高炭素普通鋼である。

Table 2.1 Background of rail used in this study.

Test specimen number	8801	8802	8803	8804
Rail section	JIS 60kg rail	JIS 60kg rail	JIS 60kg rail	JIS 60kg rail
Accumulated passing tonnage	199 MGT	178 MGT	130 MGT	151 MGT
Geometrical of track	R=8000m High rail	Straight	Straight	R=4000m High rail
Gradient	Level	Up (2%)	Up (15%)	Down (15%)
Array	Outbound, Left rail	Outbound, Right rail	Inbound, Left rail	Inbound, Left rail
Chemical composition (weight %)	0.66C%, 0.86Mn%	0.66C%, 0.90Mn%	0.73C%, 0.87Mn%	0.70C%, 0.82Mn%

※MGT (Million Gross Tonnage), R (Curve Radius)

2.3 測定

2.3.1 試料の採取位置

図 2.1 にシェリング損傷のき裂進展状態と外観の特徴を模式的に示す。シェリング損傷が発生した当初は、水平裂 (Horizontal crack) と呼ばれる疲労き裂がレール頭頂面にほぼ並行に進展する。そのため、水平裂の進展領域よりも若干広い範囲のレール頭頂面が車輪との転がり接触によって落ち込む。レール頭頂面が局部的に落ち込んだ箇所を車輪が通過する時、車輪は上下方向に変位し、それにともなって輪重に動的変動が生じる。この現象を鉄道の分野では輪重変動と呼んでいる。したがって、車輪が落ち込み部から遠ざかる側すなわち車輪去り側 (Side leaving from damage) 近傍の頭頂面には衝撃荷重が負荷され定常走行部と異なった負荷条件となる可能性がある。そのため、車輪がレール頭頂面の落ち込み部へ近づく進入側 (Side approaching to damage) と去り側ではレールへの負荷条件が大きく異なることが想定される。

そこで、本研究では、車輪が落ち込み部を通過する際に生じる接触影響をできる限り排除するため、測定および観察に用いた試料はシェリング損傷部から

車輪進入側へ若干離れた位置から採取することにした。図 2.2 に試料の採取位置を示す。

2.3.2 測定および観察方法

試料採取後、レール頭部の形状と摩耗量、レール頭頂面の表面性状、レール長手方向断面における金属組織、深さ方向の硬さ分布、下部組織および X 線半価幅の各測定・観察を行った。

2.3.2.1 レール頭頂面の表面性状

レール頭頂面の表面性状を把握するため、走査型電子顕微鏡 (Scanning electron microscope) を用いた転がり接触面の観察、触針式粗さ測定装置によるレール長手方向の表面粗さ測定およびビッカース硬さ試験機を用いたレール横断面方向の硬さ分布の測定を行った。

2.3.2.2 金属組織

図 2.3 に金属組織の観察位置を示す。金属組織は、表面を含むレール長手方向断面において、金属光学顕微鏡 (Metal optical microscope) および走査型電子顕微鏡を用いて観察した。また、走査型電子顕微鏡に付帯する試料傾斜装置を利用して一視野内でレール頭頂面とレール長手方向断面を対比させて観察した。金属組織の観察に用いた試料は、レール頭頂面中央位置 (M 位置) および M 位置から軌間内側 (Gauge Side) および軌間外側 (Field Side) へそれぞれ 5mm ピッチで 15mm 位置まで計 7 箇所から採取した。

金属組織は各試料の観察対象面を鏡面に仕上げ、ナイトール腐食液 (3%硝酸アルコール溶液) を用いて腐食を行って観察に供した。さらに、金属組織の観察終了後、検鏡面を再研磨して深さ方向における硬さ分布測定を行った。

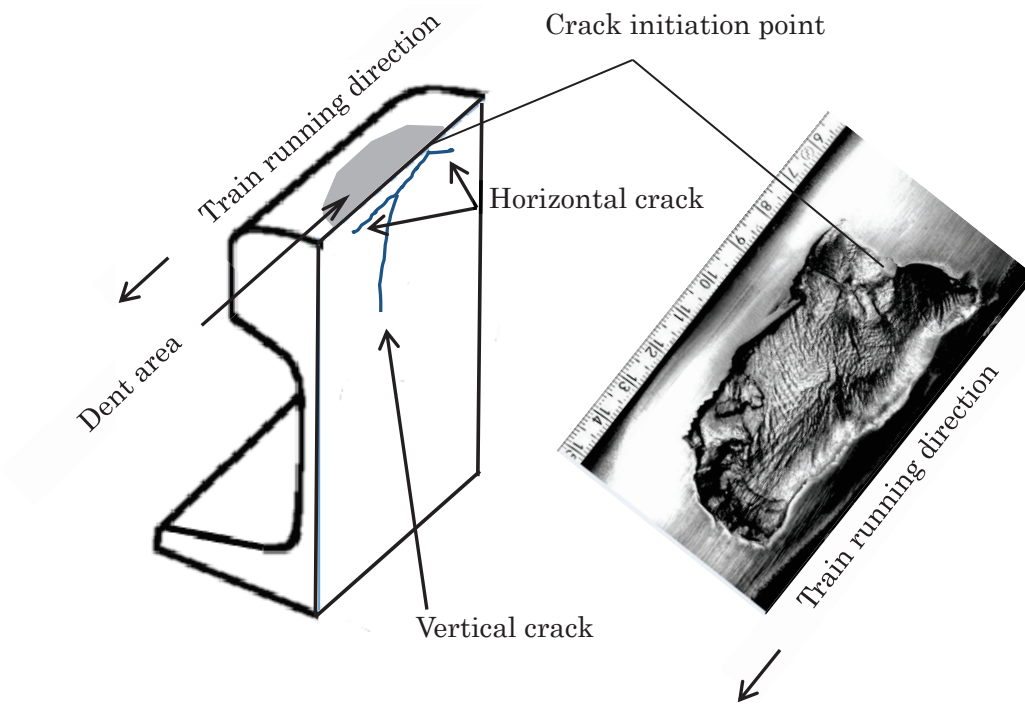


Fig.2.1 Schematic diagrams on the surface and cross-sectional of shelling.

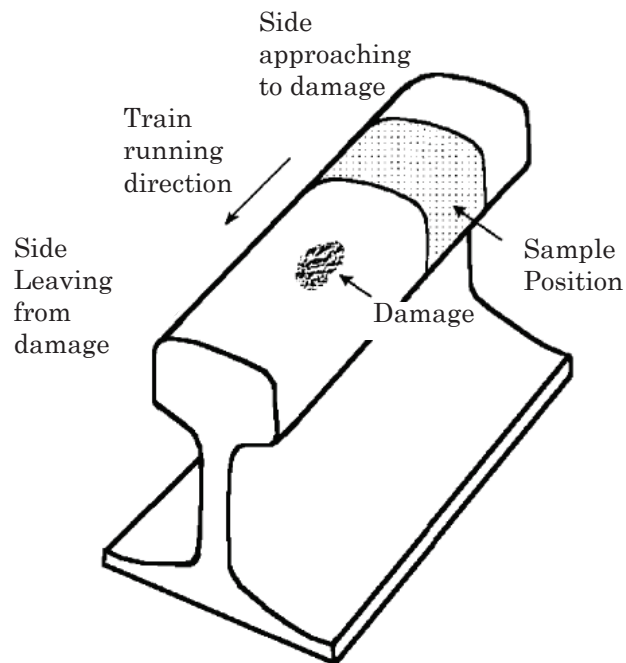


Fig.2.2 The sample position in the train running direction.

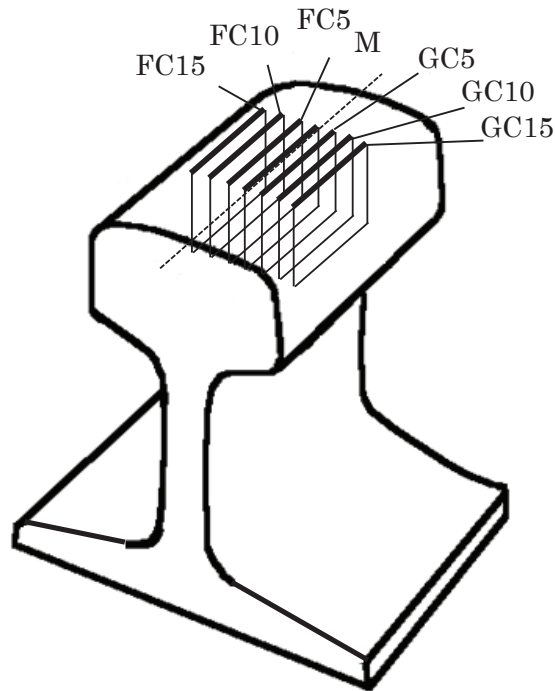


Fig.2.3 Positions of the vertical sections parallel to the RD direction on which optical microscopic observation and hardness distribution measurement.

2.3.2.3 頭部断面形状

図 2.4 に摩耗測定 の 概念 図 を 示 す . 鉄 道 に お け る レール の 摩 耗 管 理 は , 摩 耗 断 面 と 標 準 断 面 と の 寸 法 差 を 測 定 す る こ と に よ っ て 行 わ れ る . 本 研 究 で は , コ ン ピ ュ ー タ 制 御 三 次 元 測 定 装 置 を 用 い て 供 試 レール の 頭 部 断 面 形 状 を 測 定 し , 次 に 示 す 要 領 に よ っ て 摩 耗 量 を 求 め た . 先 ず , 測 定 さ れ た 供 試 レール の 断 面 と コ ン ピ ュ ー タ に 予 め 取 り 込 ん で お い た 標 準 断 面 と の 重 ね 合 わ せ た . 断 面 を 重 ね 合 わ せ る 時 の 基 準 は , 断 面 中 心 と し た . 以 降 , 本 研 究 で は こ の 位 置 を レール 軸 芯 と 呼 ぶ こ と に す る . 次 に , 標 準 断 面 の 上 首 部 に 沿 っ て 仮 想 線 を 延 長 し て レール 軸 芯 と 交 差 す る 位 置 を 求 め た . こ の 点 を 原 点 と し て 29 本 の 放 射 直 線 を 引 き , 各 線 上 に お け る 摩 耗 断 面 と 標 準 断 面 の 寸 法 差 を 摩 耗 量 と 定 義 し た . な お , 本 研 究 で は M 位 置 の 摩 耗 量 を 水 平 摩 耗 お よ び GC 位 置 の 摩 耗 量 を 45 度 摩 耗 と 呼 ぶ こ と に し た .

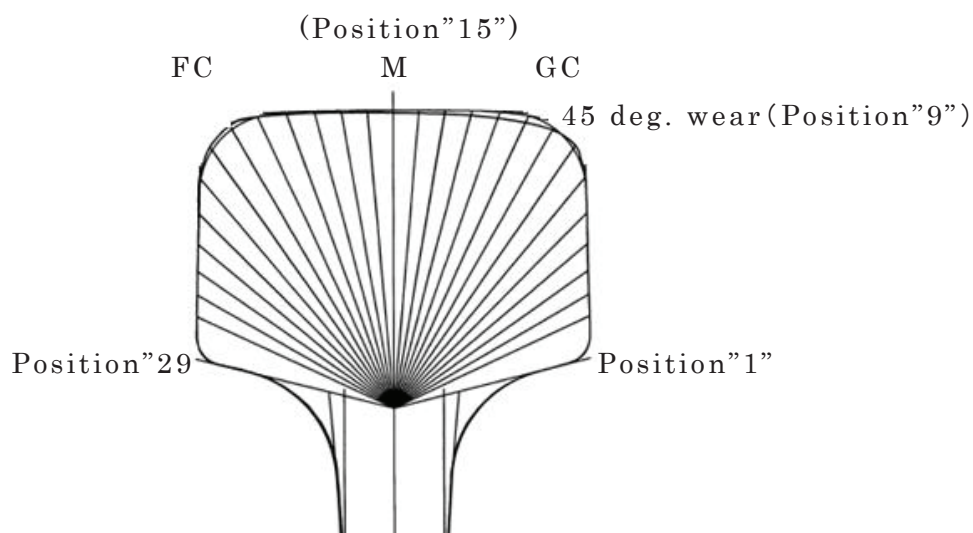


Fig.2.4 Schematic diagram of wear measurement.

2.3.2.4 下部組織

下部組織の観察に用いた試料は，M位置，GS位置およびFS位置のレール頭頂面の表面を含む各位置から採取した．採取した試料は，電解研磨を行って板面薄膜試料に成形した．下部組織の観察には1MV超高压透過型電子顕微鏡(TEM: Transmission electron microscope)を用いた．

2.3.2.5 半価幅

半価幅の測定に用いた試料は，透過型電子顕微鏡の観察試料を採取した位置の直近におけるM位置，GS位置およびFS位置から採取した．半価幅の測定は，平行ビームのX線応力測定装置を用いて行った．

表2.2に測定条件を示す．半価幅の測定は，次の手順により行った．はじめにレール頭頂面の表面を測定し，次に電解研磨によって表面を除去することによって所定の深さまで掘り下げ，測定を行った．以降，電解研磨による掘り下げとX線測定を繰り返すことによって，深さ方向における半価幅の変化を順次測定した．

Table 2.2 Measurement conditions of half value breadth.

X-ray apparatus	X-ray stress measurement device
X-ray	Parallel beam, Cr - $K\alpha$
Diffraction line	Fe 211
Tube Voltage	30kV
Tube current	8mA
Irradiate area	2 mm×2 mm
Filter	V
Time const.	0.5 sec.
Scanning method	ψ -constant method
ψ -angle	12 degree

2.4 測定結果

2.4.1 レール頭頂面

図 2.5 にレール頭頂面の観察結果を示す。走査型電子顕微鏡による観察を行った結果、レール頭頂面に多数の微細き裂 (Micro crack), 鱗片状のせり出し (Flap like scaly formed by plastic deformation) およびピット (Pit) の存在することが判明した。M 位置には網目状の微細き裂が比較的高い確率で観察され、網目の大きさは 20~50 μm 程度であった。一方、G 側および FS 側では

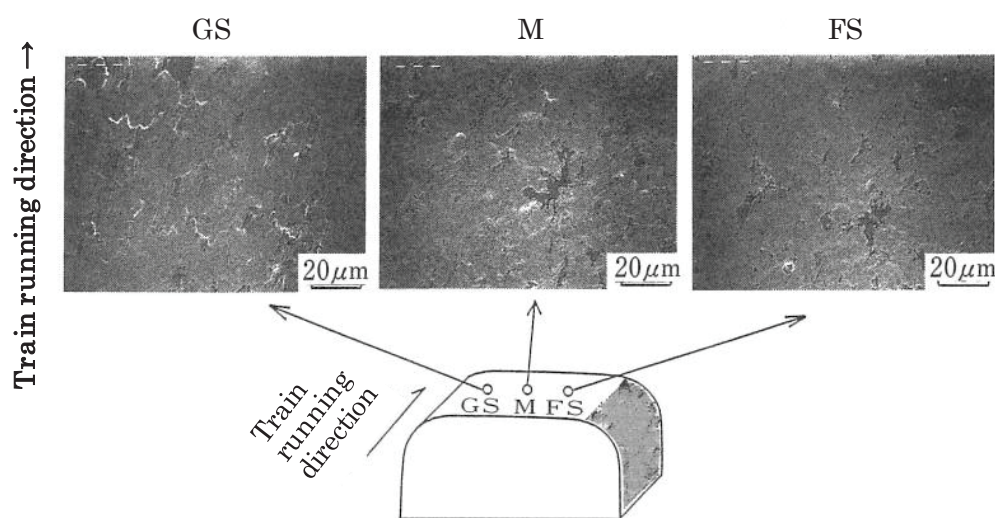


Fig. 2.5 Observation result of the rolling contact surface.

多数の鱗片状のせり出しの存在が確認された。これらの鱗片状のせり出しの方向は、GS側で反列車進行方向、FS側では列車進行方向であり、M位置を境にして方向が反転する。また、ピットも数多く観察され、ピット内部にパーライトカメラが明瞭に認められるものも少なくなかった。

供試レールの頭頂面の表面状態は、上述のようにいずれも概ね同じ様相を呈する。なお、レール頭頂面には目視または金属顕微鏡による低倍率観察で判別される大きさの白色相は認められなかった。白色相とは車輪が空転・滑走した時の摩擦熱によって生じる熱変態組織であり、表面損傷を招来するトリガーになることもある。白色相の名称は、ナイトールなどの腐食液によって金属組織が現出されず、検鏡の際に白色の単相組織として観察されることに由来する。

図 2.6 に各供試レールの頭頂面の粗さ測定結果を示す。図中の縦軸は表面粗さ値 (Ra) であり単位は $1\mu\text{m}/\text{div}$ 、また横軸は測定長さであり単位は $1\text{mm}/\text{div}$ である。各供試レールのレール頭頂面の表面粗さは、測定位置の違いによって大きく変わらないことが明らかになった。いずれの供試レールにおいてもレール頭

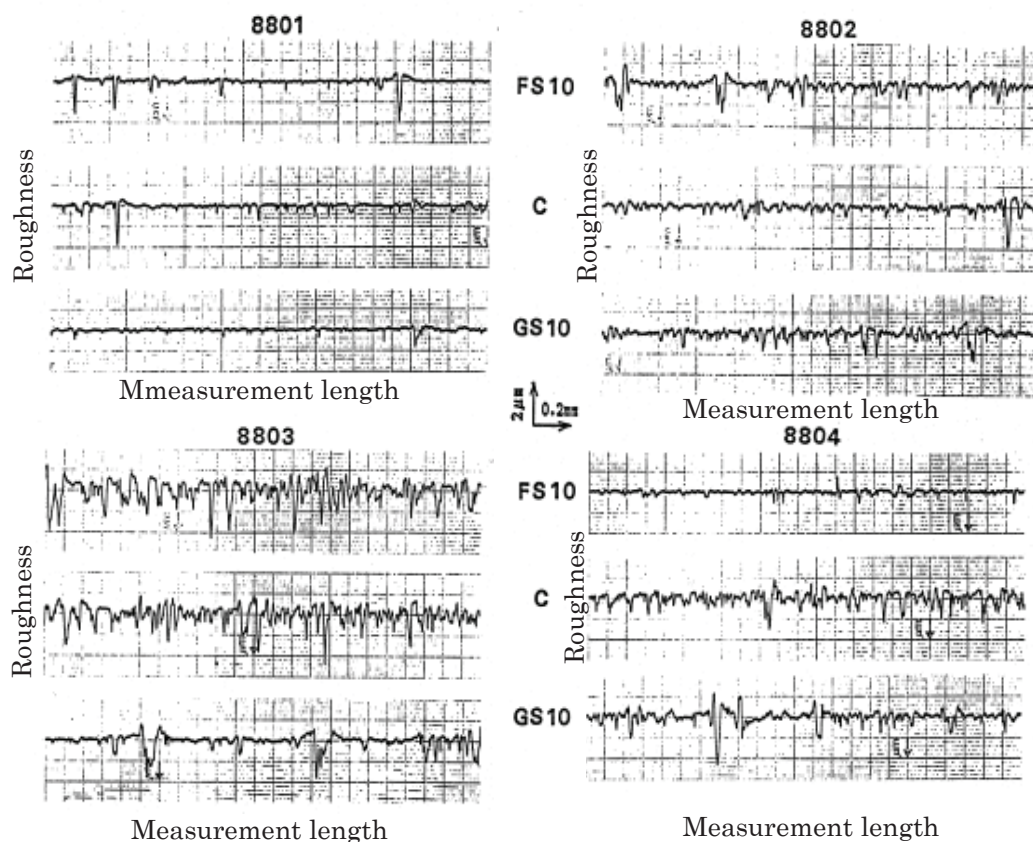


Fig. 2.6 Surface roughness (Ra) on running surface of rail head.

頂面の表面粗さは、 $R_a=0.2\sim 0.3\mu\text{m}$ 程度である。

次に、表 2.3 に摩耗量の測定結果を示す。鉄道レールの摩耗管理は M 位置および GC 位置において行われていることから、先に述べたように、本研究では M 位置における摩耗を水平摩耗、GC 部の摩耗を 45 度摩耗と呼ぶことにした。表中には鉄道の分野でレールの摩耗量を比較検討する際に慣例的に用いられている累積通過トン数 100MGT あたりの摩耗量を付記した。ここで、軸重を 0 系新幹線電車の平均軸重 16t と仮定すると、累積通過トン数 100MGT は車軸通過回数に換算すると約 6.5×10^6 回に相当する。各供試レールとも高速走行区間で使用されてきたレールであり、多数回の車輪接触を経てきたにもかかわらず、摩耗量は表中に示したように少ない。45 度摩耗についても水平摩耗に比べてわずかに多い程度である。これは、各供試レールの GC 部に車輪フランジが接触する機会が少なかったことを示すものと推定される。

Table 2.3 Wear amount of rail head.

No.	Position M (mm)	45deg.wear (mm)	Corresponding value per 100MGT	
			Position M (mm)	45deg.wear (mm)
8801	1.0	1.7	0.5	0.8
8802	1.6	2.1	0.9	1.2
8803	0.8	1.1	0.6	0.8
8804	1.0	1.8	0.6	1.2

さらに、図 2.7 にレール頭頂面のレール長手方向直角方向（まくらぎ方向）における硬さ分布を示す。硬さ測定にはビッカース硬さ試験機を用い、測定荷重は 2.94N とした。

測定の結果、各供試レールの硬さはいずれの測定位置においても未使用新品レールの平均硬さである 250HV 程度に比べて増加しており、その硬化程度は M 位置から軌間外側（GS）ほど高くなる傾向を示す。ただし、一部の供試レールでは図中に見られるように軌間外側（FS）において硬さが増加しているものも見受けられた。

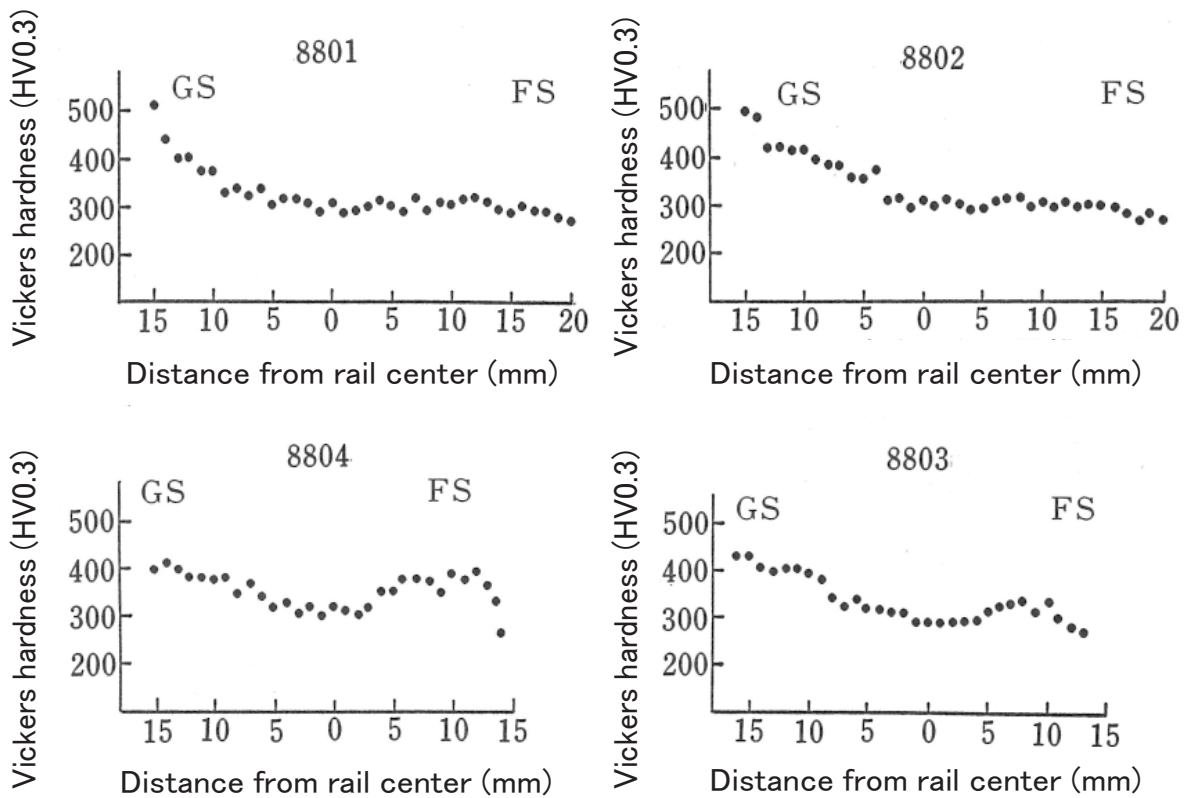


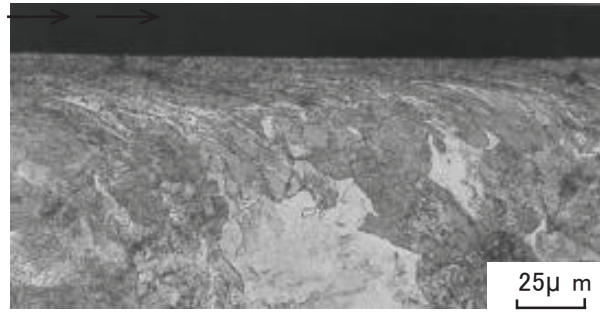
Fig.2.7 Hardness distribution along the transverse direction on running surface.

2.4.2 断面

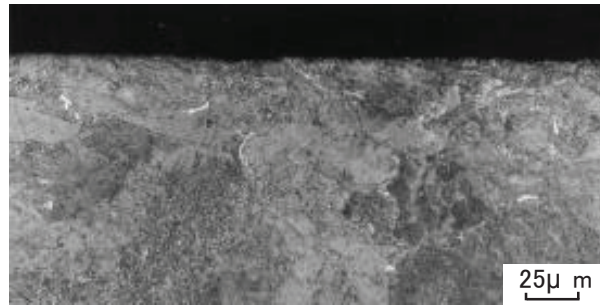
図 2.8 に金属組織の観察結果を示す。各供試レールの頭頂面表層に作用するレール長手方向の接線力の影響を明らかにすること、また、後述する X 線測定における試験片の採取位置を決定するためにレール頭頂面表面近傍における金属組織の観察を行った。その結果、M 位置を除いた GS 側および FS 側の表面近傍の金属組織に塑性流動が生じていることを確認した。塑性流動の方向は、各供試レールともに GS 側では反列車方向、FS 側では列車方向であり、その方向が M 位置を境に反転している。

金属組織の塑性流動は表層近傍に限られており、表 2.4 にその深さを示す。ここでは、破砕帯と大変形層の深さを合算した深さを塑性流動深さとした。

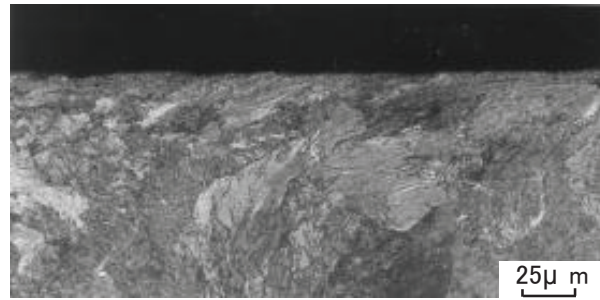
Train running direction →



(1) GS 位置



(2) M 位置



(3) FS 位置

Fig.2.8 Optical micrographs under the surface in the vertical sections parallel to the train running direction.

Table 2.4 Depth of plastic deformation layer.

No.	Measurement position						
	FS15	FS10	FS5	C	GS5	GS10	GS15
8801	50	37	0	0	20	57	81
8802	-	25	11	0	31	31	47
8803	-	25	20	0	18	40	73
8804	-	33	17	0	7	20	48

Unit: mm

さらに，走査型電子顕微鏡を用いてレール頭頂面の表面近傍における塑性流動層の観察を行った．図 2.9 に走査型電子顕微鏡内で試料を傾斜させてレール頭頂面と断面を同一視野内で観察した結果を示す．GS 位置，FS 位置では，いずれも表面から深さ $2\mu\text{m}$ までパーライト組織が破碎されセメントタイト板が細かく分断された層が一様に存在することを確認した．この層は，杉野らが破碎帯 [77] と呼ぶものと同様のものと思われる．GS 側および FS 側では破碎帯の下層に上述した方向への金属組織の流動が認められるが，M 位置には認められない．本研究では，破碎帯より下層の塑性流動層を大変形層と呼ぶことにした．

← Train running direction

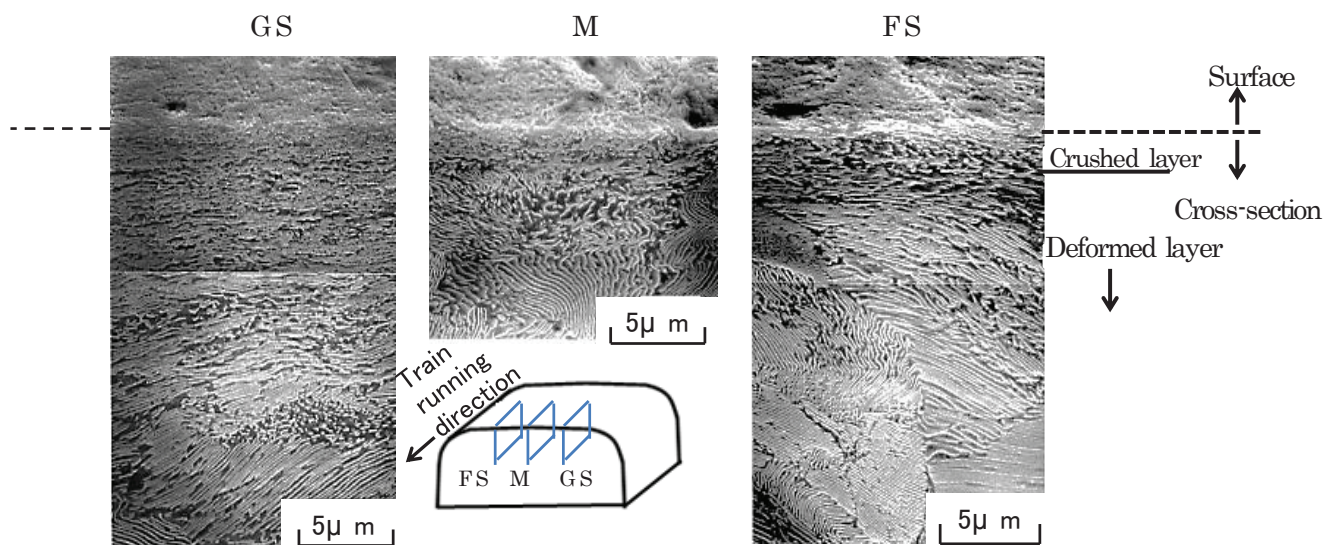


Fig. 2.9 Observation results of the plastic flow by SEM.

図 2.10 にレール頭頂面の表面に認められたピットおよび塑性流動に起因した鱗片状のせり出しの観察結果を示す．観察には走査型電子顕微鏡を用い、附属の試料ホルダーを傾斜させてレール頭頂面と断面を対応させて観察を行った．

レール頭頂面の GS 側，FS 側に見られる鱗片状のせり出しの下にはパーライトラメラに沿った微細き裂が深さ $10\mu\text{m}$ 程度まで進展していることを確認した．ただし，この微細き裂からのマクロき裂の進展は観察の範囲内において確認されなかった．一方，M 位置のレール頭頂面には鱗片状のせり出しは認められなかったが， $20\sim 50\mu\text{m}$ 程度の大きさの網目状の微細き裂の存在が確認された．なお，2.4.1 項で述べたように，レール頭頂面には目視または金属光学顕微鏡

を用いた低倍率の観察では白色相の存在を確認できなかった。しかし、観察倍率を上げたところ、No.8801に長さ約 $20\mu\text{m}$ 、幅 $20\mu\text{m}$ 、深さ $10\mu\text{m}$ の大きさの白色相が1箇所観察された。この白色相の周囲に熱影響層の存在は認められなかった。レール頭頂面に多数認められたピットは、表面からピット先端までの深さがいずれも $20\mu\text{m}$ 程度である。ピットの断面形状はたこ壺状を呈しているものや、複雑に分岐しているものも少なくない。また、ピット底の先端からパーライトラメラに沿って微細き裂が進展しているものも多く認められたが、き裂進展深さはいずれもピット底から $10\mu\text{m}$ 程度であった。

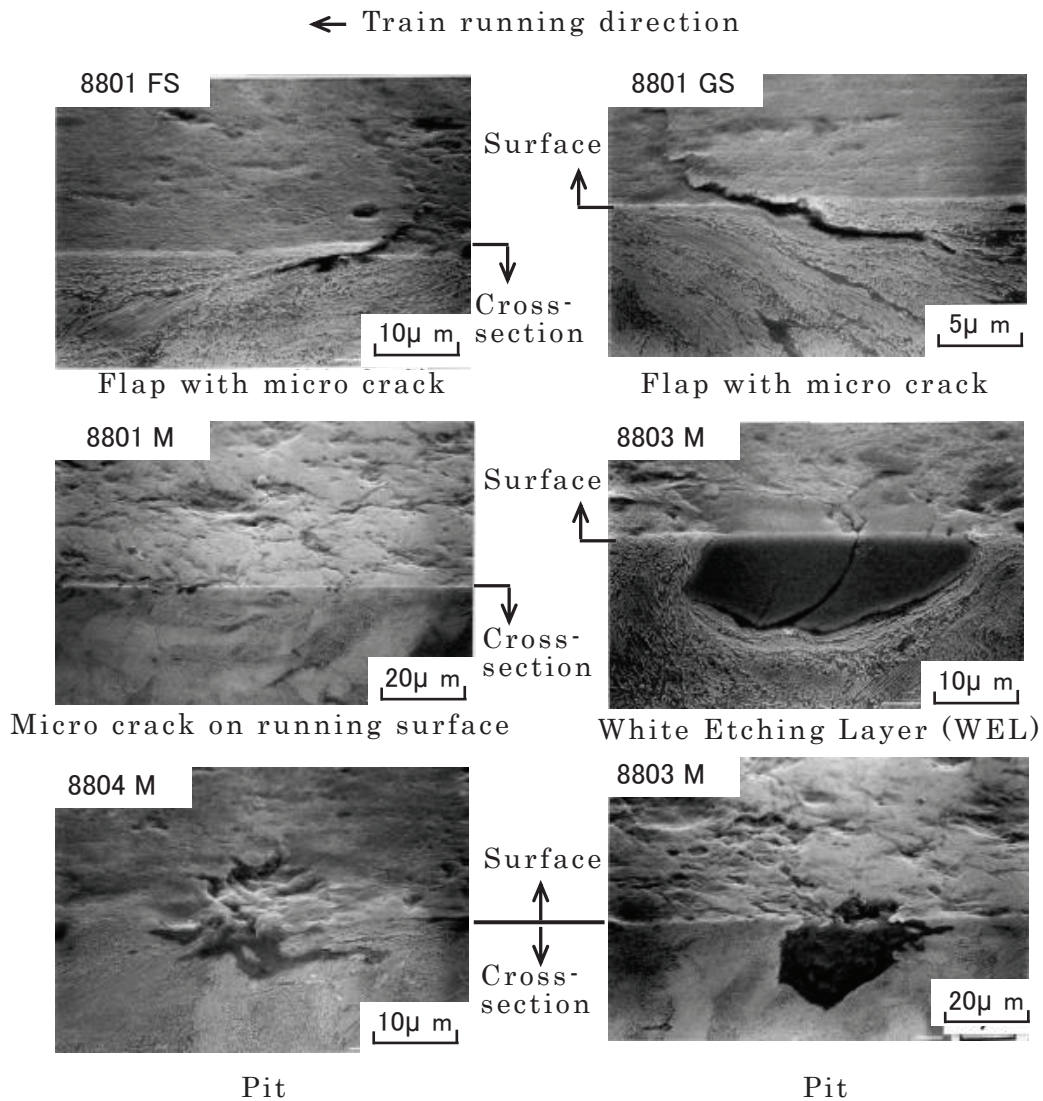


Fig.2.10 SEM observation result of the surface and sub-surface.

図 2.11 に各供試レールの頭頂面表層の深さ方向における断面硬さ分布を示す。なお、図中の深さ 0mm 位置の硬さ値は頭頂面で測定した表面硬さ測定値を用いた。横軸は硬さ測定位置の表面からの距離を示す。ここで、 $0\mu\text{m}\sim 100\mu\text{m}$ までは測定荷重が 0.245N 、 $100\mu\text{m}$ から以降の深さでは測定荷重が 2.94N である。測定の結果、次のことが明らかになった。GS 位置は、M 位置および FS 側に比べて硬さ値の著しい増加が認められ、その硬化域も深いことを確認した。M 位置では、深さ方向の硬さ分布に顕著な変化は認められない。また、FS 位置についても M 位置とほぼ同様の傾向を示すが、レール頭頂面表層の金属組織に塑性流動が認められる試験体については、それに対応して表面近傍において硬化程度が大きいことが分かった。

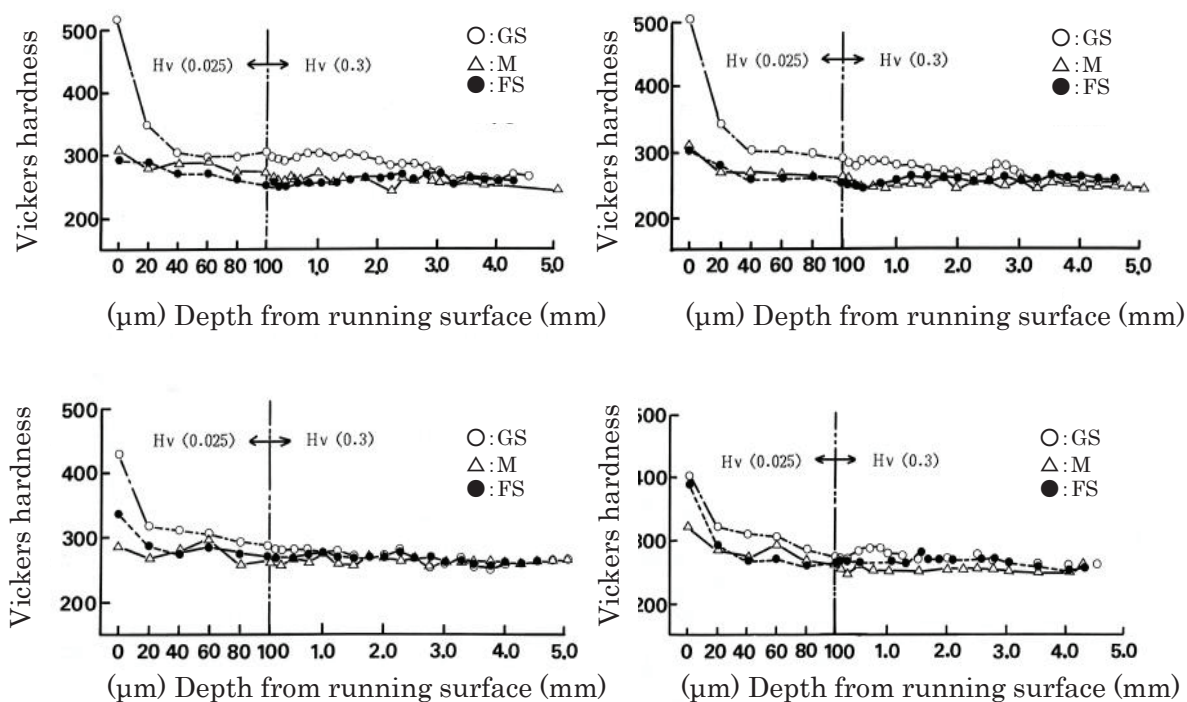


Fig.2.11 Vickers hardness distribution on cross-section.

2.5 考察

2.5.1 解析結果から見た車輪との接触状況

レール頭頂面の塑性変形挙動について論じるためには、まず車輪との接触状

況を明らかにする必要がある．本研究で行った測定および観察結果に基づいてレール・車輪の接触状況について考察を行った．

2.5.1.1 すべりの状況

レール・車輪の接触環境は，雨水などによる水潤滑状態の他はいわゆる乾燥状態，厳密には極少量の水分，油分，酸化膜などのトライボケミカル的な潤滑状態にある [102]．このような接触環境下において，新幹線のレールは高速走行する車輪と転がり接触を繰り返す．しかし，前節の観察・測定結果から明らかかなように，レール頭頂面には車輪が空転・滑走した痕跡すなわち摩擦熱によって生じる白色相や擦過痕などはほとんど認められない．また，レール頭頂面の摩耗量も少なく，表面粗さはどの位置においても $R_a=0.2\sim 0.3\mu\text{m}$ と同程度である．さらに，レール頭頂面中央部には塑性流動も認められない．大山らの室内実験 [103] によると，乾燥状態における高速度域での粘着係数すなわち接線力係数は新幹線の計画粘着係数の約 10 倍程度あることが示されている．このことは，本研究で得られた解析結果から勘案すると，粘着係数が実走行においても十分確保されていると推定することは妥当と考えられる．したがって，乾燥状態において高速走行中の車輪が巨視的すべり（空転・滑走）を生じる可能性は低いと考えられる．

一方，雨水などが介在した場合の水潤滑条件における接触では，レール・車輪間の粘着力が必要粘着力を下回り空転・滑走などの巨視的すべり状態が発生することがある．これは，EHL 効果によって形成された水膜が接触荷重を分担し，金属突起同士の接触割合が少なくなると摩擦力が小さくなることによって生じる [104], [105]．このような境界潤滑状態において巨視的すべり状態から脱して定常の接触状態に収束する際（鉄道では再粘着と云う），理由は不明とのことであるが軸箱加速度が数 km/h/s と大きな値を取るときに限って接線力係数が 8% 程度の高い水準値に至ることがあるという [86]．巨視的すべり状態から定常転がり状態への移行時に上述の様に高い接線力が作用すると，車輪／レール間の接触面で摩擦熱が発生して接触に関与している金属突起は高温になると考えられる．このようなことが起こると，車輪と接触しているレールの接触面

に急速な入熱が生じる。しかし、レール自身の熱容量が大きいことから昇温部は急速に冷却される。その結果、熱変態組織である白色相 [106] が形成されると推定される。したがって、新幹線において巨視的すべり状態が生じていることは否定できないと考えられる。しかしながら、本研究で解析対象とした供試レールは、晴天・雨天など様々な環境下で長年にわたって車輪との転がり接触を繰り返してきている。そのような環境下で使用されてきた各試験レールの頭頂面には巨視的すべりによって生じることが想定される材料応答の証左、例えば局部における表面粗さの増加や目視で識別できるような大きさの白色相の存在は得られていない。ただし、試験レール No. 8803 の M 位置においてレール長手方向に長さ約 $20\mu\text{m}$ の微小な白色相が観察されたことから微視的すべりが生じる可能性があると考えられるが、白色相を起点としたき裂が観察されていないことも事実である。そのため、高速走行中の水潤滑条件下でのすべりはレール頭頂面に与える影響が少ないと推定される。なお、空転・滑走は車輪とレールへの材料的な影響の他に、列車運行上においても加速力不足による列車遅延や制動距離の延伸などの問題を生じる。そのため、特に高速走行車両を対象として空転・滑走を防止するための研究も行われてきている [107]。

2.5.1.2 摩耗レールと摩耗車輪の接触位置

1/40 の踏面勾配を持つ標準断面形状の新幹線車輪と 1/40 傾斜敷設された標準断面形状の 60kg レールとの正規接触では、レール側の接触点は M 位置にある。この状態において車輪が巨視的なすべりを伴わずに転がり接触すると仮定すると、M 位置では純転がり状態、GS 側および FS 側では車輪の踏面勾配に基づく車輪円周長の違いに起因した差動すべりが作用する。その方向は GS 側で反列車進行方向、FS 側では列車進行方向であり、M 位置を境にその方向が反転する。しかし、実際上はレールおよび車輪ともに摩耗によって断面形状が変化する。車輪は踏面が凹摩耗する傾向にあり、踏面形状が円錐形状でなくなる。また、走行中の車両運動によって車輪が横移動することから、常に正規接触状態にない可能性があり、車輪とレールの接触点は M 位置から離れた場所になることが想定される。新幹線現車試験によって得られた摩耗形状車輪の接触位置解析 [108]

によると，車輪は凹摩耗しても標準断面形状の踏面勾配と等価である有効踏面勾配を保っていること，輪軸が横移動しても車輪踏面の接触点は移動するがレールの接触点は M 位置からほとんど移動しないという結果が得られている．本研究における金属組織の観察結果から，レール頭頂面の塑性流動方向が M 位置を境に反転していることは明らかである．この結果は，杉野らの観察結果 [76] および上述の正規接触状態において発生する差動すべりともよく対応する．したがって，実使用レールのレール頭頂面における車輪との接触位置がランダムであるとは考え難いことから，摩耗レールと摩耗車輪との接触位置は M 位置にあることが確度高く推定される．

2.5.1.3 摩耗レールと摩耗車輪の接触圧力

実線路で使用されたレールの頭部断面形状は，車輪との転がり接触による摩耗によって標準断面形状と異なることは容易に推定される．そのため，摩耗レールと車輪の接触圧力を求めるためには，車輪とレールが接触する位置を知る必要がある．この点については，上述の 2.5.1.2 で述べたように，摩耗レールと摩耗車輪との接触位置は M 位置であると推定される．そこで，レール頭頂面の M 位置における曲率半径を測定し，摩耗レールと摩耗車輪との接触圧力を求めた．接触圧力を求めるにあたって，レールと車輪の接触を一般的な三次元接触として取扱うことを前提とした．ここでは，レールと車輪の接触は正規接触状態にあること，接触面には摩擦力がないと仮定してヘルツ理論によって最大接触圧力 P_{\max} を求めた [109]．レール頭頂面の曲率半径については，本研究で行った三次元形状測定装置による計測結果を用い，レール頭頂面の M 位置を基準にしてレール幅方向の測定範囲を $\pm 5\text{mm}$ と定めて円近似によって求めた．一方，車輪も走行距離の伸長に伴う摩耗によって踏面形状が変化する．そこで，新幹線の現車試験結果を参考にして，車輪踏面の曲率半径は走行距離約 12 万 km 時点において測定された 1200mm，車輪直径は 909mm とした [110]．また，輪重を 78.4kN，接触角は 0 度とした．

表 2.5 に接触圧力の計算結果を示す．表中の記号は次のとおりである． a ：接触だ円の長軸の半幅， b ：接触だ円の短軸の半幅， $\tau_{st.\max}$ は P_{\max} から計算され

る静的な最大せん断応力， $\tau_{xy,max}$ はレール頭頂面に平行な最大せん断応力， $y\tau_{st,max}$ および $y\tau_{xy,max}$ は，それぞれが最大値をとる表面からの距離として記載した．計算の結果，摩耗レールと摩耗車輪の接触圧力は，標準形状同士の接触圧力に比べて約 40% 低下することが明らかになった．

Table 2.5 Hertz contact pressure of worn wheel and worn rail.

No.	Radius of curvature on running surface (mm)	a (mm)	b (mm)	P_{max} (MPa)	$y\tau_{xy,max}$ (mm)	$\tau_{xy,max}$ (MPa)	$y\tau_{st,max}$ (mm)	$\tau_{st,max}$ (MPa)
New rail	600.00	7.10	5.90	894	2.95	223	4.66	269
8801	831.53	14.37	4.46	584	2.23	146	3.52	175
8802	1087.88	27.17	3.29	419	1.65	105	2.60	126
8803	1018.30	21.55	3.70	469	1.85	117	2.92	141
8804	867.18	15.35	4.37	558	2.19	139	3.45	168

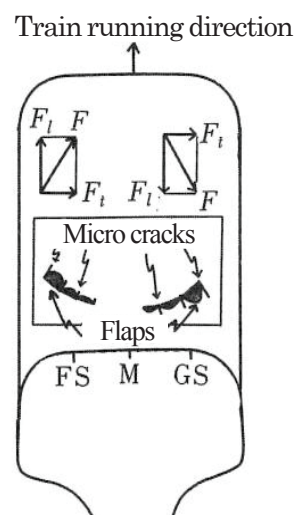
2.5.1.4 塑性流動のメカニズム

レール頭頂面表層の金属組織の塑性流動は，車輪踏面勾配に基づく差動すべりに起因した接線力によって生じたものと推定される．すなわち，前項 2.5.1.1 で考察したように，正規接触を仮定した場合，レール・車輪間のすべりの状況から M 位置では差動すべりは働かず接触領域の固着—すべりに基づくクリープ力のみが働くものと考えられる．しかし，列車走行時の車両運動によって輪軸は横方向への移動すなわち横動が生じる．その際，レール側の接触点は M 位置から移動せずに車輪側の接触点のみが移動することは先に述べたとおりである．そのため，レールの M 位置には輪軸の横移動による左右車輪の転動半径差に応じたすべりが付与されることになる．そこで，輪軸の横移動量を車輪フランジがレールの GC に触れる 2~3mm 手前までの範囲と仮定し，M 位置でのすべり率を求めた．次に，この値を用いてすべり率と接線力係数の関係 [111] から接線力を算出した．その結果，得られた接線力係数は 0.06 となりほぼ純転がりに近い値となった．K.L. JOHNSON らの Sakedown 理論 [112] によると，このときの Shakedown limit は $P_0 = 4\chi$ (χ はせん断降伏応力) で与えられる．ミーゼスの降伏条件を用いると $\chi = Y/\sqrt{3}$ (Y は引張降伏応力) より $P_0 = 4Y/\sqrt{3}$ となる．

レール鋼の降伏応力が概ね 540MPa であることから $P_0=1.25\text{GPa}$ と計算される。したがって、レール・車輪の接触圧力が Shakedown limit に達しないことから、M 位置には塑性流動が生じなかったと考えられる。一方、GS 位置、FS 位置においても上述の M 位置と同様にして接線力係数を求めた。しかし、実際には塑性流動が生じているのに最大接線力係数は Shakedown limit を低下させて塑性流動を生じさせるほど大きな値にはならなかった。これは、Shakedown 理論が平面ひずみ状態における弾完全塑性材料に関する検討であり、レールと車輪が接触する際のひずみ状態、レールが弾完全塑性材料でないことなどから実際の現象と計算による検討結果に違いが生じたと考えられる。

2.5.2 せり出しと微細き裂の形成メカニズム

図 2.12 に微細き裂および鱗片状のせり出しと接線力の作用方向の関係を概念的に示す。レール頭頂面に形成された鱗片状のせり出し (Flap like scaly) がせり出す方向は、差動すべりに基づく接線力と横方向への接線力 (本研究では横方向接線力と呼ぶことにする) との合力の作用方向に一致するものと考えられる。図中の記号は、次のとおりである。TD: 列車進行方向, F_l : 差動すべりによる接線力, F_t : 横方向接線力, F : F_l と F_t の合力である。横方向接線力



(Flap formed by plastic deformation which occurs by rolling contact with wheel)

Fig.2.12 Schematic diagram of flap formation.

は、レールが 1/40 傾斜敷設されていることから輪軸が軌道中心へ落ち込もうとするための接線力、または、車両走行の際に輪軸がレールを押し退けることにより発生するくさび効果と呼ばれる接線力が考えられる。しかし、いずれによるものかは特定できなかつた。なお、横方向接線力が車両走行時の輪軸の横移動によって発生する横圧によるものであるならば、常に GS 方向へ接線力が作用することはない。そのため、図 2.12 に示した差動すべりとの合力 F が一定方向にのみ作用することはない。本研究で観察されたような鱗片状のせり出しが形成されることは考え難い。

このことから、横方向接線力は輪軸が軌道中心へ落ち込もうとする際に発生する接線力であると推定される。SEM を用いた観察の結果、鱗片状のせり出しの下には塑性流動したパーライト組織に沿った微細き裂の存在が確認された。この微細き裂は、レール頭頂面を起点として進展している様相を呈している。塑性変形によってパーライト組織の流動が生じることから、ラメラ間ですべりが生じる。その結果、多くの欠陥がレール頭頂面表層に導入されると考えられる。また、これまでの集合組織の測定結果から、パーライト結晶粒がある特定の方向にすべり面を形成することが明らかにされている [113]。これらのことから、微細き裂はパーライトラメラ間を進展するものと推察される。

ただし、この微細き裂は、観察の範囲内ではほとんどのものがパーライトコロニー 1~2 個程度の長さに進展した状態で停留していた。また、レール頭頂面に認められるピットの底には、パーライトラメラに沿って多数の微細き裂が存在していることが観察された。しかし、これらの微細き裂は、多数発生することによる応力緩和が生じてマクロき裂にまで進展しなかったものと推定される。

2.5.3 ひずみ硬化および結晶の変形状態

断面硬さ分布測定結果によれば、金属組織に塑性流動が認められる位置すなわち GS および一部 FS では表面近傍においてのみ硬さの著しい増加が認められる。一方、M 位置の表層ではいずれの供試体も塑性流動が認められないにもかかわらず、内部に比べて硬さ値が若干上昇する傾向が認められた。しかしながら、レール頭頂面から深い位置の硬さ分布にはほとんど変化が認められない。

GS 位置および FS 位置については，レール頭頂面表層の金属組織に塑性流動を生じさせる大きさの接線力がレール表面に作用することから，表面においてせん断力が最大となることが推察される．これに対して，M 位置では金属組織の塑性流動を誘発するほどの大きさの接線力がレール頭頂面に作用していないと考えられることから，最大せん断応力の作用位置は表面ではなく内部にあることが想定された．しかし，ヘルツ接触圧力から計算される最大せん断応力の作用位置付近において，硬さ分布に変化が認められない．レール鋼の降伏応力は約 540MPa であることから，せん断降伏応力が 270MPa を超えないと塑性変形は起こらない．すなわち，ヘルツ接触圧力に換算すると 900MPa を超えないと塑性変形しないものと推定される．また，新品形状レールと新品形状車輪が接触する場合でも接触圧力は上述の値を越えない．さらに，摩耗レールと摩耗車輪の組み合わせでは接触圧力が新品レールに比べて約 40% 低下すると推定された．M 位置の断面硬さ分布を見ると，輪重変動によってもたらされる接触面圧の値がレール内部に塑性変形を生じさせて硬さ値を上昇させるほど高くないと推定される．日本の鉄道に比べて輪重が 2 倍以上大きな海外の重軸重鉄道では，頭部内部でせん断降伏応力に起因した疲労き裂が発生してレール折損を生じることがあるが，新幹線ではこれまでこの種の損傷は生じていない．ひずみ硬化は，疲労損傷の蓄積を推し量る尺度として用いられることが多い[114]．このような観点から見ると，新幹線レールは転がり接触表面がひずみの蓄積，すなわち疲労の蓄積が最も高いと推定される．

そこで，これを検証するために金属結晶中の微視ひずみの存在程度を表す X 線半価幅の測定を行った．図 2.13 に深さ方向における X 線半価幅の変化を示す．なお，図中には断面硬さならびに集合組織の発達度合を表す回折強度 [115] を参考として併記した．また，ハッチング部は FS, GS の塑性流動深さを示す．半価幅は，いずれのレールも表面から深さ約 $20\mu\text{m}$ までの表面ごく近傍で著しい増加が認められ表面で最も大きな値を示す．半価幅は硬さとよく対応している．

さらに，透過型電子顕微鏡を用いて結晶の変形状態を観察した．レール頭頂面には微細き裂やピット等の欠陥が存在することから，電解研磨を行うとそれらの場所を中心に薄膜が溶解して穴が開いてしまうので，レール頭頂面の最表

面を観察するための透過型電子顕微鏡用の薄膜試料は作製できなかった。そのため、観察に用いた試料は、レール頭頂面側から深さ約 $10\mu\text{m}$ までエメリー紙を用いて手研磨を行った後、電解研磨を行って板面薄膜試料を作製して表面下約 $50\mu\text{m}$ の深さ位置を観察した。この試料についても試料調整の際の加工影響を避けるため、微細き裂やピット等の欠陥は完全に除去しきれなかった。そのため、電解研磨を行った際に薄膜試料の所々に穴が開いてしまったが、観察を行うには十分な面積を確保することはできた。

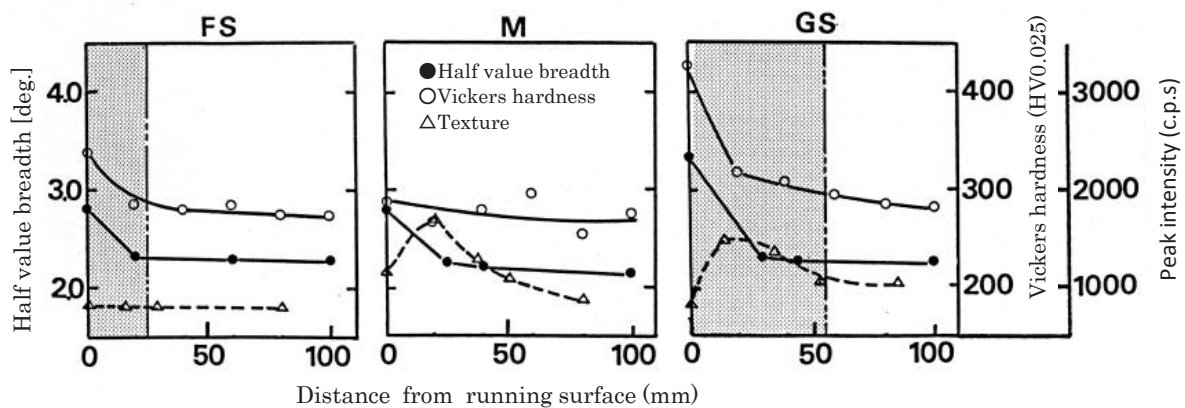


Fig.2.13 X-ray half value breadth, Vickers hardness and Texture under the running surface of rail used in Shinkansen line.

図 2.14 に TEM 観察の結果を示す。下部組織には、セルが形成され転位のタンダクルが認められる。組織的には、セメントタイト板の切断がところにより認められるが、パーライトの層状組織は保たれている。電子線回折の結果によると GS 位置、FS 位置に若干の結晶の変形が認められる。しかし、いずれもデバイ環に遷移するほどの変形は認められない。TEM により最表面を直接観察できなかったことから結晶の変形状態が明らかではないが、SEM 観察によれば破碎層の形成が確認されており、レール頭頂面の表面が疲労被害を最も受けていると推定される。

2.5.4 新幹線を対象としたレール削正指針の金属材料学的観点からの検証

本章で行った金属材料学的観点からの解析によって、車輪接触の繰り返し接

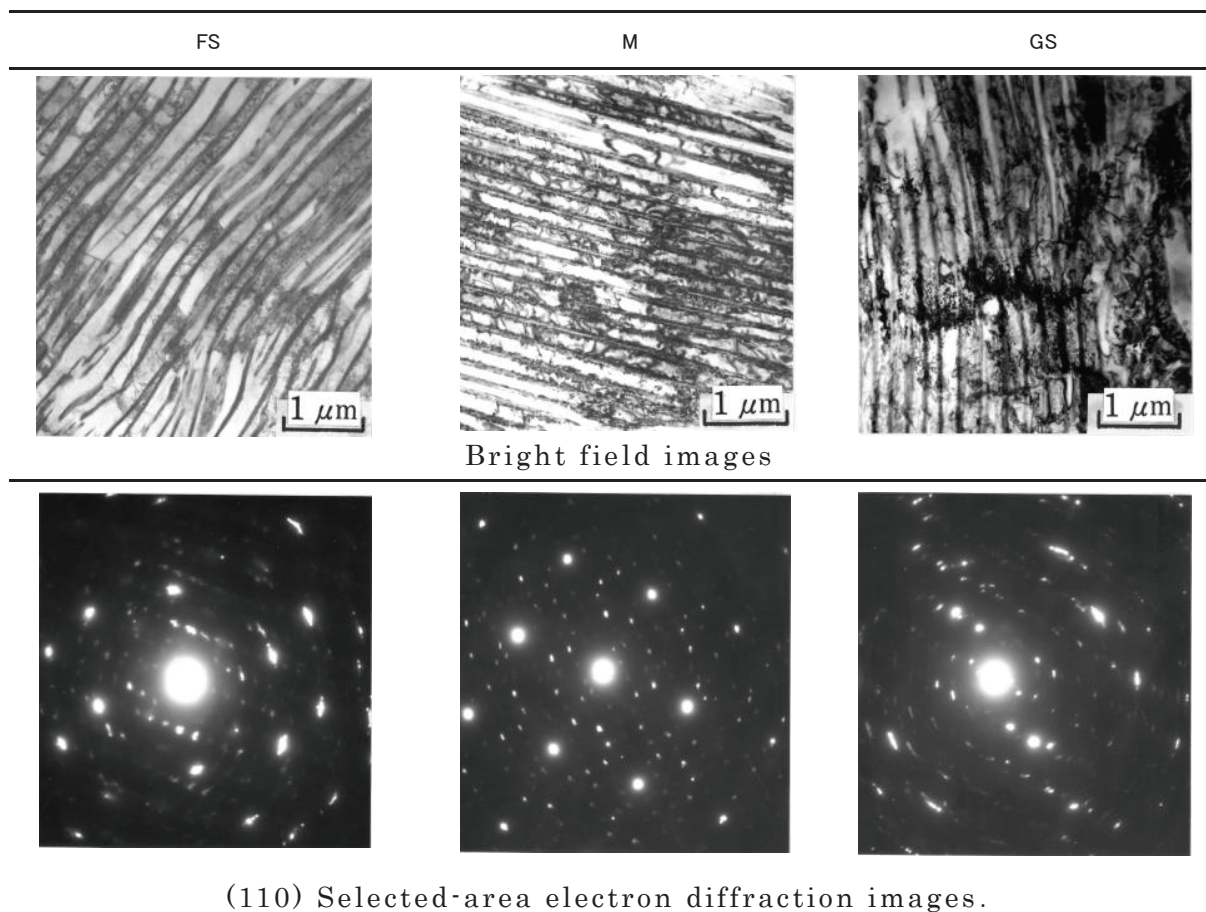


Fig.2.14 Substructure under running surface observed with 100MV TEM.

触を受けた供試レールの頭頂面表面における硬さ値およびX線半価幅値が最も高いことからみると新幹線レールはレール頭頂面の表面がひずみの蓄積，すなわち疲労の蓄積が最も高いことが推定される．また，車輪が直接接触するレール頭頂面から深さ $2\mu\text{m}$ 程度まではパーライト組織のセメンタイト板が微細に分断された「破碎層」が存在し，その下層 $20\mu\text{m}$ 程度までの領域は半価幅の値が高く微視ひずみの蓄積が進んでいることが確認された．

これらの金属構造的な欠陥の他にレール頭頂面には微細き裂を伴ったせり出し，ピットおよび車輪の空転・滑走による摩擦熱を起因とした熱変態組織である白色相などのシェリング損傷のトリガーとなり得る多くの欠陥の存在が確認されている．これらのうち，鱗片状のせり出しについては，その下層に形成された塑性流動層に沿って微細き裂が表面下深さ約 $10\mu\text{m}$ まで進展していること，ピットの深さおよび微小な白色相の厚さはレール頭頂面から深さ約 $20\mu\text{m}$

であることが明らかになった。さらに、ピット底から進展している微細き裂はパーライトコロニー1~2個程度の深さで停留していることが確認できた。いずれの欠陥からもレール底部へ向かうマクロき裂の進展は認められなかった。

供試レールの金属学的観点からの調査によって明らかになった種々の欠陥および転がり接触疲労層の推定深さは、新幹線におけるレール削正深さの目安とされる0.1mm削正によって十分除去できることが確認できた。

2.6 本章のまとめ

第2章では、東海道新幹線において使用中にシェリング損傷が発生して交換寿命により撤去されたレールを解析対象とし、この中から累積通過トン数のほぼ等しい複数のレールを抽出し供試レールとした。これらの供試レールに対して、車輪との繰り返し転がり接触を受けたレール頭頂面表層部における材料の応答挙動を金属材料学的観点から調査した。ここで得られた結果を元にレールと車輪との接触状況、転がり接触疲労の前駆現象と考えられる塑性変形状態について考察を行うとともに新幹線を対象として提示されたレール削正指針の適否について検討を行った。以下に得られた結果をまとめる。

高速走行中の車輪は、雨水等の水が介在しない接触環境では空転・滑走することなく転がり接触しており、接触圧力は摩耗による形状変化によって低下する。また、新幹線では車両の走行中に輪軸が横移動しても車輪フランジ部がレールゲージコーナ部に接触しない範囲であれば、レール側の車輪との接触位置はレール断面中心接触位置から変化しない。したがって、ここを境にして車輪の踏面勾配に基づく差動すべりの作用方向が反転する。そのため、レール頭頂面表層の金属組織は、ゲージコーナ側で反列車進行方向、フィールドコーナ側では列車進行方向に塑性流動を生じ、レール断面中心位置では塑性流動を生じない。また、レール頭頂面の表面から深さ約 $2\mu\text{m}$ までの領域では層状パーライト組織中のセメンタイト板が分断・破砕されており、その下層約 $20\mu\text{m}$ までの深さ領域ではX線半価幅が高い値を示す。これらのことから、差動すべりに基づく接線力がレール頭頂面表層における金属組織の塑性流動、鱗片状のせり出しの形成、硬さの増加および金属結晶のすべり変形の要因として大きく寄与し

ていることが分かった。

以上の結果から、新幹線の高速区間において使用されるレールは、車輪と接触するレール頭頂面の表面が最も疲労被害を受けておりその深さは概ね $20\mu\text{m}$ 程度であることが明らかになった。

さらに、レール頭頂面には微細き裂を伴うせり出し、ピットおよび熱変態組織である白色相の存在など、表面き裂を発生させるトリガーとなり得る欠陥が多数確認された。しかしながら、き裂の進展深さや欠陥の深さはいずれも表面から約 $20\mu\text{m}$ 深さまでであることが確認できた。転がり接触疲労層の深さを考慮すると、新幹線を対象として提言されたレール削正深さの目安とされる 0.1mm の削正深さを確保することができれば、シェリング損傷の原因を除去できることが検証できた。

第3章 パーライト鋼レールを構成する金属結晶 の負荷応答に及ぼす転がり接触の影響

3.1 はじめに

列車速度が高く高頻度で運行される線区で使用されるレールには、転がり接触疲労に起因したシェリングと呼ばれる表面損傷が発生する場合がある。このシェリング損傷の発生を防止する即効的な対策として、レール削正が行われている。レール削正とは、回転砥石等の切削工具でレール頭頂面の表層を除去するレール保守作業である。実際の作業には、砥石あるいは切削刃物による研削装置を備えたレール削正車と呼ばれる保守用車両が用いられる。第1章において現状のシェリング損傷対策の状況を調べたところ、レールの折損を防止するという点では有効に機能していることが把握できたが、シェリング損傷の発生そのものを完全に抑制するまでには至っていないことがわかった。新幹線を対象とした現行のレール削正条件の削正指針は、実験力学的手法による室内試験結果 [55] に基づいて提言されたもので金属材料学からの詳細な検証は実施されていない。そのため、現行のレールの削正条件を金属材料学的観点から改めて検証する必要があると考えた。そこで、第2章において新幹線レールを解析対象とした材料調査を実施した。その結果、レール頭頂面表層の微視歪みの蓄積から推定される疲労層の深さや塑性流動の状態あるいは微細き裂・ピットの存在など表面損傷の発生起点となり得る欠陥の存在を把握した。これらの結果を検討した結果、確認された欠陥の類いは、現行の指針で提言されている削正深さ 0.1mm を確保すれば除去できることが判明した。同様に、第1章で行ったレール損傷の現状分析において、在来線についても損傷レール交換原因の多くがシェリング損傷によって占められていることを把握した。

本章では、在来線で使われていた中でシェリング損傷によって損傷寿命に達したレールの転がり接触疲労状態を材料面から明らかにすることを目的として、第2章で用いた新幹線レールの解析手法に加えて、特に、レール頭頂面表層を

構成する金属結晶粒の車輪接触に起因した負荷応答挙動の把握に注力することにした。すなわち、金属結晶レベルにおける解析は、車輪との繰り返し転がり接触によって発現するレール頭頂面表層における塑性変形あるいは転がり接触疲労の蓄積を理解する上で本質的な情報を与えてくれると考えたからである。

これまでも著者らは上述の目的に向けて、レール素材であるパーライト鋼の変形や疲労に及ぼす転がり接触の影響について、金属学および結晶学的側面から研究を行ってきた [113], [115], [116]。これらの研究の中で実施した金属組織観察およびレールを構成するパーライト鋼の α -Fe(110) 結晶面の X 線正極点図測定によって、レール頭頂面の表層部における金属組織に塑性流動が生じていることを確認し、その流動パターンを明らかにした。また、 α -Fe 結晶の配向と α -Fe(110) 極密度が深さ方向に特徴的な変化を示すことを明らかにするなどレールの転がり接触疲労に伴ういくつかの現象を把握した。近年、Wild 等 [117] や Pyzalla 等 [118] が車輪空転時の摩擦熱によって生成される熱変態相に着目して、X 線およびシンクロトロン X 線を用いて頭頂面の評価を集中的に検討し、特定の微細構造と $\langle 111 \rangle$ 軸組織の強い発達を報告している。本研究では、それらの知見を踏まえて、これまで対象としてきた α -Fe(110) に加えて他の主要方位も解析対象として採用することにした。多くの結晶方位を対象として測定を行うためには、X 線正極点図測定では膨大な時間を要する。そのため、レールの疲労度を判定するなど結晶レベルでの解析手法をレール保守の実用面へ将来的に適用することを考慮すると、測定時間の面から他の測定方法を選択する必要があると判断した。

そこで、X 線正極点図測定に比べて測定時間が大幅に短縮できる X 線逆極点図測定 [119] を適用して、各主要方位の深さ方向における変化について検証を行うことにした。また、結晶解析の分野において進歩が著しい手法として 2000 年頃から注目され始めていた電界放出型走査型電子顕微鏡 (FE-SEM) - 後方散乱電子線回折パターン解析システム (Electron Back Scattered Diffraction Pattern Analysis System) [120] を用いて、特にレール頭頂面表層における結晶の局所方位解析を行った。なお、本研究では上記解析システムを以降では EBSD 解析システムと略記することとした。さらに、レール頭頂面表面および表面下の任意の位置から試料を採取して電解研磨法によって板面薄膜試料を作製

し、その下部組織を透過型電子顕微鏡(Transmission electron microscope)により観察した。これに加えてレール頭頂面表面を含む最表層部の下部組織を観察することを目的として、(Focused Ion Beam devise) を用いた加工 [121] により、レール頭頂面表層から薄膜試料を採取して透過型電子顕微鏡によりレール長手方向断面の観察を行った。収束イオンビーム装置は、ほぼ無歪みの状態で局所から試料が採取できる先端加工装置であり、上述の EBSD 解析システムとほぼ同時期に鉄鋼材料でも汎用的に使用が可能になりつつあった。

本章では、在来線で使われたパーライト鋼レールの頭頂面表層における塑性変形状態および転がり接触疲労状態を明らかにするため、特にレール頭頂面の表面および表面直下における金属結晶の負荷応答挙動について調べた。以下に硬さ測定および光学顕微鏡による金属組織観察、それに続いて行ったレール頭頂面から深さ方向への任意の深さにおける X 線逆極点図測定、レール頭頂面表面の最表層における EBSD 解析システムを用いた結晶局所方位解析および透過型電子顕微鏡による下部組織観察の結果を述べる。

3.2 供試レール

本研究では、2本の JIS 50kgN 普通レールを供試材として用いた。一方は在来線で実際に使われたレールであり解析対象として用いた。他方は、比較用の未使用新品レールである。本研究ではこれ以降、前者を実使用レール、後者を新品レールと呼ぶことにする。

図 1 に実使用レールの頭頂面に発生していたシェリング損傷の外観を示す。写真上辺が軌間外側(Field corner side)、下辺が軌間内側(Gauge corner side)である。なお、列車の進行方向は写真に向かって右から左側である。実使用レールは、在来線複線区間の平坦な有道床直線部に新品投入され、使用開始から約 16 年間経過した時点でシェリング損傷によって損傷寿命に達して交換されたものである。このレールから一部を採取して供試レールとした。供試レールの累積通過トン数は、約 160MGT であり、車軸の通過回数に換算すると約 1.27×10^7 回となる。なお、車軸通過回数は累積通過トン数を軸重で除すことによって求めることができる。ここで用いた軸重は、実使用レールが敷設使用されて

いた線区で主に走行していたコキ 5500 の荷重積載時の平均軸重 = 12.6t とした [122]. この線区で運行されている列車は, そのほとんどが電気機関車牽引のコンテナ貨物列車である. レール交換の原因となったシェリング損傷の発生形態は, 在来線で多く見られる密集タイプである.



Fig.3.1 Typical damage observed on the running surface of the rail used in this study. The upper side is the field corner side and the lower side is the gauge corner side.

次に, 表 3.1 に実使用レールおよび新品レールの化学成分の分析結果を示す. 供試レールの化学成分はいずれも日本工業規格 (JIS: Japanese Industrial Standard) [15] に規定された成分範囲を満足している.

Table 3.1. Chemical compositions of rails. (weight%)

Rail	Chemical component				
	C	Si	Mn	P	S
Used in service	0.69	0.24	0.85	0.013	0.008
New	0.71	0.23	0.92	0.023	0.007
JIS specification	0.63~0.75	0.15~0.30	0.70~1.10	< 0.03	< 0.025

本研究では試験片の方向および X 線の測定方向を定義するため, レールに座標系を設定した. 図 3.2 に設定した座標系を示す. 座標軸は, レール頭頂面に垂直な方向を ND (Normal Direction), レール長手方向すなわち列車進行方向を RD (Rolling Direction) およびレール長手方向に直角な方向すなわち横断面方

向を TD (Transverse Direction)とした。

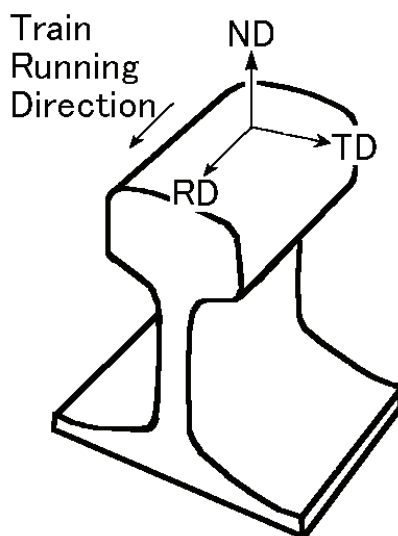


Fig.3.2 The symbols for the three axes of a coordinate system used in this study are ND for the direction normal to the running surface of the rail. RD for the rolling direction (chosen as the train running direction), and TD for the transverse direction.

3.2.1 試験片の測定位置

3.2.1.1 レール長手方向の測定位置

本研究では、次の事柄を考慮して試験片の採取位置およびレール長手方向における測定位置を決定した。図 3.3 に試験片の採取位置を示す。シェリング損傷部では車輪接触の影響を受けて、水平裂の進展範囲よりも若干広い領域のレール頭頂面に落ち込み部が生じる。車輪がこの領域を通過すると、落ち込みの影響を受けて車輪の輪重変動などの付加的な効果が誘起される。そのため、その影響が本来は損傷の発生しない状況下でもたらされる車輪接触の影響に重畳することが懸念される。このように、レールの長手方向ではシェリング損傷部へ車輪が進入する側（車輪進入側）とシェリング損傷部から車輪が遠ざかる側（車輪去り側）でレールと車輪の接触条件が大きく異なることが想定される。そこで、本研究ではシェリング損傷部を通過する際に誘起される車輪の接触影

響をできる限り回避するため、試験片はシェリング損傷部の車輪進入側へ若干離れた位置から採取することにした。なお、実使用レールに発生したシェリング損傷は密集タイプであるが、隣接する損傷群の間隔がある程度の距離を持っている。そこで、試験片はシェリング損傷の発生が認められない通常接触部と思われる位置から採取した。

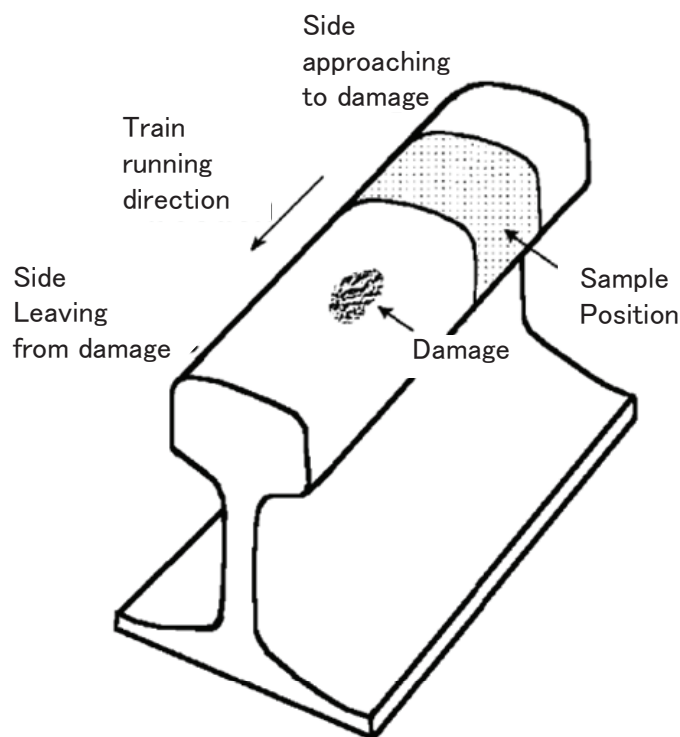


Fig.3.3 The sample position in the RD direction chosen on the side approaching to the damage in order to prevent the extra effects generated by wheels passing over the damage.

3.2.1.2 レール横断面方向の測定位置

本研究では、上述のように試験片の採取およびレール長手方向の測定位置は、シェリング損傷部における車輪の進入側へ若干離れた位置に定めた。このようにして採取した試験片の横断面方向における測定位置は、以下に述べるように金属組織観察およびレール頭頂面の硬さ分布を検討して決定した。

鉄道車両に用いられる車輪は、左右の車輪が一本の鋼製車軸の左右端に勘合

固定されている。そのため、曲線区間を通過する際に生じる内軌と外軌の行路差を左右車輪の直径差によって確保する必要がある。また、直線区間では車両の蛇行動を抑制して車両運動の安定化を図る必要がある。これらの要求事項を満足するために、車輪踏面には踏面勾配が設けられている。この踏面勾配の存在によって車輪の円周長さは車輪踏面の車軸軸方向の位置に依存して変化する。そのため、車輪踏面とレール頭頂面が接触する際に車輪の円周長さの差異が差動すべりの原因となり、接触面内に作用する接線力の不均一分布が誘導される。接線力はレール頭頂面表層の金属組織に塑性流動をもたらすとともに、加工硬化効果により硬さの増加が想定される。したがって、実使用レールに及ぼす車輪の転がり接触の影響を明らかにするためには、転がり接触の効果それ自身によってもたらされる金属結晶レベルでの影響を調べることが必要である。これを実施するには、差動すべりに起因した接線力によって生じる付加的な外乱による影響が最小の位置で解析情報を取得することが必須であると考えた。そこで、本研究ではその位置を見いだすために、レール頭頂面表層における金属組織の塑性流動観察および表面硬さの測定を実施し、それらの結果から金属結晶レベルでの各種解析を行うための測定位置を決定することにした。

a. レール頭頂面表層における金属組織の塑性流動状態

図 3.4 に金属組織の観察位置を示す。金属組織の塑性流動観察は、杉野等によって報告された方法 [76] にしたがって、図示のようにレール頭頂面の軸芯位置（レール頭頂面中心位置）、レール頭頂面中心位置からフィールドコーナ（FC）側へ 5mm 位置（FC5mm）およびレール頭頂面中心位置からゲージコーナ（GC）側へ 5mm 位置（GC5mm）のレール長手方向に平行な垂直断面で行った。

図 3.5 に金属光学顕微鏡を用いて観察を行った金属組織を示す。観察結果は次のとおりである。レール頭頂面表層では塑性流動が生じており、その方向は FC5mm で列車進行方向、GC5mm では列車進行方向である。一方、レール頭頂面中心位置には塑性流動が認められない。実使用レールの頭頂面表層部における金属組織の塑性流動方向は、レール頭頂面中心位置を境にして反転していることが確認できた。この結果は、本研究の第 2 章で述べた新幹線レールの観察結果および杉野等の報告 [76] と一致する。

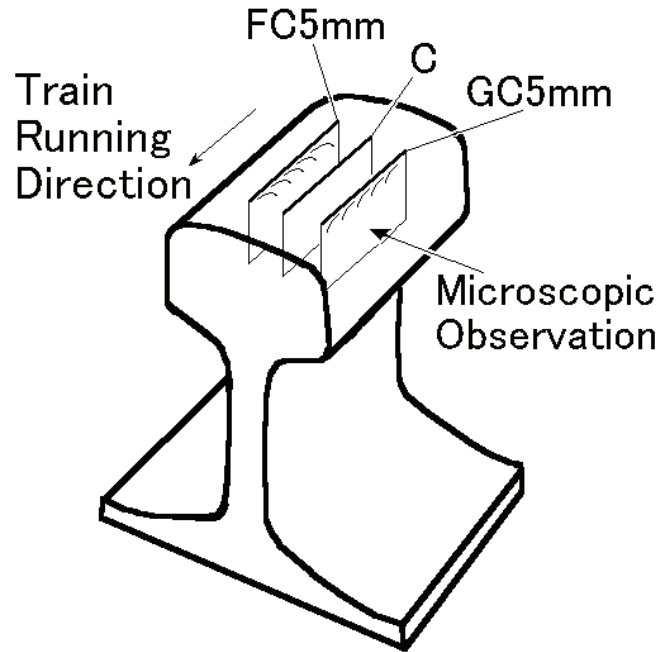


Fig.3.4 Positions of the vertical sections parallel to the RD direction on which optical microscopic observation of the plastic flow was performed.

標準断面形状の車輪とレールを剛体と仮定して正規接触させた場合、輪軸の横移動があっても車輪フランジがレールのGCに接触しない範囲においては、レール頭頂面における車輪の接触点はほとんど移動しないことが谷藤ら[110]によって確認されている。この結果を踏まえて、巨視的なすべりを伴わずに車輪とレールが転がり接触すると仮定した場合、レール頭頂面における接触領域の中心位置はほぼ純転がり状態になると推定される。この時、車輪の踏面勾配に起因した差動すべりが作用すると、レール長手方向の接線力の方向は接触領域の中心位置を境にしてその方向が反転する。この推定結果と図3.4に示した金属組織の観察結果は一致する。したがって、本研究で解析を行った実使用レールのレール頭頂面中心位置は正規接触におけるレール頭頂面の車輪接触点に相当すると推定され、その接触状態はほぼ純転がりであったと考えられる。一方、新品レールにはレール頭頂面の横断面方向のいずれの位置においても金属組織に塑性流動は認められなかった。これは、車輪との接触履歴がないことに由来する。

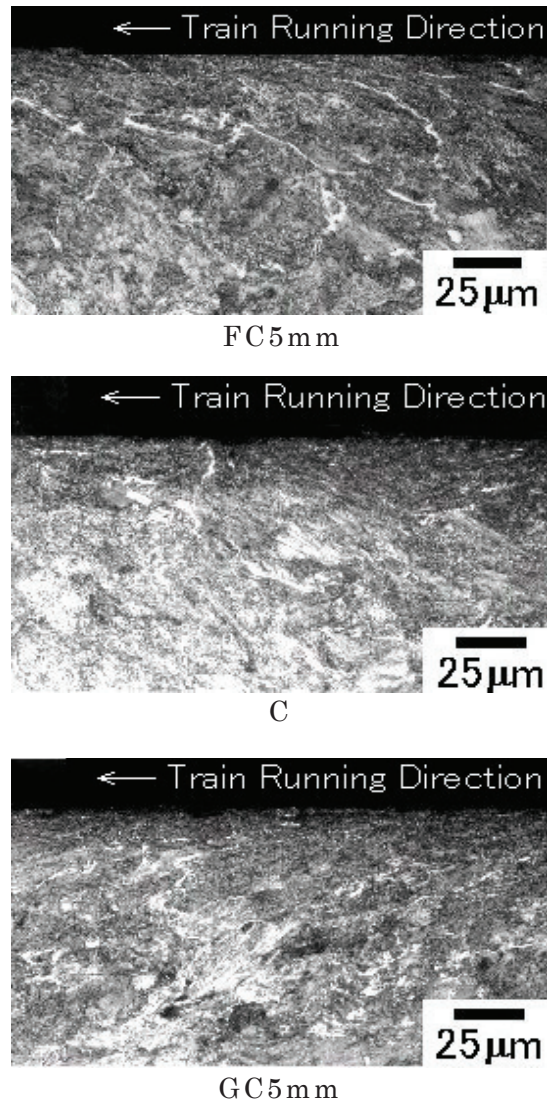


Fig.3.5 Optical micrographs for the sections at 5mm to the field corner side (FC5mm) from the center, at the center (C) and at 5mm to the gauge corner side.

b. レール頭頂面の硬さ分布

図 3.6 に実使用レールおよび新品レールの頭頂面の横断面方向に測定した硬さ分布の結果を示す。硬さの測定には、全姿勢対応型反発式硬さ計を用いた。実使用レールの頭頂面の硬さ分布は、レール頭頂面中心位置が最も低く、レール頭頂面中心位置から GC 側および FC 側へ離れるにしたがって高くなる傾向を示す。これは、車輪の踏面勾配に起因した差動すべりが作用することによって誘発される加工硬化が原因と推定される。一方、新品レールについては熱間圧

延製造された未使用品であることから硬さは製造時の値を示し，測定位置によって値に差はほとんど認められない。

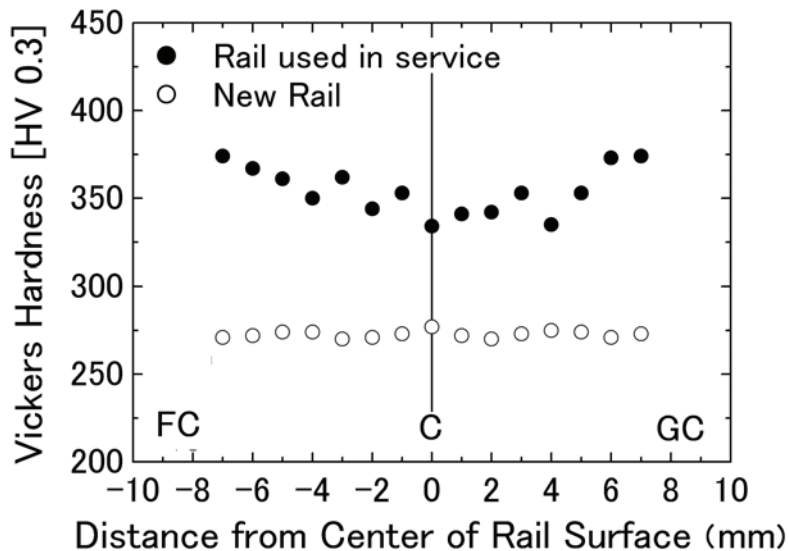


Fig. 3.6 Vickers hardness [HV 0.3] in the TD direction of the running surface of the rail used in service (filled circles) and the new rail (open circles). FC, C and GC in the figure denotes the field corner side, center and gauge corner side of rail, respectively.

c. 金属結晶レベルにおける測定位置の決定

金属組織観察および硬さ測定によって，レール長手方向の塑性流動はレール頭頂面中心位置で消滅すること，また横断面方向におけるレール頭頂面の硬さ値はレール頭頂面中心位置で最も低くなることが確認できた．これらの結果から，接線力の影響の最も低い位置はレール頭頂面中心位置であると見なすことができると考え，以降，本研究ではこの位置において金属結晶の負荷応答挙動を調べるための測定および観察を行うことにした．

なお，車輪との接触状況によっては必ずしもレール頭頂面中心位置が上述の状態にあるとは限らない．そこで，接線力の影響の最も低い位置がレール頭頂面中心位置ではない場合、レール断面中心と区別するために，その位置を接触中心位置（CC：Contact Center）と呼ぶことにした．一方，新品レールはレール頭頂面中心位置を測定位置とすることにした．

3.3 解析と結果

3.3.1 逆極点図測定

3.3.1.1 測定原理

逆極点図は、 $\langle 001 \rangle$ 、 $\langle 011 \rangle$ 、 $\langle 111 \rangle$ などの結晶座標軸を基準軸としたステレオ投影図上に材料の特定方向、例えば圧延面法線方向の各結晶軸の配列の程度を記述するものである [123]。すなわち、逆極点図は着目した結晶軸が参照方向と平行になっている結晶粒子の比率によって、構成結晶粒子の配向情報を与えてくれる。したがって、車輪との転がり接触によって α -Feのすべりあるいは回転によって生じた各結晶面の配向度を評価するのに有効な方法と云える。換言すれば、 α -Fe結晶の各結晶面がどの位の割合で頭頂面に平行に配向しているかを定量的に知ることができる。ただし、逆極点図測定では、結晶の方向は結晶面ではなく結晶面の法線で表すことから、結晶軸と呼ばれる。そのため、逆極点図から得られる結晶粒子の配向度を表す指標は軸密度と呼ばれる。このような軸設定からすると、レール頭頂面に対して結晶面が平行という条件は、頭頂面の法線に対して結晶面の法線が平行という条件で置き換えられる。この条件を「参照方向はND方向」と表す。本研究では、逆極点図の測定対象物質はレール鋼のパーライト組織中の α -Fe結晶であり、ND方向を参照方向とした。

図 3.7 に X 線回折逆極点測定の原理を示す。X 線回折逆極点測定では、ランダムサンプル (Random orientation sample) と呼ばれる無方向性標準試料と試験片からの $\{hkl\}$ 結晶面の X 線回折強度を同一の入射 X 線強度条件で測定し、測定後、ランダムサンプルの回折強度 (I_R) と試験片の回折強度 (I_T) の比を求める。この強度比は、着目した $\{hkl\}$ 結晶面の法線方向にあたる hkl 結晶軸に対する軸密度と呼ばれる。 hkl 軸密度は次式のように表わされる。

$$hkl \text{ 軸密度} = I_T / I_R \quad (5.1)$$

測定結果が軸密度=1.0であれば $\{hkl\}$ 結晶面がX線回折測定面に平行になって

いる結晶粒子の割合が試験片とランダムサンプルで同等であると解釈する。軸密度 > 1.0 の場合は、 $\{hkl\}$ 結晶面が X 線回折測定面に平行になっている結晶粒子の割合がランダムサンプルよりも試験片の方が高く、その値が大きいほど結晶の配向が強いことになる。すなわち、軸密度とはランダムサンプルからの X 線回折強度と測定対象とする試験片からの X 線回折強度を同一条件で測定し、両者の比からランダムサンプルに対して試験片の結晶配向度が何倍程度であるかということを表す指標である。

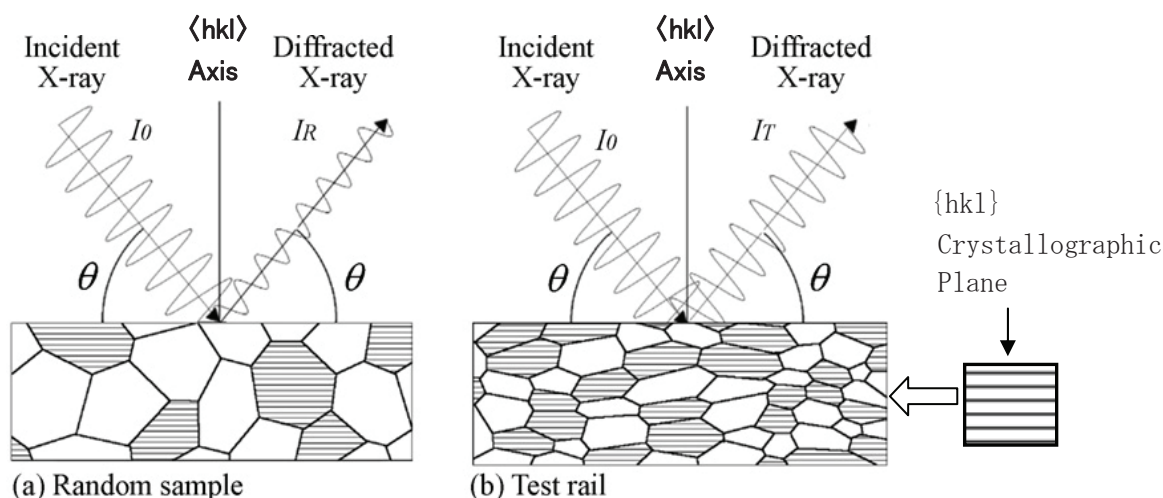


Fig.3.7 Schematic diagram of the axis density of a certain crystallographic plane measured by X-ray diffraction: I_0 , intensity of incident X-ray; I_R , intensity of diffracted X-ray from random sample; I_T , intensity of diffracted X-ray from test rail. Axis density is defined by the ratio, I_T/I_R .

3.3.1.2 測定方法

a. X線測定条件

逆極点図の測定には、回転対陰極による X 線発生装置を備えた X 線回折装置および逆極点図作成システムを用いた。図 3.8 に測定装置の外観、図 3.9 に測定部の構成および図 3.10 に測定系の概念図 [124] を示す。また、表 3.2 に X 線測定条件を示す。

X線測定条件は、X線源にモリブデン（Mo）を用い、印加電圧 60kV、印加電流 200mA とした。測定対象結晶軸は、110, 100, 211, 310, 111, 321 の 6 軸とした。X線回折強度基準には α -Fe 無方向性試料（ランダムサンプル）を用いた。なお、X線照射領域を制限する各スリットの条件は表中に示したとおりである。また、X線照射面の大きさ（試料の測定対象面）は、10mm×10mm とした。なお、測定事前準備において、蛍光板を用いて各走査軸におけるX線照射範囲がX線照射領域に十分に収まることを確認した。



Fig. 3.8 Appearance of X-ray diffraction apparatus.

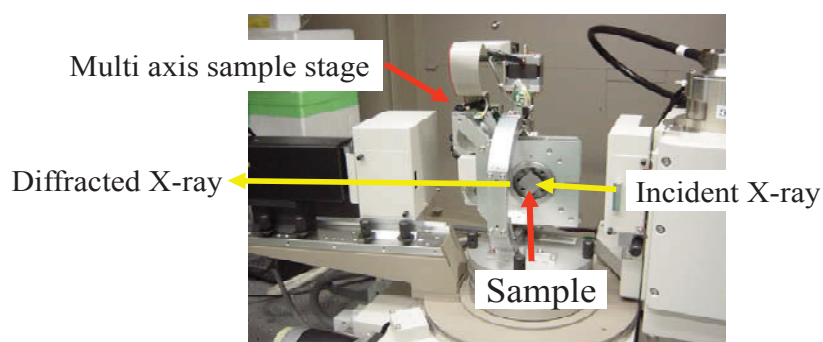


Fig. 3.9 Measurement part of X-ray diffraction apparatus.

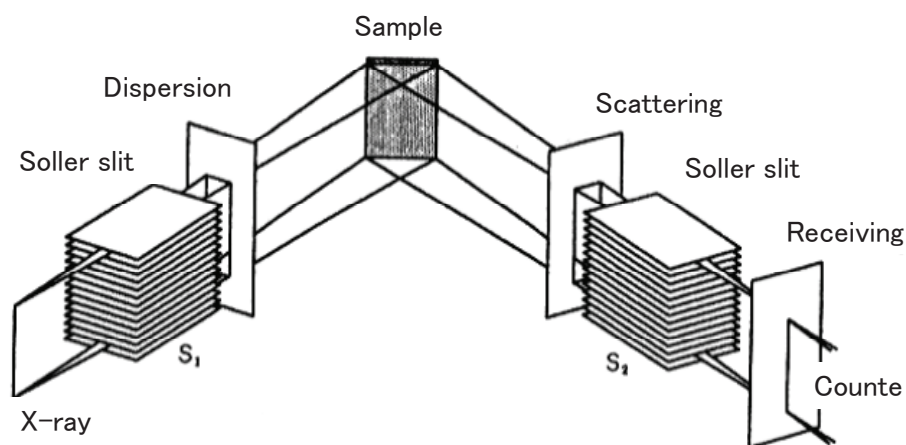


Fig. 3.10 Schematic diagram of x-ray measurement system.

Table 3.2 X-ray measurement conditions.

Apparatus system conditions		Measurement system conditions	
Parameter	Condition	Parameter	Condition
Apparatus		Detection system	
Goniometer	Wide-angle goniometer	Detector type	Scintillation counter
Attachment	Multi-purpose sample stage for pole	Scan mode	Fitting Time
γ oscillation	No use	Measurement time per step	{110} 0.3sec
Beta rotation	2.00rpm		{100} 0.4sec
X-ray source			{211} 0.4sec
Target	Mo		{310} 0.7sec
Voltage	60kV		{111} 3.0sec
Current	200mA	{321} 0.7sec	
Diffractometer		Data collection	
Divergence slit open angle	0.5 deg.	Scan axis	$2\theta / \theta$
Scattering slit open angle	1 deg.		{110} 18.500~22.000°
Receiving slit width	0.15 mm		{100} 27.500~29.500°
Specimen			{211} 34.000~36.500°
Shape	Rectangular		{310} 45.000~47.000°
Size	10mm × 10mm × 9mm		{111} 50.000~52.000°
Sample holder		{321} 54.000~56.500°	
Diameter (outside)	40mm ϕ	Step interval in 2θ	0.02°
Diameter (inside)	15mm ϕ		
Depth	9.0mm		

b. 測定手順

図 3.11 に逆極点図測定用試料の採取位置と参照軸を示す。試料は、横断面方向の中心を CC 位置と一致させた。大きさは、レール長手方向の長さ(10mm)×横断面方向の長さ(10mm)×厚さ(9mm)とした。また、比較用として新品レールからも同様の試料を採取した。なお、本研究では図示のとおり測定面法線方向を ND としてレール頭頂面法線方向を ND に取った。

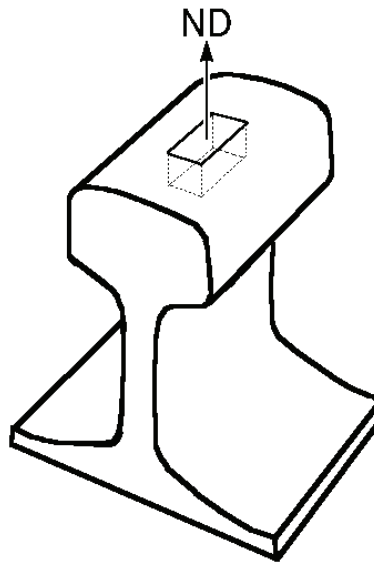


Fig.3.11 Sample position (CC, Contact Center) and the symbol for ND axis used in this study.

軸密度のレール頭頂面からの深さ方向における変化を調べるため、次に示す手順で測定を実施した。最初に深さ $0\ \mu\text{m}$ すなわちレール頭頂面の表面において逆極点図を測定した。その後、同一箇所を電解研磨によって掘り下げて測定することを逐次繰り返した。図 3.12 に測定手順の模式的に示す。この測定手順によって、次に示す 16 点の公称深さにおいて測定を行った。公称測定深さは、10, 30, 50, 70, 100, 250, 500, 750, 1000, 1500, 2000, 2500, 3000, 3500, 4000, 5000 とした (単位は全て μm)。なお、公称深さ $5000\ \mu\text{m}$ における測定は、試料の裏面で行った。測定深さの間隔が広い場合は、電解研磨のみで掘り下げると多大な時間を要すること、電解研磨面の平面性が悪くなることから、エメリー紙を用いて手研磨を行った後、その加工影響を十分に取り除くまでの深さを電解研磨によって除去した。なお、手研磨の加工影響深さについては測定事前準

備において確認を行って加工影響が測定に支障をきたさないように配慮した。

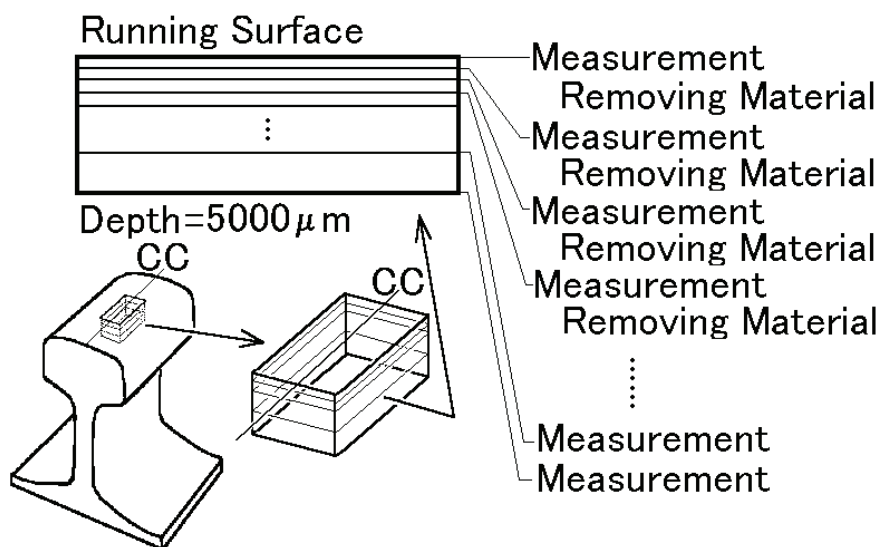


Fig.3.12 Sample position (CC) and procedure to prepare faces for the inverse pole figure measurement at several depths from the running surface of rail. CC position means contact center. Combined operation of removing material and measurement were repeated for the nominal depths 0, 10, 30, 50, 70, 100, 250, 500, 750, 1000, 1500, 2000, 2500, 3000, 3500, 4000 and 5000um.

3.3.1.3 結果と考察

a. 逆極点図

図3.13に実使用レールの逆極点図測定結果の一例を示す。結晶方位を表す指数 hkl に付随する括弧内の数値は軸密度を表す。逆極点図では、軸密度=1が無方向性を示す。逆極点図からは、いずれの深さにおいても111の面方位が卓越していることが認められる。さらに、111軸密度は深さに強く依存した変化を示す。これは、(111)面がレール頭頂面の車輪接触面に平行に配向した α -Fe結晶の存在割合が高いことおよびその割合が深さ方向に大きく変化していることを示すものである。

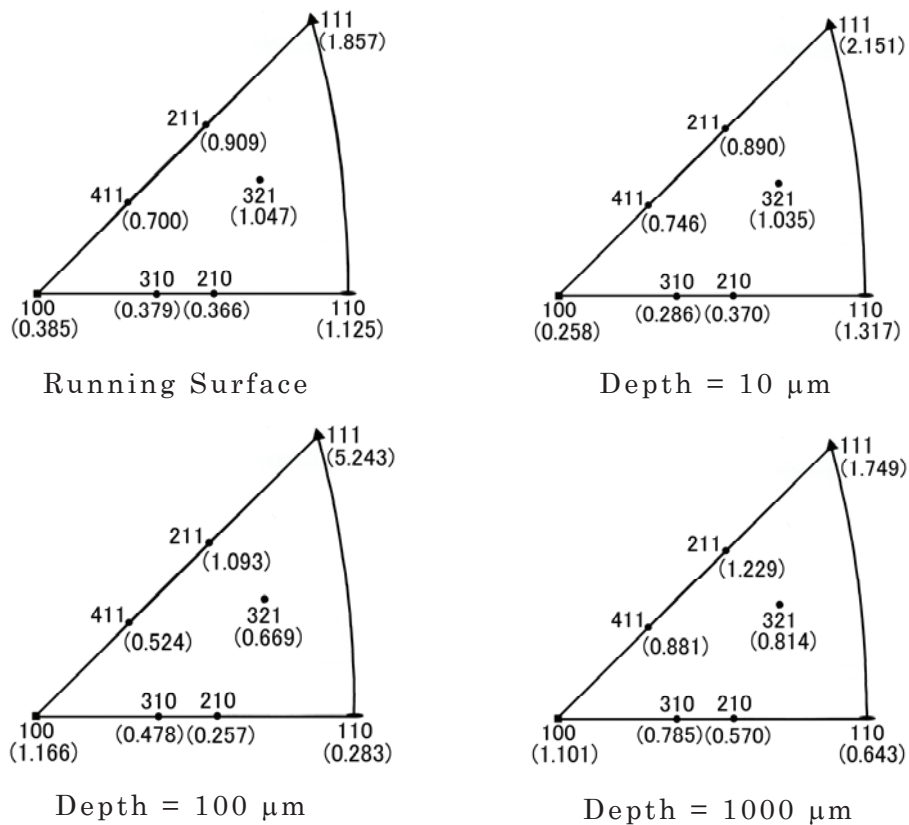


Fig.3.13 Inverse pole figures of the rail used in service for the running surface and the depths of 10, 100 and 1000 μm . Three-digit number hkl in the inverse pole figure is the crystallographic index of the axis for the cubic class, and the numerical value in parentheses near the crystallographic index gives the value of the axis density.

b. 軸密度の深さ方向変化

図 3.14 に測定結果を示す. 前項の結果を受けて主要方位の軸密度の深さ方向における変化を詳細に測定した. 図中に白丸で示した新品レールの軸密度は, いずれの方位も深さ方向において変化はなく, その値は表面から 5000 μm の深さまで概ね 1.0 すなわちほぼ無方向性であることを示している. 他方, 黒丸で示した実使用レールの軸密度はいずれの方位も表面から深さ方向に変化している. それらの深さ方向の変化すなわち軸密度 1.0 からの乖離挙動は, 方位毎に著しい差異が認められる. その中でも, 最も特徴的な挙動を示す方位は 111 であり表面から深さ方向に向かって鋭く増加して, 約 100 μm の深さでピークに達

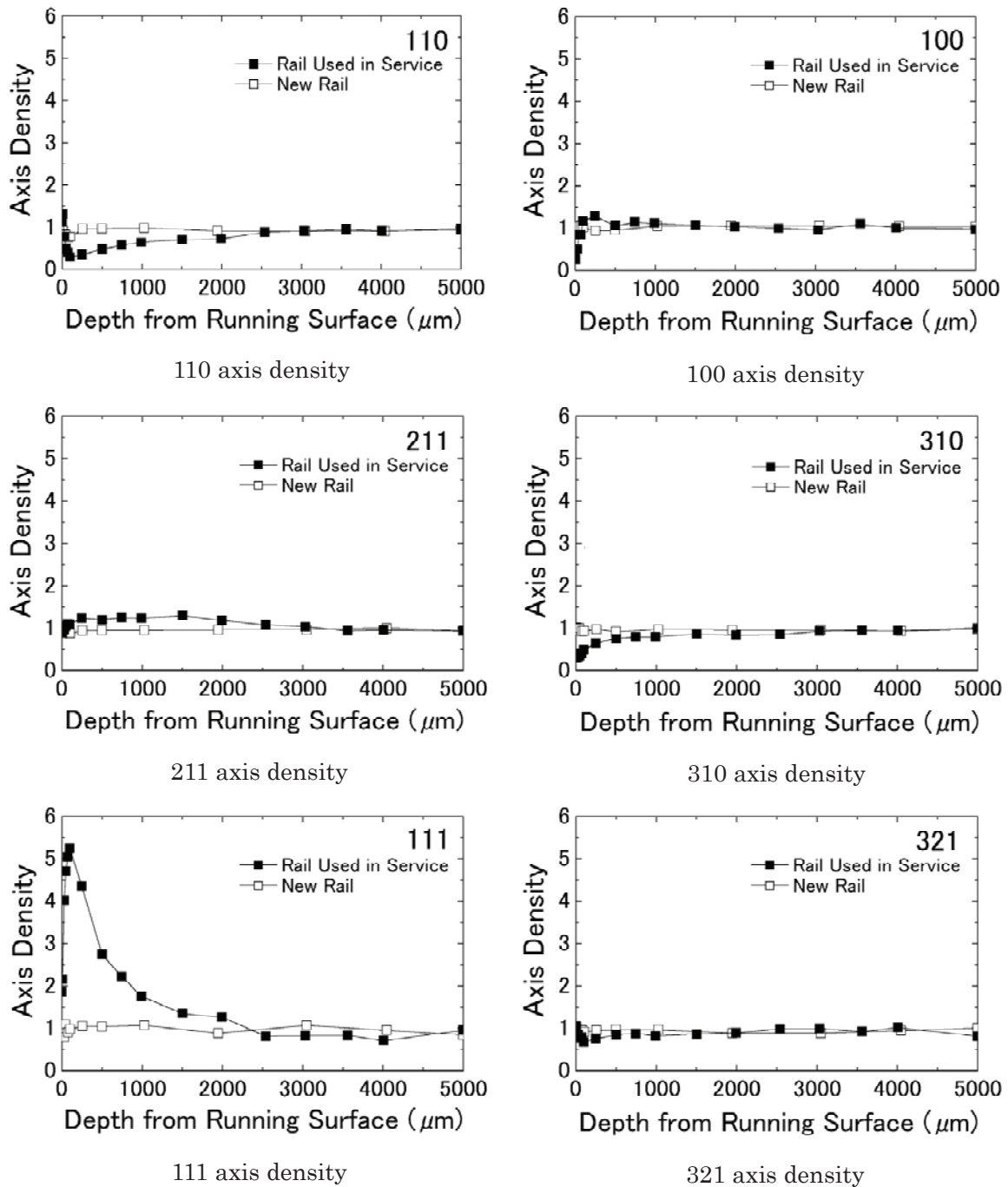


Fig.3.14 Variation of axis density of the rail used in service (filled squares) and the new rail (open squares) with the depth of measurement for each of the crystallographic axes 110, 100, 211, 310, 111 and 321.

する。この時、軸密度は 5.0 を超える値を取り、他に比べて非常に大きい。その後、深さの増加とともに軸密度は漸次低下し、約 3000 μm の深さで 1.0 に収

斂する．一方，他の方位については 111 に比べて軸密度の変動幅は小さいが，深さ方向に各々特徴的な変化を示している．

逆極点図測定を行った結果，転がり接触を繰り返し受けた実使用レールの頭頂面表層部の α -Fe 結晶の主要方位の軸密度は，深さ方向における挙動が方位毎に異なり，その中でも 111 軸密度が他に比べて大きく変化することが確認できた．これらの結果に基づけば，111 軸密度は実使用レールの表層部に蓄積された転がり接触損傷の程度を評価する有効なパラメータの一つと見なすことができる．

3.3.2 EBSD 解析システムによる局所方位解析

逆極点図測定では，直径 10mm 程度の測定領域における平均的な結晶粒の配向状態を測定している．このような「mm」レベルの情報と合わせて「 μ m」レベルで個々の結晶がどのように変形し，どの方向を向いているかという情報が得られれば転がり接触の影響を検討するためのデータとして有効である．そのような方法の一つとして，近年，後方散乱電子線回折パターン解析（EBSD）と呼ばれる解析手法が普及してきている．この解析手法は，電子線を試料に照射した時に発生する菊池線と呼ばれる特殊な回折線の位置，方向，強度および鮮明度などを解析することにより，「 μ m」レベルで結晶粒子一つ一つの方角や歪みの程度を決定することができる．そこで，EBSD 測定装置を備えた走査型電子顕微鏡（SEM-EBSD）を用いてレール頭頂面の局所方位解析を行うことにした．

3.3.2.1 測定原理

図 3.15 に測定原理を示す．SEM-EBSD（Scanning Electron Microscope equipped with EBSD measurement device）とは，SEM 鏡体内での反射電子菊池線回折を用いた結晶方位解析のことである [125]．EBSD の発生原理は透過型電子顕微鏡-菊池線の場合と同じである．概説すれば，電子線が試料に照射されたとき，試料が厚い場合に無視できなくなる非弾性散乱波の結晶格子面に付随した回折現象によって生じるパターンである．

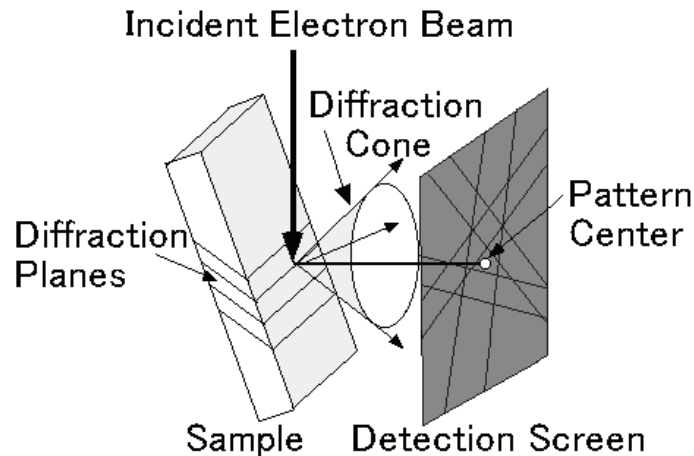


Fig.3.15 Principle of EBSD measurement and the sample position relative to the detection screen.

3.3.2.2 測定方法

EBSD 測定には、電界放出型走査電子顕微鏡 (FE-SEM: Field Emission electron gun type Scanning Electron Microscope) を用いた。また、EBSD 信号の検出にはシリコン増感ターゲット (Silicon Intensifier Target) 付きカメラを用いた。一方、結晶方位解析には TexSEM Lab. 社製ソフトウェア OIM™ (Orientation Imaging Microscope) [126] を用いた。

EBSD 測定条件は、電子ビームの加速電圧を 25kV、電子線の走査ステップ幅を $0.5 \mu\text{m}$ とした。図 3.16 に供試材の参照軸方向と EBSD 測定面を示す。本研究では、レール頭頂面法線方向を ND、列車進行方向を RD、列車進行直角方向を TD とした。また、EBSD 測定位置はシェリング損傷部の列車進入側健全部において、金属組織の塑性流動深さが最も浅い位置であったレール頭頂面の CC 位置とした。EBSD 測定の被検面は TD 断面とし、エメリー紙を用いて研磨した後、加工歪み層を除去するために電解研磨を行って測定に供した。EBSD 測定の領域は、 $80 \mu\text{m}$ (レール深さ方向) \times $350 \mu\text{m}$ (レール長手方向) とした。EBSD 測定の結果は、上述の OIM™ ソフトウェアを用いて解析を行った。なお、OIM 解析における結晶方位分布像の合成には、方位差角の許容角度範囲すなわち、方位不一致角度 (Miss orientation angle) に対する閾値を設定せず、測定によって得られ

た生データをそのまま用いた。

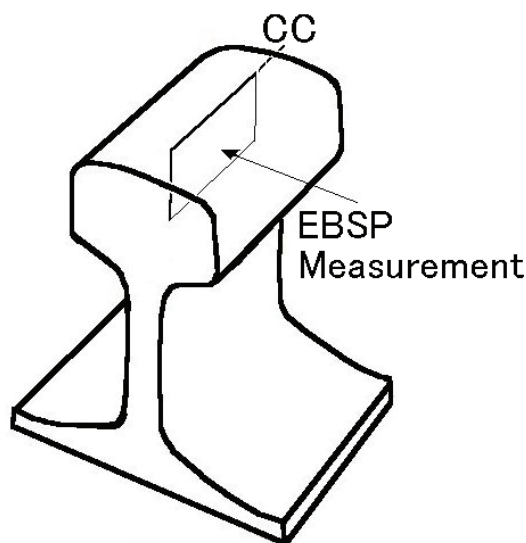


Fig.3.16 Vertical section at the contact center (CC) in the TD direction and parallel to the RD direction on which EBSD measurement was carried out.

3.3.2.3 結果と考察

a. 結晶方位像分布図

図 3.17 に実使用レールと新品レールの ND 方向を参照方向とした結晶方位像分布図を示す。すなわち、いずれもレール長手方向に平行な垂直断面での測定による ND 面方位を表したものである。また、カラーキー (Color key) と結晶方位像分布図から再構成した逆極点図 (IPF: Inverse Pole Figure) も合わせて示した。カラーキーは、結晶方位像分布図の色と結晶軸の対応を示したもので、これを参考とすることで任意の点において参照方向に平行な結晶軸を同定することができる。

実使用レールの結晶方位像分布図は、多数の粒子が青色もしくは淡青色で占められている。カラーキーによれば青色は 111 軸に対応しており、逆極点図にも示されるように {111} 配向の強い存在を示している。この観察結果は、「マクロ (mm) レベル」での X 線逆極点図測定によって、実使用レールの頭頂面表層部に確認された {111} 結晶面の強い配向が「ミクロ (μm) レベル」での EBSD 解析

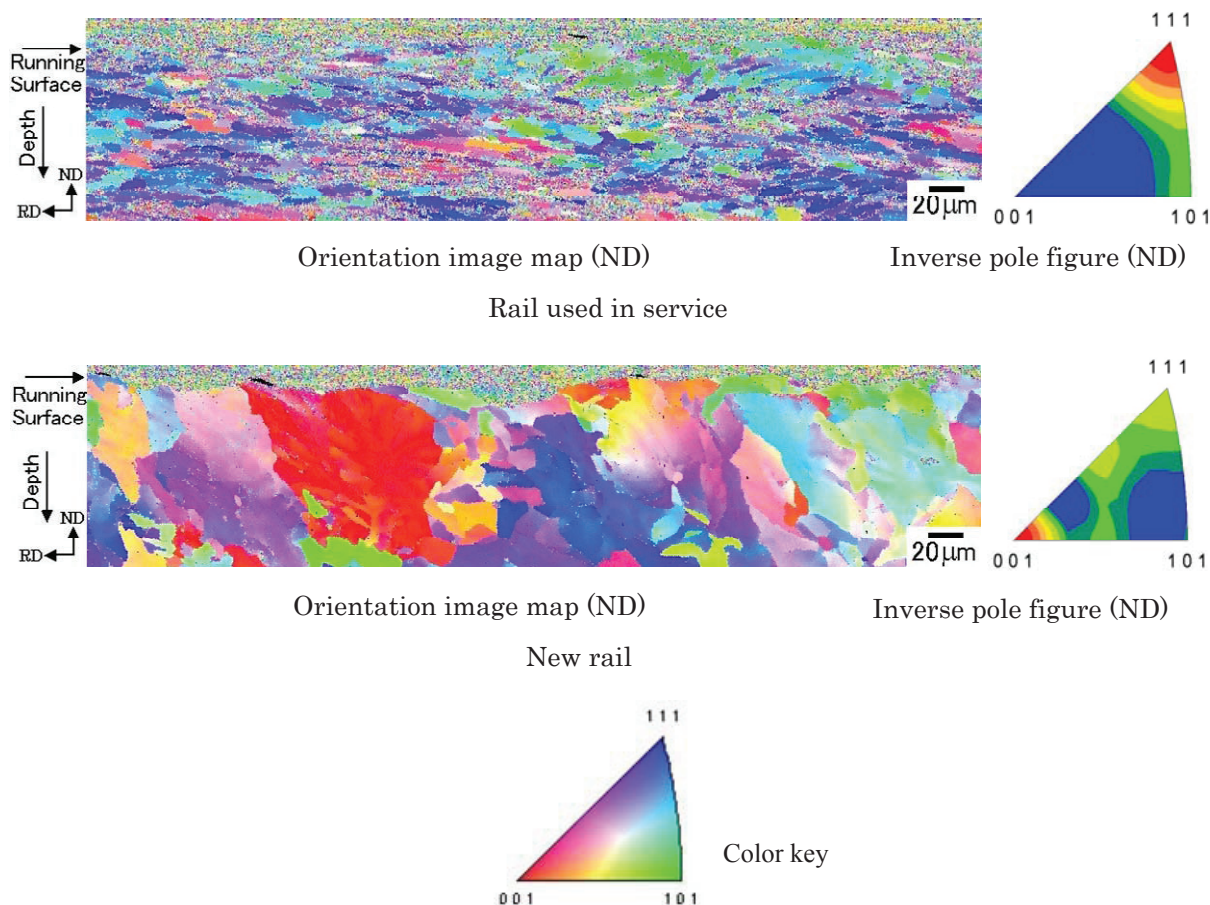


Fig.3.17 Orientation image maps and corresponding conventional presentation of inverse pole figures of the rail used in service and the new rail taking the ND direction as the reference direction. A color key is given to identify the crystallographic axis parallel to the reference direction at each point in the orientation image map.

によって再確認されたことを示すものである。一方，新品レールの結晶方位像分布図は特定の色で占められていないことから優先的な方位は存在しない。なお，結晶方位像分布から再構成した新品レールの逆極点図において100軸頂点に軸密度の最大値が見られる。その原因は $\{100\}$ 結晶面をレール頭頂面に平行にした大きな結晶粒子が測定領域内に偶然存在したためと考えられる。

また，EBSD解析はX線逆極点図測定と異なり，結晶粒子の方位の他にも結晶の寸法や形状等の結晶粒子に関する形態情報が得られる。実使用レールの結晶方位像分布図に現れている結晶粒は，レール長手方向に伸長した非常に多くの

細粒で構成されている。他方、新品レールの結晶方位像分布図は少数の粗粒から構成されている。実使用レールと新品レールの結晶方位像分布図を比較することで以下のことが推定される。測定された結晶粒子の形態および方位分布は、新品レールでは当初粗粒であったものが、長期間の使用中に繰返される車輪との転がり接触によって多数の微細で伸長した粒子に細粒化される。また、その過程で細粒化した結晶粒の{111}結晶面がレール頭頂面に平行に配向していく。

b. 回折線品質像分布図

実使用レールの結晶方位像分布図において、幾らかの領域は像が非常に不明瞭である。それらの領域は、多くの微細な点で構成されている。EBSD解析の分野では、結晶の不完全性や歪み、結晶中に転位の蓄積などがある場合、その部分の結晶方位像が不明瞭になることが知られている。そのような不明瞭な領域の検討には、回折線品質像分布図 (Image Quality Map) の援用が有効である。回折線品質像分布図は、測定された全測定点における回折線品質をその点の輝度で示す。回折線品質は検出された菊池線の鮮明度を濃淡で表すことから、菊池線が鮮明な測定点ほど明るく、不鮮明な測定点ほど暗く表示される。回折線品質が低い場合、結晶中に何らかの不完全性すなわち歪みもしくは転位の集積等が存在する可能性が高い。

図 3.18 に実使用レールおよび新品レールの頭頂面から深さ $100\ \mu\text{m}$ 位置における回折線品質像分布図を示す。実使用レールの回折線品質像分布図は場所によって明暗があり、非常に暗くなっている品質の低い領域が幾つも存在する。暗い領域では結晶粒子の境界が明瞭ではない。他方、新品レールの回折線品質像分布図は比較的明るく、明暗の差がそれほどなく結晶粒子は明瞭な粒界によって取り囲まれている。これらの観察結果からは、実使用レールの頭頂面表層部の結晶粒子は車輪との繰返し転がり接触の影響を受けて細粒化していることに加えて、歪みや転位の蓄積が示唆される。これに対して、新品レールには歪みや転移がほとんど蓄積していないことが推察される。

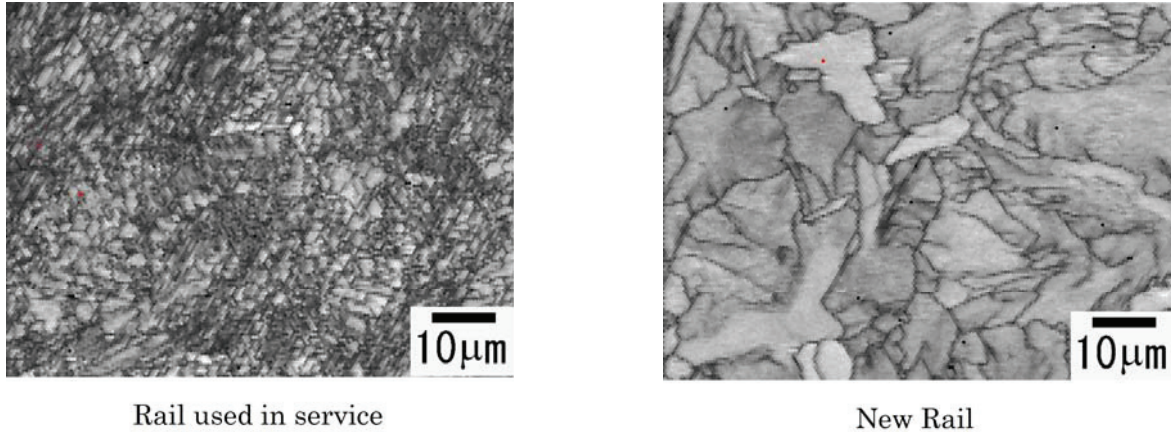


Fig.3.18 Image quality maps of the rail used in service and the new rail at the depth of $100\mu\text{m}$. Low image quality represented by the low brightness implies the existence of any imperfections, distortions and dislocations.

3.3.3 新幹線との比較

図 3.19 に第 2 章で供試レールとして取り扱った新幹線レールのうち、供試番号 8803 の頭頂面表層部の EBSD 解析の結果を示す。なお、歪み等の影響によって測定された菊池パターンが不鮮明で方位付けの確度が低い場合は、結晶方位像分布図上では測定結果が点で表示される。そのため、試料の存在しない空間部分である供試レール頭頂面の上方についても同様に点で表示される。本研究では結晶方位解析に加えて表層のき裂と結晶粒の関係についても検討するため、クリーンアップ処理を行った上で EBSD 解析を行った。クリーンアップ処理は、次に示すような手順・条件で行った。ここでは、その結果得られた結晶方位像分布図を示した。

クリーンアップ処理には、EBSD 解析ソフトウェアである OIM™ に搭載されている Grain Dilution 法を用いた。クリーンアップ処理の設定条件は、結晶方位像分布図を得るための全ての演算において Tolerance angle を 5° 、Minimum grain size を 2 と指定した。なお、結晶方位像分布図には、カラーキーを付記した。また、結晶方位像分布図のデータを使用して再構築した逆極点図も図中に併記した。

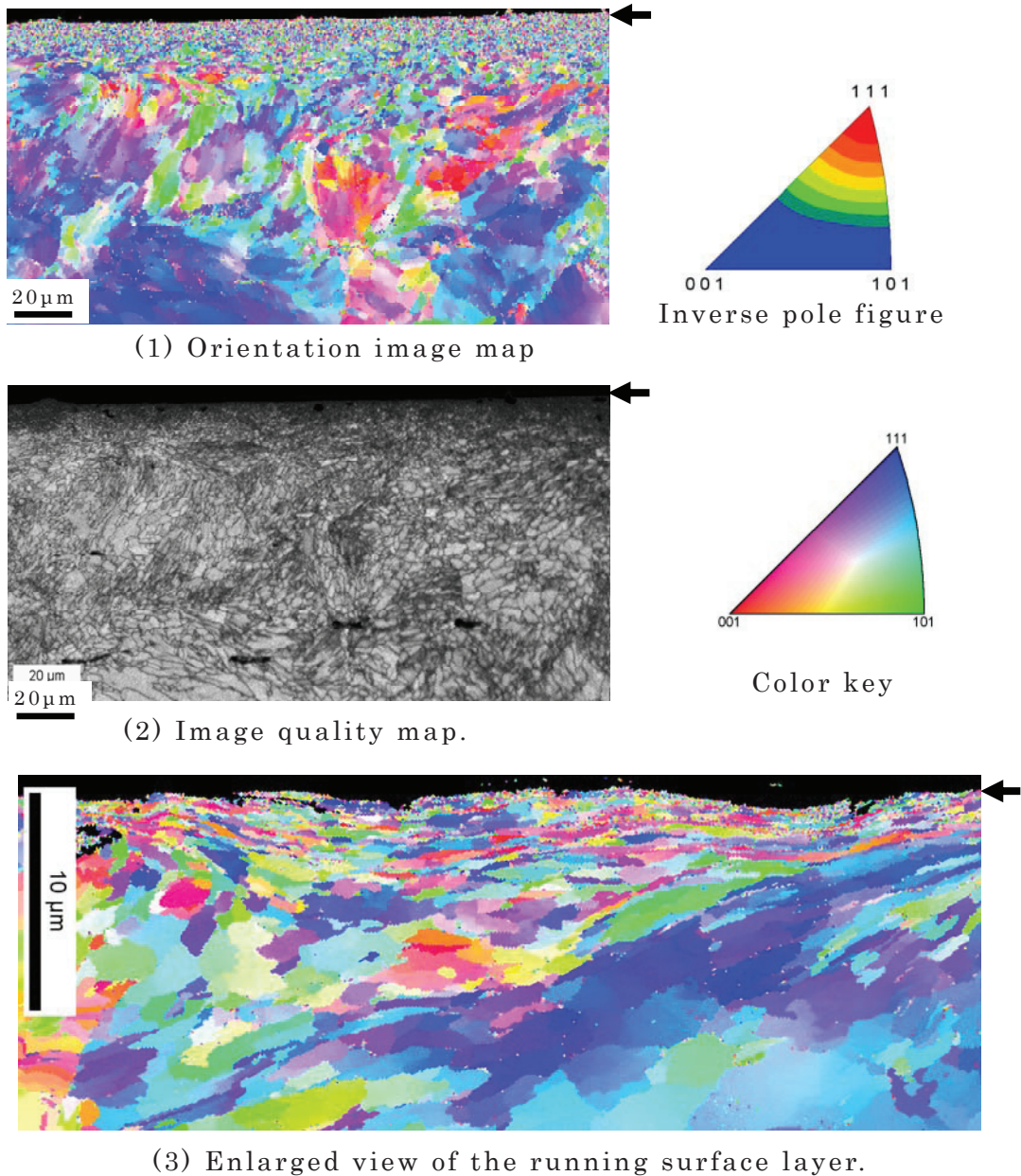


Fig.3.19 Orientation image maps and image quality map of the rail used in Tokaido Shinkansen line, The arrow in figure shows the surface level. Note the color key in figure,. Color key is reference of the crystal orientation.

逆極点図には 111 軸頂点に軸密度の最大値が見られる。また、レール頭頂面下の約 $20 \mu\text{m}$ 位置には結晶粒が細粒化した微細組織が認められる。回折線品質像分布図には比較的鮮明な線分で表される粒界が認められ、全体のコントラストも表面付近を除いてほぼ一様である。表面近傍が暗いのは歪みの蓄積による

ものと推定される。さらに、レール頭頂面の最表面近傍を高倍率で観察した。その結果、結晶粒がレール頭頂面に平行に細長い細粒になっていること、それらが層状に重なっていることを確認した。この状況は在来線の最表層部の状況とよく似ている。結晶粒が細長く層状になっている領域の最上部の結晶粒子の一部には、粒界と思われる場所にき裂が存在しており、き裂は表面で開口している。図中に見られるこの様な場所が、シェリング損傷の発生源となる可能性があると考えられる。

3.3.4 下部組織の観察

3.3.4.1 観察方法

レール頭頂面および頭頂面直下付近の下部組織の状態を明らかにすることを目的として、200kV 透過型電子顕微鏡を用いて観察を行った。電子線回折の制限視野絞りは $0.5\ \mu\text{m}$ とし、観察位置は逆極点図測定位置の直近とした。

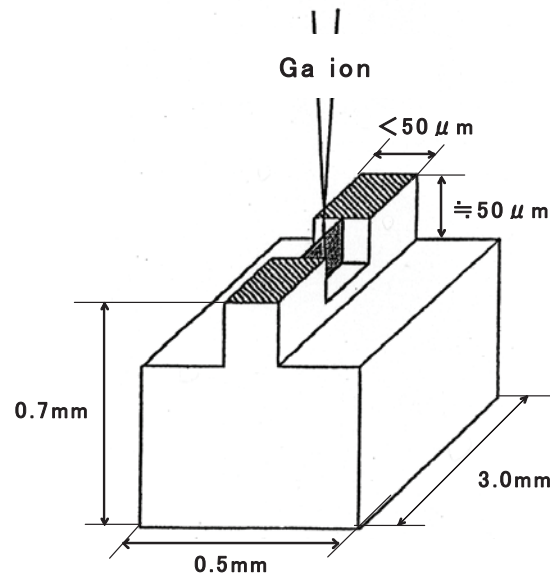
a. 板面薄膜試料を用いた観察

レール頭頂面および表面下 $100\ \mu\text{m}$ 位置の下部組織を観察するためレール頭頂面表層から試料採取を行った。採取した試料は、透過型電子顕微鏡で観察を行うため、次のような調整を行った。採取した試料から機械加工によって 0.5mm 厚さの板状試料を切り出し、エメリー紙を用いた手研磨によって厚さ約 $60\ \mu\text{m}$ に仕上げた。その後、パンチで $3\text{mm}\ \phi$ に打ち抜いて機械加工の影響を取り除くため電解研磨を行った。このうち、表面観察用の試料は車輪との接触面が電解研磨によって溶失することを防止するため、樹脂膜で保護した上で電解研磨を行った。塗布した樹脂膜は、最後に薬品で溶解除去して観察に用いた。

b. 収束イオンビーム加工装置によって作成した試料の観察

図 3.20 に収束イオンビーム装置で作製した試料の略図を示す。収束イオンビーム装置を用いた加工法は、サブミクロンオーダーの高い空間分解能で透過型電子顕微鏡試料を作製できる特徴を持つ。この装置は、高電圧 (30kV) で加速

した Ga イオンのビームを試料表面に収束させ、これを走査しながら試料表面をスパッタすることによってサブミクロン精度の平滑断面を得ることができる。



[The sample thickness is about under 100nm]

Fig.3.20 Schematic of sample and processing method using by the FIB device.

3.3.4.2 結果と考察

a. 板面薄膜試料の観察結果

図 3.21 に実使用レールの板面薄膜試料を用いた透過型電子顕微鏡観察結果を示す。レール頭頂面表面ではパーライト組織中のセメンタイト板の一部が褶曲していることに加えて部分的に破断している箇所もあり、多くの転位が観察される。このような状況は、この領域が大きな変形を受けていることを示しているものと考えられる。一方、111 軸密度のピーク位置に相当する深さ $100 \mu\text{m}$ 深さでは、パーライト組織に大きな変化は認められない。しかし、亜粒界が観察されセル組織が形成されている。表面ほどではないが転位の存在は多く、この深さにおいても荷重の影響を強く受けていることが推察される。

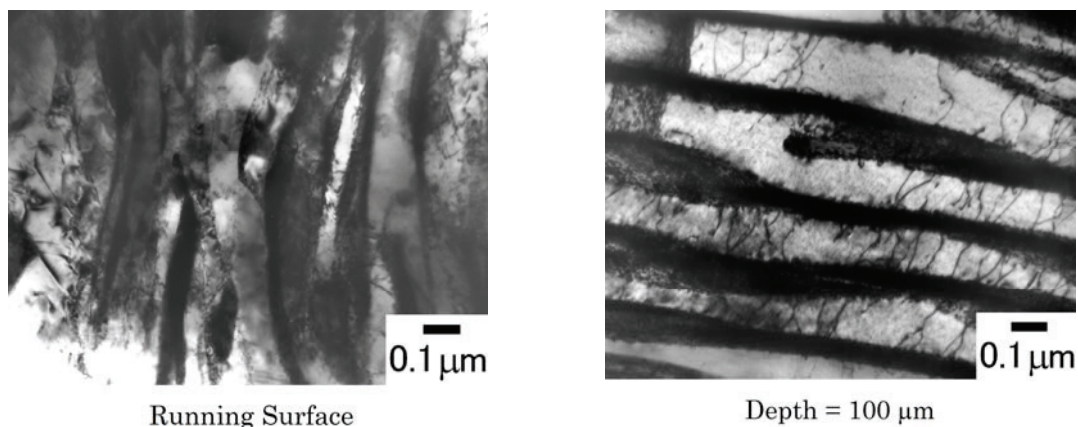


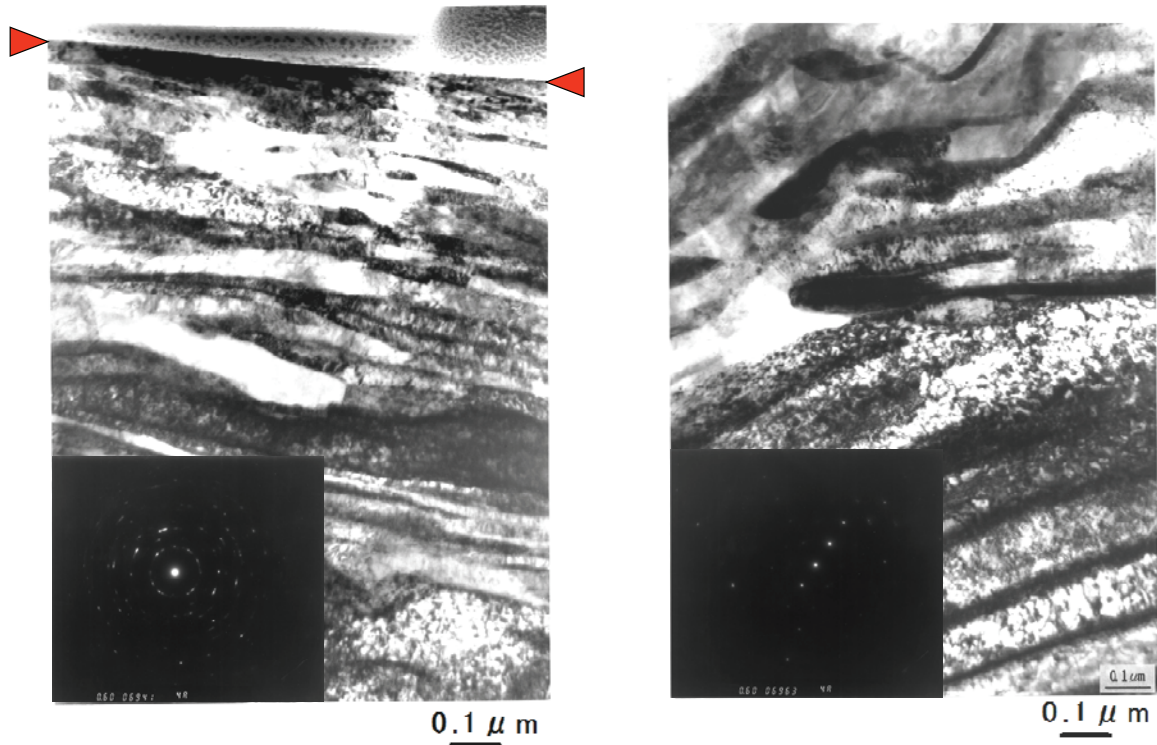
Fig.3.21 TEM bright field images of the rail used in service at the running surface and the depth of 100 μ m. The dark and bright parts correspond to cementite and ferrite, respectively.

b. 収束イオンビーム加工法によって作製した試料の観察結果

図 3.22 に実使用レールから採取した試料を収束イオンビーム加工し、透過型電子顕微鏡を用いて観察を行った結果を示す。明視野像からは表面およびその直下にパーライト組織の存在が確認される。一方、表面から深さ 0.3 μ m 程度までは、セメンタイト板と思われる板状黒色部の厚みが薄くかつ短い。深さ 0.3 μ m よりも深くなるとセメンタイト板と思われる板状黒色部が規則正しく層状に配列している様子が明瞭に認められるようになる。しかし、ラメラ間隔は狭くなっている。電子線回折を行った結果によれば、デバイ環にまでは遷移していないものの、環状に近いパターンを示している。このことから、パーライト組織の残存が認められるものの、車輪接触の影響を受けて大きく変形を受けていることが推定される。この結果は、板面薄膜試料を用いた結果ともよく一致している。

一方、表面下 10 μ m 位置では、表面およびその直下の組織に比べてパーライト組織の特徴が明瞭に認められ、セメンタイトの層間隔も表面に比べて広がっている。この深さにおける電子線回折の結果にはスポットが明瞭に認められるが、セメンタイト板が大きく変形している部分が認められる。

Surface level



(1) Surface and Subsurface (2) 10μm depth under the running surface

Fig.3.22 TEM bright field images and electron beam diffracted image of the rail used in service at the running subsurface and the depth of 10μm.

3.4 本章のまとめ

在来線の直線区間で使用中にシェリング損傷が発生し、累積通過トン数160MGT、使用経年16年で損傷寿命交換された実使用レールの表層部について、ミリメートル領域のX線回折による結晶方位解析、ナノメートル領域の透過型電子顕微鏡による極局所領域観察および電子線回折さらさらにSEM-EBSDを用いてナノメートル領域からの情報の収集によるミクロンメートル領域での結晶方位解析とひずみ分布測定を行った。

その結果、車輪との繰り返し接触によってもたらされたと考えられる大きな影響をレール頭頂面の最表層部において確認した。すなわち、X線逆極点図測定およびSEM-EBSDとOIMを用いた結晶方位像分布解析によって、表層部を構成

する結晶粒子の{111}結晶面が頭頂面に平行に配向している特徴ある方位状態であることを確認した．この111軸密度によって評価される配向度は表面からの深さによって変化し，約100 μm で最大値を示す．また，表層部における結晶粒子の細粒化およびTD方向への伸長という形態変化がSEM-EBSD解析から明らかになった．これらの結果から，在来線で使用されたレールは車輪との繰り返し接触によって形成されるシェリング損傷起点となる転がり接触影響層すなわち疲労ダメージ層が少なくとも100 μm より浅い部分に形成されていることを確認した．したがって，この部分をレール削正車などで除去することによってシェリング損傷の発生を予防することができることを確認した．

第4章 室内試験によるパーライト鋼レールの材料応答挙動の把握

4.1 はじめに

パーライト鋼レールの頭頂面に発現する材料応答挙動を明らかにすることは、損傷機構に基づいて抜本的な対策を構築する上で基本となる重要事項と考えた。本研究の第2章で新幹線、第3章では在来線においてシェリング損傷により損傷寿命に至ったレールを対象として金属材料学的観点から解析を行った。その結果、車輪との接触状況および転がり接触疲労の前駆現象と考えられる塑性変形状態などいくつかの点について明らかにすることができた。それらの解析から新幹線についてはレール頭頂面下約 $20\ \mu\text{m}$ 、在来線では $100\ \mu\text{m}$ より浅い部分に疲労層が形成されていることを把握した。さらに、レールを構成する金属結晶粒の負荷応答に着目した解析を在来線レールについて実施した。この解析手法によって得られる結果は、材料の塑性変形あるいは転がり接触疲労を理解する上で本質的な情報を与えてくれると考えたからである。その結果、 α -Fe 結晶粒の 111 軸密度が他の方位に比べて車輪との繰り返し転がり接触の影響を敏感にとらえていることを把握した。また、SEM-EBSD 解析によってレール頭頂面の最表層においてパーライト組織中の α -Fe 結晶粒が細粒化するとともに、細粒化した結晶粒の {111} 結晶面がレール頭頂面に平行に配向していることを明らかにした。ここで明らかになった事象は、輪重、すべりおよび潤滑など多くの要因が相互に組み合わさって作用した結果から現れたものである。したがって、実使用レールの解析結果からだけではレールに表面損傷を発生させる支配要因の影響を明確に分離してそれらの影響を明らかにすることは難しいと思われる。そこで、二円筒転がり接触試験機を用いた制御された条件下で試験を行うことにより、試験片に発現する材料応答への接触条件の影響を分析・把握することが重要と考え実施することにした。

第4章では、新品未使用のパーライト鋼レールから試験片を採取し、二円筒

転がり接触型疲労試験による転がり接触試験を実施し，試験片の転がり接触面表層における結晶方位解析を主体とした材料面からの調査を行うことによって，試験片に発現する負荷応答挙動に対する接触圧力，すべりおよび潤滑の影響について検討を行った．

4.2 試験機

図 4.1 に試作した試験機の構成を示す．また，表 4.1 に試験機の性能諸元を示す．試験片の駆動には，200V 電源を使用した出力 1.5kW の三相交流電動機を用いた．動力は，電動機の回転をタイミングベルトによって一旦歯車装置に伝達される．その後，一方は試験機ベッド側に固定された軸受によって支持される試験片に伝達され，もう一方は可動アーム側の試験片に伝達される．レール相当試験片は試験機ベッド側，車輪相当試験片は可動アーム側に取り付けた．

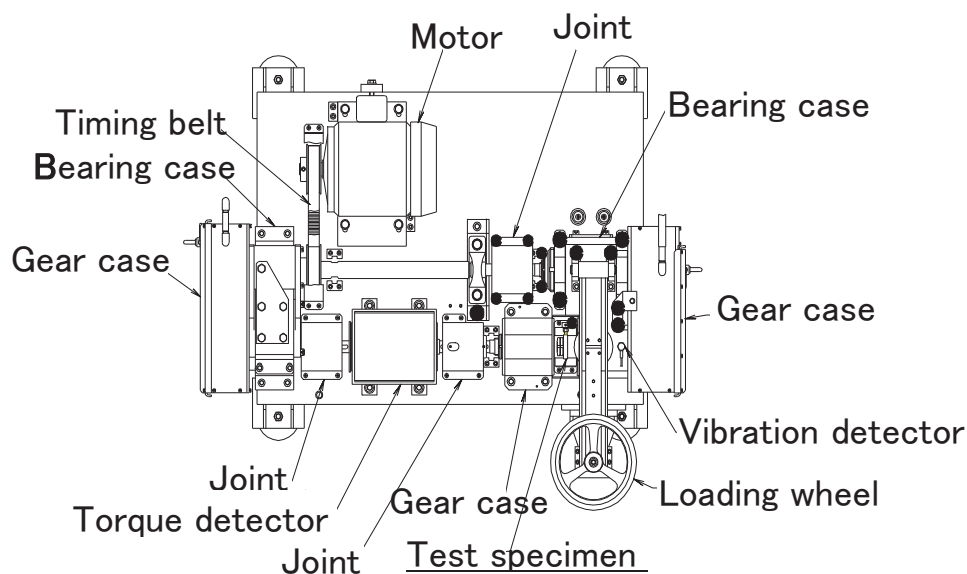


Fig.4.1 Schematic diagram of the testing machine.

駆動力の伝達機構の中には試験片にすべりを付与するための歯車装置が組み込まれている，強制すべりを与える場合は，歯車装置に納められているギアの組み合わせを組み換えることによって試験片取り付け軸の回転速度を相対的に

違えて連続すべりを与える方式とした。なお、すべり率=0%（公称値）の場合も歯車の組み合わせによって試験片取り付け軸を回転させる。そのため、設計上、試験片取り付け軸の相対回転速度に0.01%の差が生じる。

Table 4.1 Outline of testing machine.

Type of testing machine	Two cylindrical rolling - sliding contact type
Model of the electric motor	Three-phase AC motor (Motor power 1.5Kw)
Speed control system	AC inverter control
Test speed range	0~2000rpm(Stepless variable control)
Maximum applied load	4.9kN
Slip control mechanism	Gear combination
Slip ratio (nominal)	0%,0.2%,0.6%,0.8%,1.0%,2.0%
Lubrication condition	Without lubrication
	Lubricating environment (water and oil)
Test piece shape and dimension	Cylindrical type, Diameter:50mm,Width:10mm
	Width of contact surface :5mm

本研究では、すべり率 S を次のように定義した。

$$S (\%) = [(V_1 - V_2) / V_1] \times 100 \quad (4.1)$$

ここで、 V_1 : 車輪相当試験片の回転速度 (rpm),

V_2 : レール相当試験片の回転速度 (rpm)

試験片の回転速度は、インバータ制御によって0~2000rpmの範囲において無段階に任意設定できる機構とした。また、荷重の負荷機構は、ボルトを締め付けることによってコイルばねを介して可動アームを押さえ付ける手動方式とした。負荷荷重はロードセルによって検出し、レコーダに記録した。試験環境は、大気中強制潤滑なしの条件と環境チャンバーを取り付けることによって油および水潤滑環境で試験ができるようにした。水潤滑条件で実験する場合は水道水を使用した非循環方式とした。また、油潤滑で実験を行う場合は除塵フィルター装置を用いて摩耗粉等を除去する循環方式とした。

試験中は、荷重、試験片取り付け軸のトルク、試験片回転速度、試験片の累

積回転数および可動アームおよび各軸箱の振動加速度を測定した。なお、試験片の累積回転数の計測は、試験機ベッド側に固定された軸受によって支持される試験片取り付け軸で行った。

4.3 試験片

4.3.1 化学成分および機械的性質

試験片は、JIS E 1101 [15] に規定された 60kg 普通レールから採取した。表 4.2 に試験片を採取したレールの化学成分を示す。

Table 4.2 Chemical composition.

Elements Sample and Standard	C	Si	Mn	P	S
	%	%	%	%	%
Test material	0.72	0.30	0.74	0.014	0.006
JIS E1101-2001	0.63-0.75	0.15-0.30	0.70-1.10	0.030max.	0.025max.

また、表 4.3 に機械的性質を示す。なお、本研究では上に示した以外のロットのレールからも試験片を採取している。それらのレールは、いずれも JIS E1101 に規定された化学成分および機械的性質を満足していることを確認している。

Table 4.3 Mechanical property.

Test value Sample and Standard	0.2% proof stress	Tensile strength	Elongation	Reduction of area
	N/mm ²	N/mm ²	%	%
Test material	495	938	12	23
JIS E1101-2001	Not specified	800min.	10min.	Not specified

4.3.2 試験片採取位置

図 4.2 に試験片の採取位置を示す。レール相当試験片は、レール上首部付近に存在する偏析帯を避けるため、素材レールの頭頂面に平行かつ表面にできるだけ近い位置から採取した。

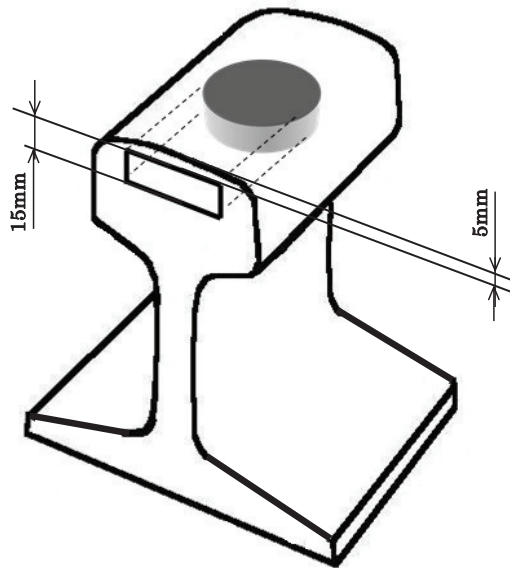


Fig.4.2 Sampling position of the material for the test piece.

4.3.3 試験片の形状と寸法

図 4.3 に試験片の形状および寸法を示す。試験片は、レールから素材を採取した後、旋削および研削加工によって図示の形状・寸法に仕上げた。転がり接触面の粗さは、本研究の第 2 章で解析対象とした新幹線レールの頭頂面粗さと同じ $Ra=0.2\mu\text{m}$ になるように、エメリー紙を用いて研磨加工によって調整した。

一方、相手材である車輪相当試験片についても、材質、金属組織および硬さの影響を極力避けるため、レール相当試験片と同じ JIS 60kg 普通レールの頭部から採取した。また、試験片の形状、寸法および転がり接触面の粗さについてもレール相当試験片と同じにした。

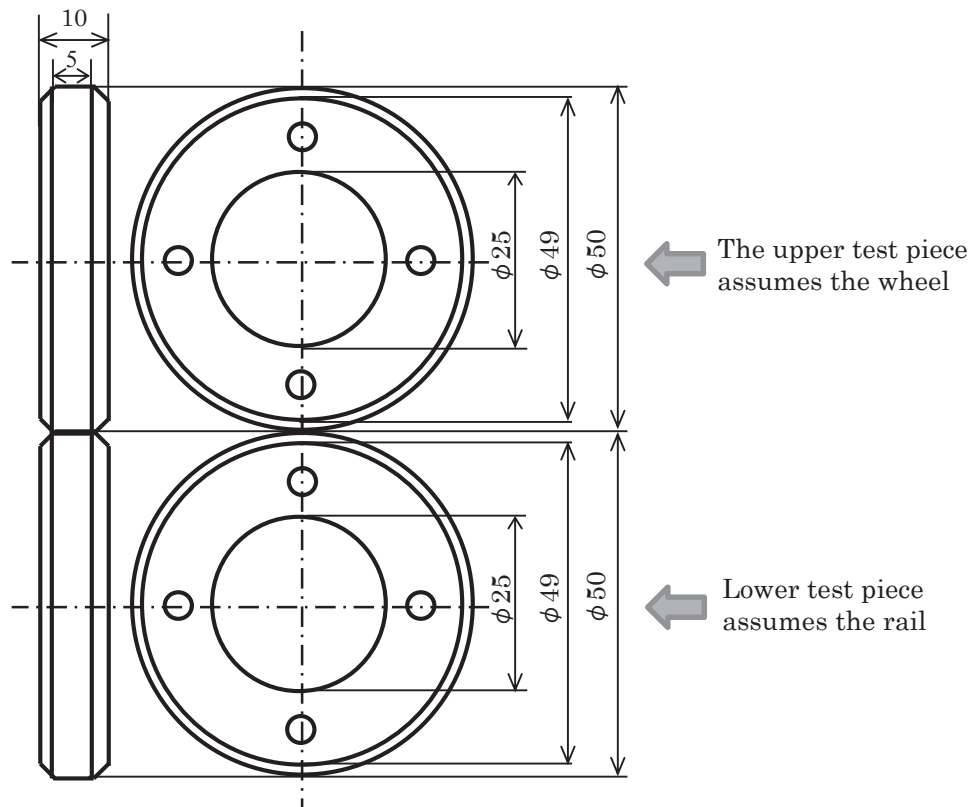


Fig.4.3 Shape and dimensions of the test piece and positional relationship of the two test pieces.

4.3.4 試験片に設定した座標系

図 4.4 に試験片に設定した座標系を示す。本章では，X 線回折および電子線回折の各測定における方向を定義するため，試験片に座標系を設定した。座標軸は，試験片の転がり接触面に垂直な方向を ND(Normal Direction)，試験片の回転方向を RD(Rolling Direction)および試験片の横断面方向を TD(Transverse Direction)とした。

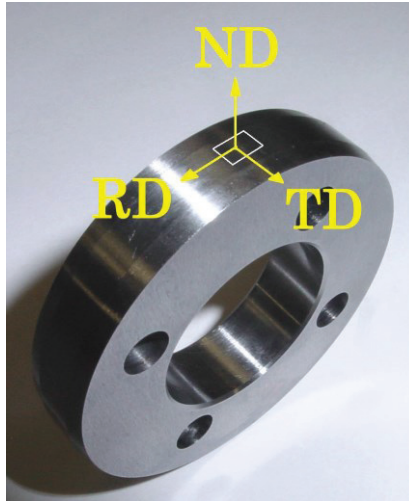


Fig.4.4 The symbols for the three axes of a coordinate system used in this study are ND for the direction normal to the rolling contact surface of the test piece. RD for the rolling direction, and TD for the transverse direction.

4.4 接触圧力の影響

4.4.1 実験条件の検討

4.4.1.1 すべり率の設定値検討

接触圧力の影響を明らかにするため、すべり率は次の点に着目して設定することにした。第2章で述べた新幹線レールの解析から、車両動揺によって輪軸が横移動した場合でも中正位置から $\pm 5\text{mm}$ 以内であればレールの接触点はレール軸芯位置から変化しないことが推定された。また、車輪踏面が凹形状に摩耗した車輪（凹摩車輪）であっても輪軸の横移動量が中正位置から $\pm 5\text{mm}$ 以内であれば、車輪の標準断面形状の有効踏面勾配 $\gamma_e=0.025$ をほぼ保つことが谷藤らによって明らかにされている [111]。この仮定のもとに、輪軸が中正位置から 5mm 横移動したと仮定した時の軸芯位置での車輪直径差に基づくすべり率(S)を算出した。その結果、 $S=0.014\%$ が得られた。一方、試作した試験機のすべり率は歯車の組み合わせによって試験片取り付け軸の回転数が定まる。そのた

め、公称すべり率 $S=0\%$ の場合は設計上 0.01% のすべり率が作用する。そこで、この実験では実使用レールとすべり率がほぼ同じ水準となる $S=0\%$ (公称値) を試験条件として選定した。

4.4.1.2 接触圧力の設定値検討

Hertz 接触圧力 ($P_{\max.}$) については、以下の検討に基づいて次の 4 水準とした。

a. $P_{\max.}=0.6\text{GPa}$

この値は、摩耗したレールと摩耗した車輪を接触させた時の Hertz 接触圧力を与えることを目的として設定した。この接触圧力を求めるにあたって採用した摩耗レールの形状は、第 2 章で測定を行った新幹線レールの断面形状を採用した。一方、摩耗車輪の形状は新幹線における車両走行試験 [111] で測定された車輪踏面が凹摩耗した新幹線円錐車輪の形状を採用した。このような条件設定において、輪重を $W=78.4\text{kN}$ と仮定して両者を正規接触させて算出した Hertz 接触圧力に近い値として $P_{\max.}=0.6\text{GPa}$ を採用した。

b. $P_{\max.}=0.9\text{GPa}$

この値は、標準断面形状のレールと車輪を正規接触させた時の Hertz 接触圧力を与えることを目的として設定した。レール形状は標準断面の JIS 60kg レール、車輪形状は標準断面の新幹線円錐車輪 (踏面勾配: $1/40$, 直径: 910mm) を採用した。このような条件設定において、輪重を $W=78.4\text{kN}$ と仮定して両者を正規接触させて算出した Hertz 接触圧力に近い値として $P_{\max.}=0.9\text{GPa}$ を採用した。

c. $P_{\max.}=1.2\text{GPa}$

列車走行中、種々の影響を受けて輪重は変動を生じる。杉山らによれば、新幹線の溶接部を通過する際の輪重変動は静止輪重の 2 倍程度の増加が見込まれ、ある程度の頻度で発生することである [127]。また、Hertz 接触圧力の輪重変動に対する特性は、次式で表されることを示している。

$$P_{\max.} \propto W^{1/3} \quad (4.2)$$

以上のことから上記 a 項で仮定した輪重 (W) が 2 倍増加するとして, その場合の Hertz 接触圧力を式 (4.2) から求めると $P_{\max}=1.13\text{GPa}$ となる. さらに輪重 (W) が 3 倍まで増加すると仮定すると $P_{\max}=1.29\text{GPa}$ となる. 杉山らは輪重変動が極端に大きい場合は数倍程度まで増加することがあることも記している [127]. この文献を基に, 本研究ではそれらの平均値に近い $P_{\max}=1.20\text{GPa}$ を採用することにした. なお, ここで採用した値は, 輪重 (W) が 2.4 倍増加した場合に相当する.

d. $P_{\max}=1.4\text{GPa}$

951 形新幹線試験電車が試験走行した時に発生した時に記録された輪重の中に輪重 (W) = 294kN の著大輪重が認められる [128], [129] によれば, 輪重 (W) = 294kN の時の Hertz 接触圧力は式 (4.2) から $P_{\max}=1.42\text{GPa}$ と計算される. そこで, 本研究ではそれに近い $P_{\max}=1.40\text{GPa}$ を採用することにした.

4.4.2 実験条件

表 4.4 に実験条件を示す. すべり率および Hertz 接触圧力は, 上述の 4.4.1 項で検討した結果を適用した.

Table 4.4 Experimental condition.

Test piece No.	Maximam hertzian contact pressure	Slip ratio (nominal)	Test speed	Acumulated revolution number	Lubrication condition
	(MPa)	(%)	(rpm)	(Number of times)	
06R	0.6	0	860	2.50×10^7	Without liburication in the atmosphere
09R	0.9	0	860	2.50×10^7	
12R	1.2	0	860	2.50×10^7	
14R	1.4	0	860	1.78×10^7	

Hertz 接触圧力を与えるための荷重は, 式 (4.3) [130] によって求めた.

$$P_{\max} = \sqrt{\frac{PEN}{l}} \quad (4.3)$$

ここで、 P :荷重、 l :転がり接触面幅、 $E=E_1=E_2$ (縦弾性係数)、 $N=(1/r_1)+(1/r_2)$ 、
 E_1 :車輪相当試験片の縦弾性係数、 E_2 :レール相当試験片の縦弾性係数、
 r_1 :車輪相当試験片の半径、 r_2 :レール相当試験片の半径

すべり率 $S=0\%$ (公称値) では、4.4.1 項で述べたように、試験機の構造上から $S=0.01\%$ が付与される。そのため、可動アームに取り付けられた試験片の速度が試験機ベッド側に取り付けられた試験片よりも 0.01% 速くなる。そこで、試験片の取り付け位置は、車輪相当試験片を可動アーム側、レール相当試験片を試験機ベッド側に取り付けるように決定した。その理由は次による。シェリング損傷は、第 1 章で述べたように列車が高速度で走行する区間に多く発生する傾向がある。このような区間で列車は速度を維持するため、列車は車輪に駆動力を与えた状態で走行している。これを鉄道の分野では力行状態と呼ぶ。このような状態を模擬するため、車輪相当試験片の回転速度がレール相当試験片に対して僅かに高くなるように取り付けることにした。試験終了時の繰返し数は、新幹線においてシェリング損傷が顕在化する累積通過トン数が概ね 200MGT である [131] ことから、これを新幹線電車の平均軸重 156.8kN と仮定して接触繰返し数に換算すると 1.25×10^7 回となる。そこで、本研究では試験の終了繰返し数を 2.5×10^7 回を目標とした苛酷条件とすることにした。

上述のように試験条件を設定した後、次の手順で試験を行った。試験開始直後の試験片の片あたりを防止するため、試験開始初期においてなじみ運転を行った。その方法は次のとおりである。まず、試験機が停止している状態で 490N の荷重を負荷した後、試験速度である 860rpm まで速やかに増速した。次に、累積回転数が 2×10^3 回に達した時点で荷重を設定荷重の $1/2$ まで増加し、さらに、累積回転数が 1×10^4 回に達した時点で表 4.4 に示した設定荷重を付与した。以降、累積回転数が 2.5×10^7 回に達した時点で試験を終了とした。このような操作を Hertz 接触圧力毎に実施した。試験は、試験片 14R を除いて予定した累積回転数 2.5×10^7 回で終了した。試験片 14R については、試験片取り付け軸にフレッティングが発生したため、試験片取り付け軸の折損を防止するために 1.8×10^7 回で試験を終了した。

4.4.3 実験結果

4.4.3.1 試験片の外観

図 4.5 に試験片の外観を示す．左側が車輪相当試験片，右側がレール相当試験片である．レールおよび車輪相当試験片の転がり接触面は，いずれの接触圧力においても茶褐色に変色している．変色の程度は，目視観察からは大きな違いが認められない．

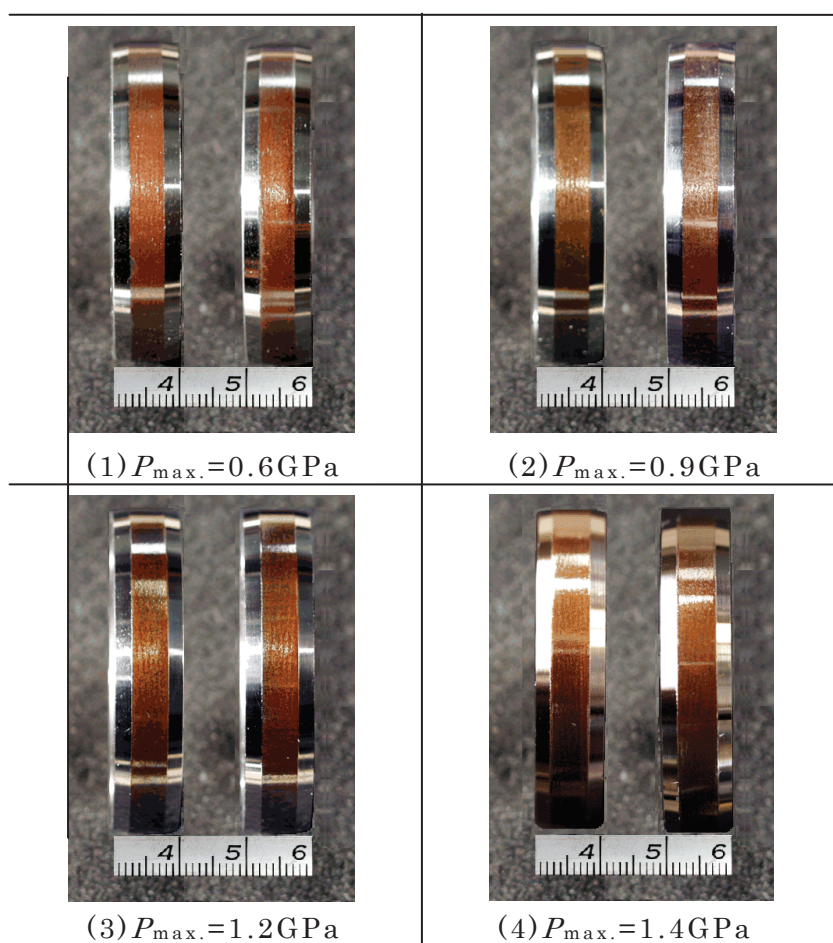


Fig.4.5 Appearance of the rolling contact surface in each test piece. Left side of the each photograph is a test piece corresponding to wheel and right side of the each photograph is test piece corresponding to rail.

4.4.3.2 転がり接触面の表面状態

図 4.6 に走査型電子顕微鏡 (SEM) によるレール相当試験片の転がり接触面の観察結果を示す。いずれの試験片にも程度の差はあるが、円周方向の Groove (溝状の凹み) および表面き裂が所々に認められる。特に、試験片 14R には実使用レールに発生する山形シェリング損傷の外観に似た表面き裂が認められた。

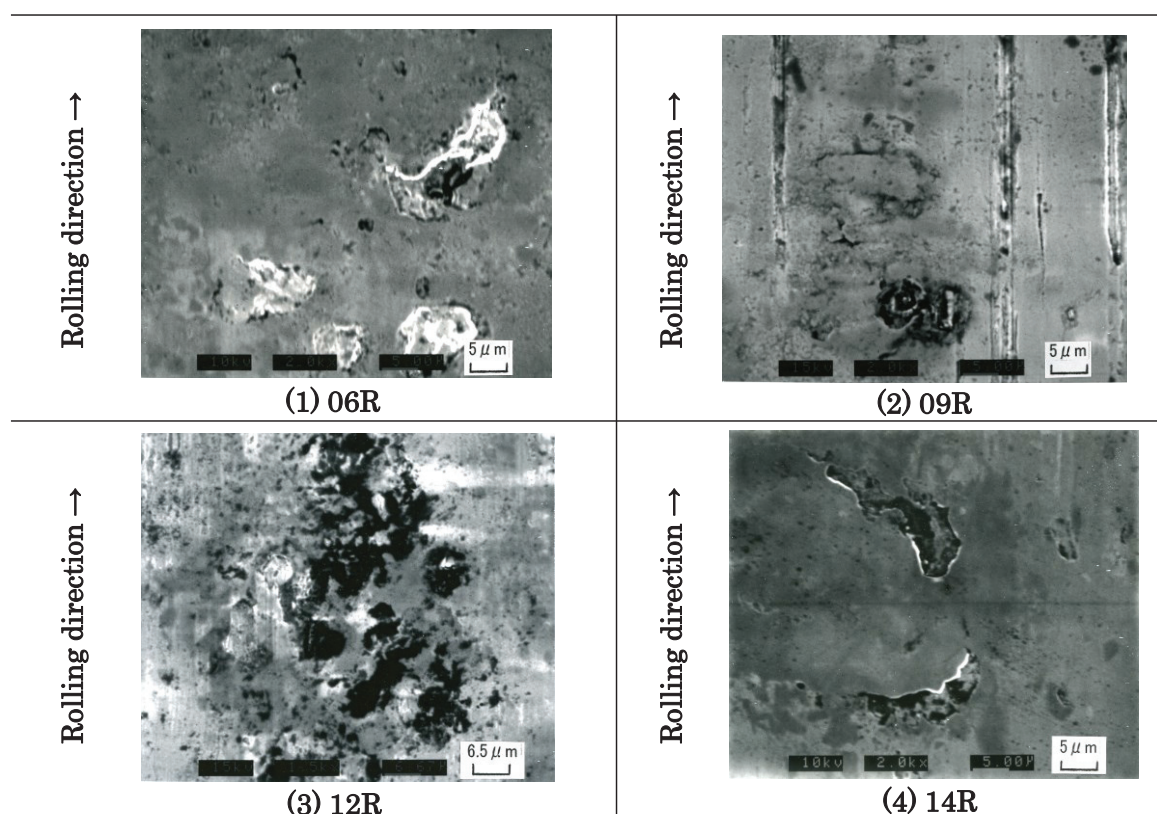


Fig.4.6 Observation result of rolling contact surface of specimen corresponding to rail by scanning electron microscope.

4.4.3.3 表面粗さ

a. 試験前

図 4.7 に試験前の試験片の転がり接触面の外観と転がり接触面の粗さ測定結果の一例を示す。観察・測定には、レーザフォーカス粗さ計を用いた。表面粗

さは、当初狙い値の $Ra=0.2\mu\text{m}$ を満足していることを確認した。

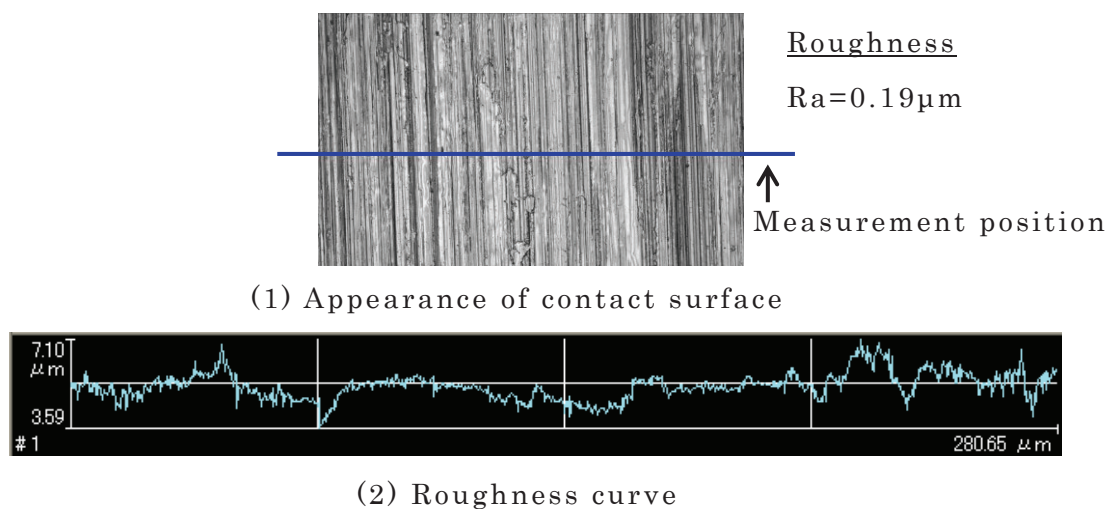


Fig.4.7 Appearance and surface roughness on cross-section of the rolling contact surface of the unused test specimen. The surface roughness of the test piece was measured by a laser measurement system.

b. 試験後

図 4.8 に各試験片の転がり接触面の軸方向における粗さ曲線を示す。Hertz

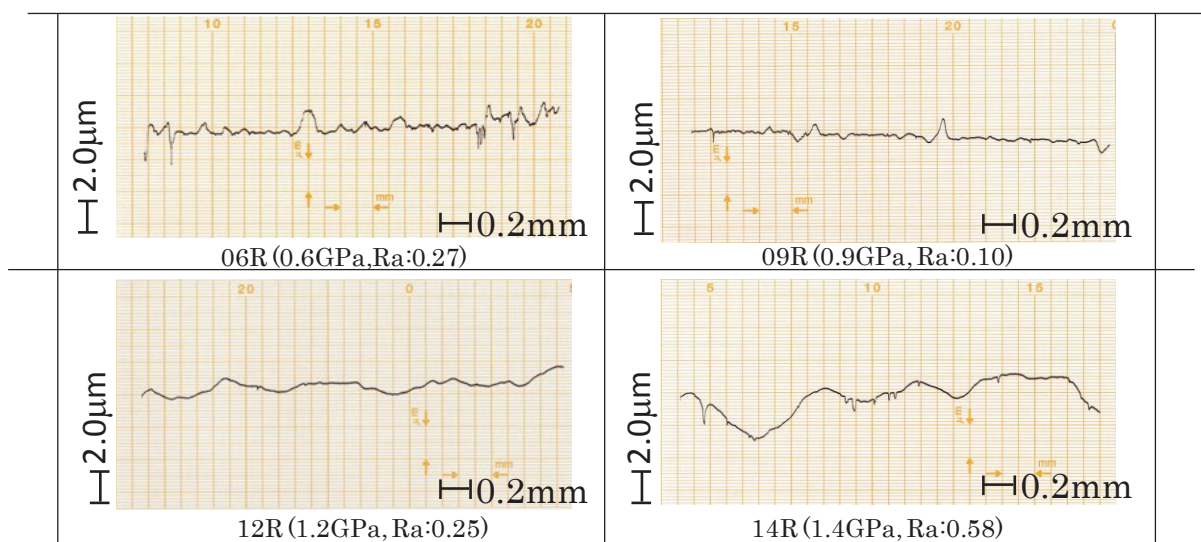


Fig.4.8 Surface roughness on cross-section of the rolling contact surface of each test piece after test.

接触圧力が高くなるにしたがって粗さ突起は摩耗あるいは変形により裁頭 (Truncation of roughness projections) されて減少し, その反対にうねりが増大する傾向を示す.

図 4.9 に Hertz 接触圧力と各試験片の表面粗さの関係を示す. 表面粗さに対する Hertz 接触圧力の影響は, 次の様に考えられる. 第 2 章で論じた Shakedown limit の観点 [112] からすると, Hertz 接触圧力が 0.9GPa までは試験片に塑性変形が生じないと推定される. そのため, 試験片 06R および 09R の転がり接触面の平面性は試験片製作時の状態を保つてと考えられる. また, 表面粗さについては試験片 06R に比べて Hertz 接触圧力が高い試験片 09R の方が低下している. これは, 表面の突起が Hertz 接触圧力の増加による摩耗によって除去された結果であると考えられる. 一方, 試験片 12R および 14R の転がり接触面にはうねりが認められ, その大きさは Hertz 接触圧力の増加とともに大きくなる傾向を示す. 両者のうねりに重畳する表面粗さは非常に小さいことから, 表面粗さの値はうねりによって支配されていると考えられる. このうねりの成因は次のように推定される. 両試験片には素材の Shakedown limit を越える Hertz 接触圧力が負荷されていることから, 材料の僅かな硬さの違いあるいは接触面の微少突起が裁頭されて脱落した破片が転がり接触時に踏み込まれるなどによって局部的に塑性変形が生じ, それを機に試験片の円周方向に Groove (溝状の凹み) が形成されたことが推定される.

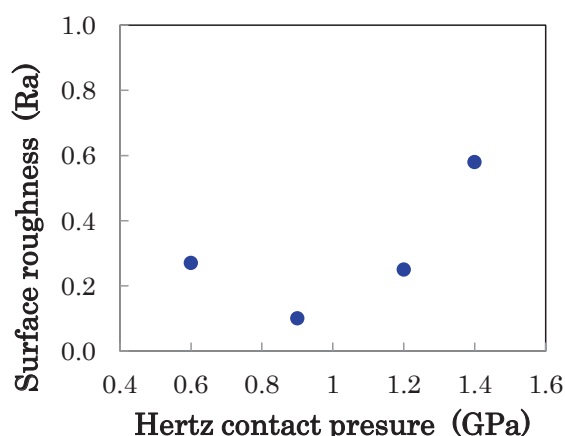


Fig.4.9 Effect of Hertz contact pressure on the surface roughness of the rolling contact surface in cross-section of the test pieces.

4.4.3.4 転がり接触面表層部の金属組織

a. 観察位置

図 4.10 に金属組織の観察位置を示す。金属組織観察は、次のように行った。図示の位置から試料を採取し、先ず転がり接触面中心位置の RD 断面を鏡面に研磨した。次に、3%硝酸アルコール溶液（3%ナイトール溶液）により腐食を行って金属組織を現出し、金属光学顕微鏡を用いて観察を行った。以降において試験片の金属組織観察を行う場合は、試料採取位置、試料調整、観察手順および観察方法ともにここで示した方法と同じとした。

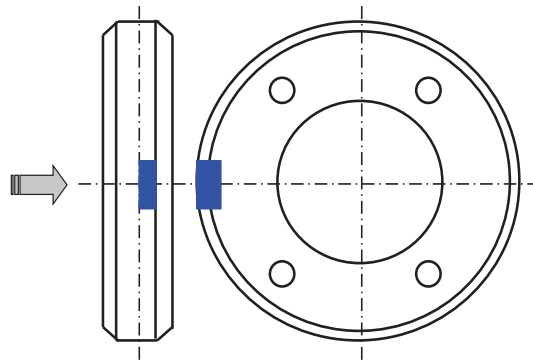


Fig.4.10 Observation position of the metallographic structure in each test piece.

b. 観察結果

図 4.11 に金属組織の観察結果を示す。いずれの試験片も表面付近の金属組織はパーライト組織のラメラ構造が明瞭に認められ、組織的な観点からは変形を受けた形跡が認められない。転がり接触面の表層部において Hertz 接触圧力の影響は認められない。なお、金属組織観察を行った範囲においては表面き裂の存在は認められなかった。

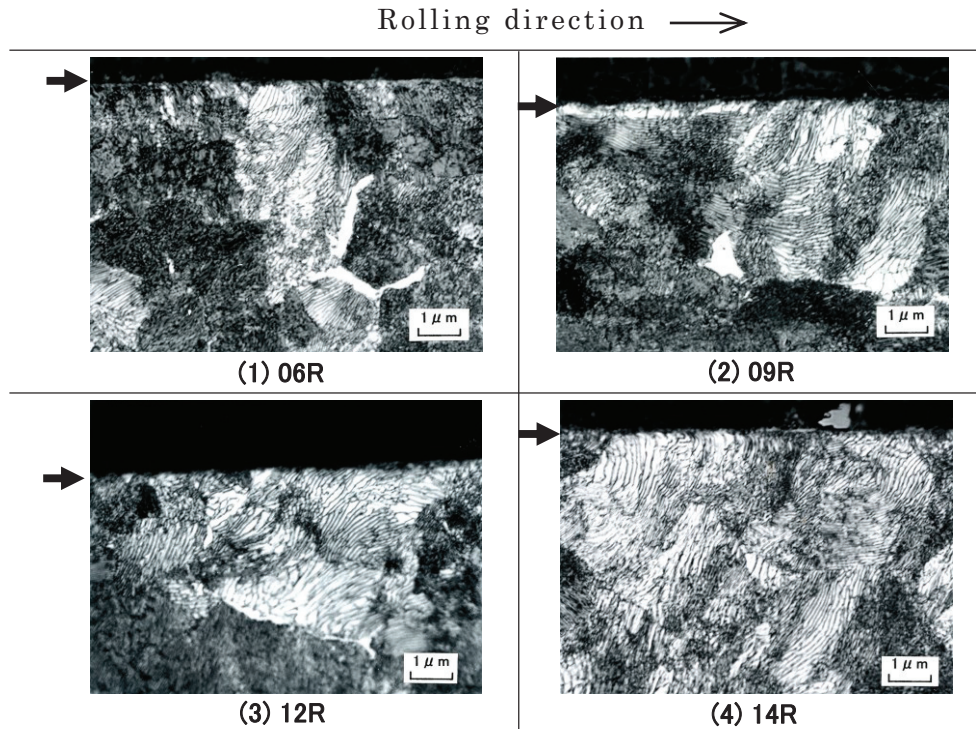


Fig. 4.11 Metallographic observation in each test piece. The arrows in figure show the surface level.

4.4.3.5 転がり接触面表層部の結晶配向状態

a. X線回折逆極点図測定

X線回折逆極点図測定は、測定基準とする無方向性標準試料（ランダムサンプル）と測定対象とする試料の $\{hkl\}$ 結晶面のX線回折強度を測定し、測定対象回折面の配向度を軸密度によって表すものである。軸密度とは、基準試料の回折強度（ I_R ）と測定対象試料の回折強度（ I_T ）の比であり、次式で定義される。

$$\{hkl\}\text{軸密度} = I_T / I_R \quad (4.4)$$

b. 試験片採取位置

図 4.12 に X線逆極点図測定用試料の採取位置を示す。なお、試験片に設定した参照軸は上述した 4.2.3 項の図 4.4 に示した設定軸と同じとした。試料の寸法は、RD 方向の長さ(10mm)×TD 方向の長さ(10mm)×試料の厚さ(9mm)とした。

c. X線測定条件

測定装置および測定条件は，第3章で実施した実使用レールの測定条件と同じとした．ただし，X線照射面積は転がり接触試験片の接触面幅が5mmであることからRD方向の長さ(10mm)×TD方向の長さ(5mm)とした．そのため、測定基準試料としたランダムサンプルのX線照射面積も試料と同様にRD方向の長さ(10mm)×TD方向の長さ(5mm)とした．

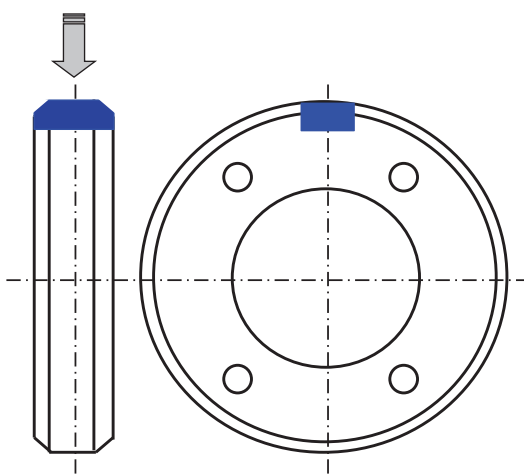


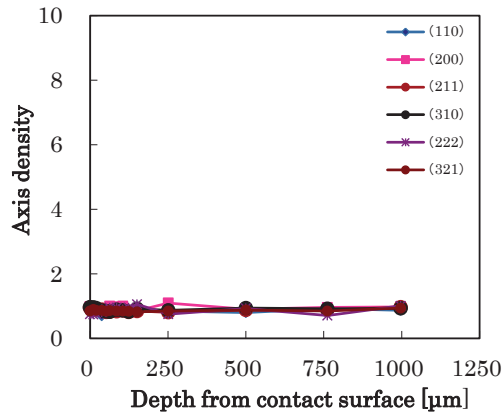
Fig.4.12 Sampling position of the test specimen with X-ray diffraction inverse pole figure measurement.

d. 測定手順

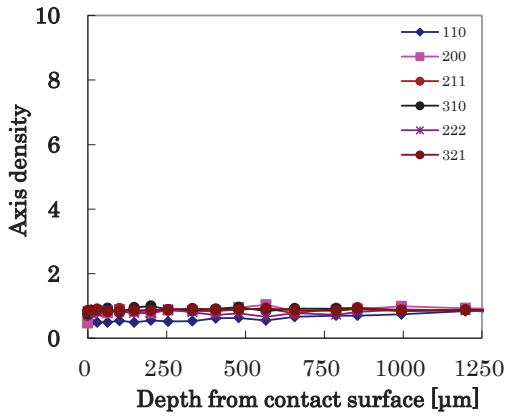
試験片の測定手順は，第3章で実施した実使用レールの測定手順と同じとした．なお，実使用レールでは測定深さを予め定めておいたが，転がり試験片では軸密度の変化する深さが実使用レールに比べてかなり浅いことが想定されたことから，測定値の変化をグラフにプロットしながらその都度に設定することにした．以降，試験片のX線回折逆極点図測定を行う場合は，試料採取位置，試料調整、X線回折装置、X線回折条件および測定手順ともにここで示した方法と同じとした．

e. 測定結果

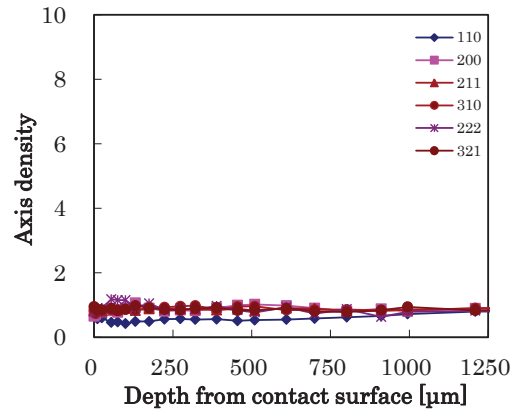
図4.13に試験片の各軸密度の深さ方向における変化曲線を示す．未使用新品試験片では，深さ方向における各方位における軸密度の値に変化はほとんど認



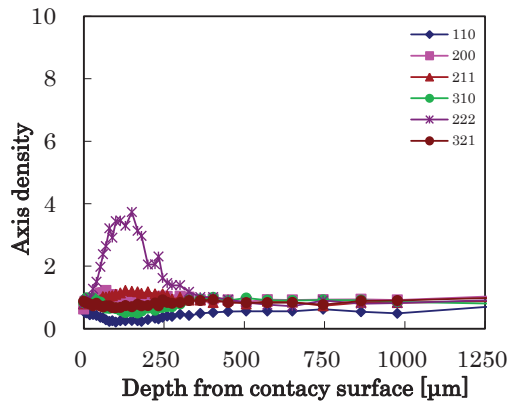
(1) Unused test specimen



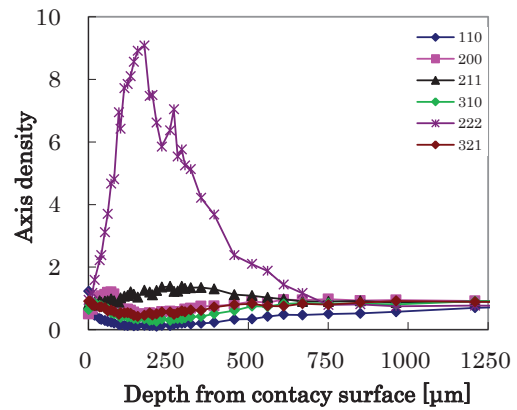
(2) 06R



(3) 09R



(4) 12R



(5) 14R

Fig.4.13 Changes in the depth direction of the axis density in each sample with the depth of measurement for each of the crystallographic axes 110, 100, 211, 310, 111 and 321.

められず、いずれも 1 に近い値を示している。試験片 06R では、新品未使用の試験片と同様に各方位の軸密度は深さ方向においてほとんど変化は認められず、いずれも 1 に近い値を示す。試験片 09R も 06R とほぼ同様に各方位の軸密度は深さ方向においてほとんど変化が認められず、いずれも 1 に近い値を示す。これらに対して、試験片 12R および 14R は、図 4.34 に示した実使用レールの測定結果と同様に、111 軸密度が最も敏感に深さ方向における変化を示している。変化の程度は試験片 12R に比べてより Hertz 接触圧力の高い 14R の方が大きい。

これらのことから、111 軸密度の変化曲線に着目して比較を行った。図 4.14 に各試験片の 111 軸密度の深さ方向における測定結果を抽出した結果を示す。未使用新品試験片および試験片 06R では、深さ方向における軸密度の値に変化はほとんど認められず、いずれも 1 に近い値を示している。また、試験片 09R については深さ $100\ \mu\text{m}$ において試験片 06R に比べて僅かではあるが変化が認められるものの、それ以外の領域ではほとんど変化は認められず、軸密度の値はいずれの深さにおいてもほぼ 1 に近い値を示している。これらに対して、試験片 12R および 14R は深さ方向に特徴的な変化を示す。両者の軸密度は、表面から急激に増加してピークを形成する。ピークの軸密度の値は、試験片 12R に比べて 14R の方が遙かに高い。両試験片ともにピーク形成後は軸密度が減少に転

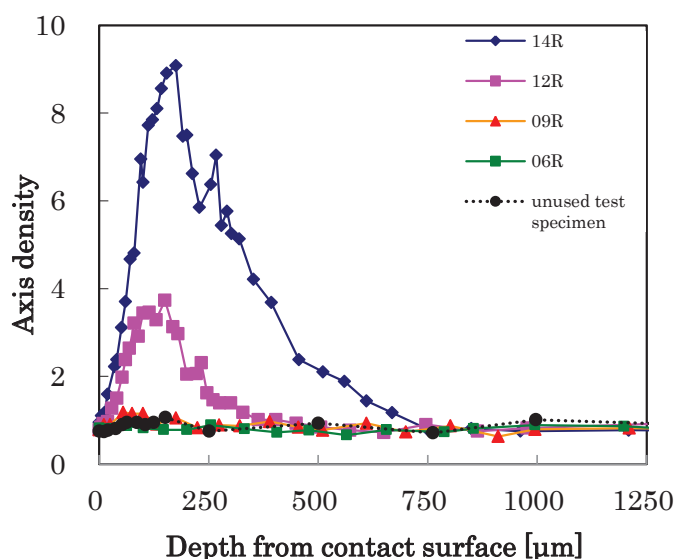


Fig. 4.14 Comparison of changes in the depth direction of 111 the axis density measured in each specimen.

じ、軸密度が減少する途中でその低下度の違いによって形成された肩部が認められる。その程度は試験片 12R に比べて Hertz 接触圧力の高い 14R の方が著しい。一方、深さの増加とともに軸密度 1 に収斂する深さについては、試験片 12R が約 $350\ \mu\text{m}$ 、試験片 14R では $750\ \mu\text{m}$ となる。Hertz 接触圧力の高い方が深くまで転がり接触の影響が及ぶことが明らかになった。

軸密度の深さ方向における変化が認められたことから、塑性変形の程度を知るため、試験片の深さ方向における硬さ分布を測定した。図 4.15 に測定結果を示す。試験片 06R および 09R とともに、深さ方向における硬さの変化はほとんど認められない。これに対して、試験片 12R および 14R は深さの増加とともに硬さ値が増加し、ピークを迎えた後、減少に転じて素材の硬さに収斂する。硬さのピーク値および硬さが増化する深さは、試験片 12R よりも Hertz 接触圧力の高い試験片 14R の方が大きくそして深い。なお、断面硬さは 4.4.3.4 項の金属組織観察に用いた試料の観察面を再度鏡面研磨した後、ビッカース硬さ計を用いて荷重 0.098N で測定を行った。

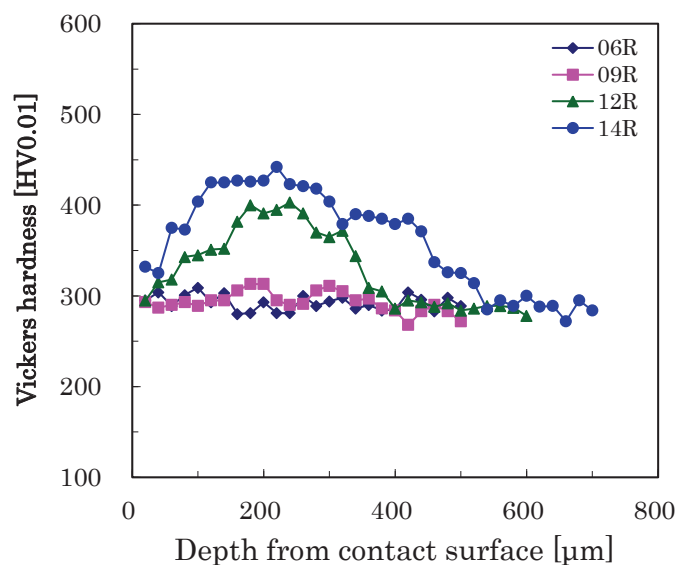


Fig.4.15 Vickers hardness variation with depth below rolling contact surface of each test piece.

上述の様に、Hertz 接触圧力の違いによって軸密度および断面硬さ分布が深さ方向に特徴的な変化を示すことから、最大せん断応力との関連について調べ

た. 図 4.16 に各試験の深さ方向におけるせん断応力分布を示す. 最大せん断応力 $\tau_{st,max}$ は主応力の差の最大値から求めた [132]. 軸密度および断面硬さ分布のピークが形成される深さは, いずれも最大せん断応力位置 $y_{st,max}$ と概ね一致する. 軸密度および断面硬さのピーク位置へ影響を及ぼす要因は, 試験片 14R の累積回転数が試験片 12R に比べて約 8×10^6 回少ないことから, 接触繰り返し数ではなく Hertz 接触圧力に依存すると考えられる.

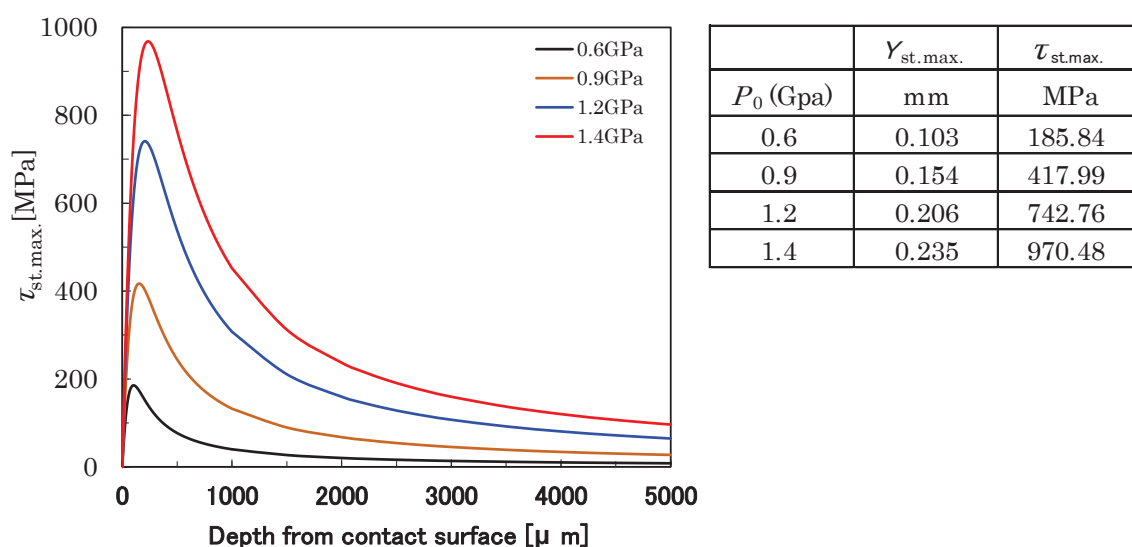


Fig.4.16 Maximum shear stress ($\tau_{st,max}$) variation with depth below rolling contact surface.

4.4.3.6 転がり接触面表層部の局所方位解析

a. EBSD 測定

SEM-EBSD により試験片の転がり接触面表層の局所方位解析を行った. EBSD 測定は, 電子線が試料に照射された時に試料が厚い場合に無視できなくなる非弾性散乱波の結晶格子面に付随した回折現象によって生じる菊池線パターンを利用して, 結晶方位を解析する測定方法である.

b. 測定位置および試料調整

図 4.17 に EBSD 測定位置を示す. EBSD 測定の測定対象面は, 転がり接触面の軸方向断面における中心位置の表面を含む RD 断面とした. 試験片の参照軸は,

4.3.4項の図4.4に示したものと同一にした。EBSD測定は、次のように行った。図示の位置から試料を採取し、観察対象面を鏡面に仕上げるため S_1C 研磨紙を用いて湿式で研磨を行った。その後、粒度 $1\mu m$ のダイヤモンド研磨剤を用いて鏡面に仕上げた。さらに、観察表層の試料調整時の加工ひずみを取り除くためにコロイダルシリカを用いて化学・機械研磨を行った。このように調整した試料をFE-SEM内で測定した。

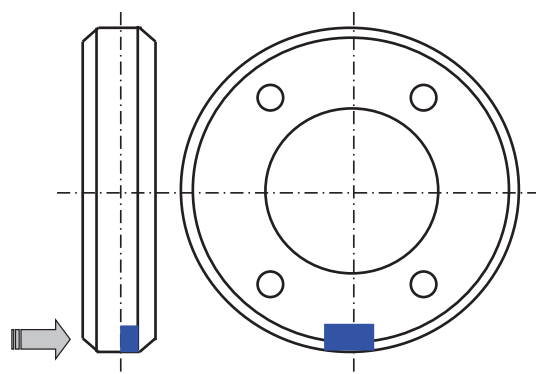


Fig.4.17 Measurement position of the EBSD in each test piece. The arrow in figure indicates the direction of observation.

c. 測定条件

EBSD測定には、FE-SEM(Field emission type scanning electron microscope)を用いた。測定により得られたデータの解析は、TexSEM Lab.社製OIM™(Orientation Imaging Microscope)解析ソフト[133]を用いた。測定条件は、加速電圧25kV、走査ステップ幅500nmとした。高倍率観察を行う場合は必要に応じて操作ステップ幅を短くした。また、本解析では、実使用レールの測定と同様に、前出4.3.4項の図4.4に示したと同じ参照軸を設定した。参照軸は、試験片の転がり接触面法線方向をND、試験片回転方向をRD、試験片軸方向断面をTDとした。なお、OIM解析における方位差角の許容角度範囲は特に与えずにオリジナルデータをマッピングした。ただし、結晶粒界解析を行う場合は解析ソフトに搭載されたGrain Dilation法を用いてクリーンアップ処理を行った[133]。クリーンアップ処理を行った場合のデータ処理設定条件は、実施した全ての処理においてTolerance angleを 5° 、Minimum grain sizeを2に統一

した。以降，他の条件で試験を行った試験片の EBSD 測定を行う場合，試料採取位置，試料調整，測定装置および EBSD 測定条件は，ここで示したものと同じにした。ただし，測定倍率および走査ステップ幅については必要に応じて変えた。

d. 結晶方位像分布図 (Orientation image map)

図 4.18 に各試験片の結晶方位像分布図 (Orientation Image map) を示す。図中には結晶方位を特定するためのカラーキーを付記した。結晶方位像分布図は，いずれも転がり接触面の軸方向中央位置における表面を含む RD 断面において測定した ND 面方位である。また，比較材として未使用新品レールの軸芯位置の列車進行方向断面で測定した ND 面方位を付記した。未使用新品レールは第 3 章で解析対象とした来線レールの比較材として用いたレールである。

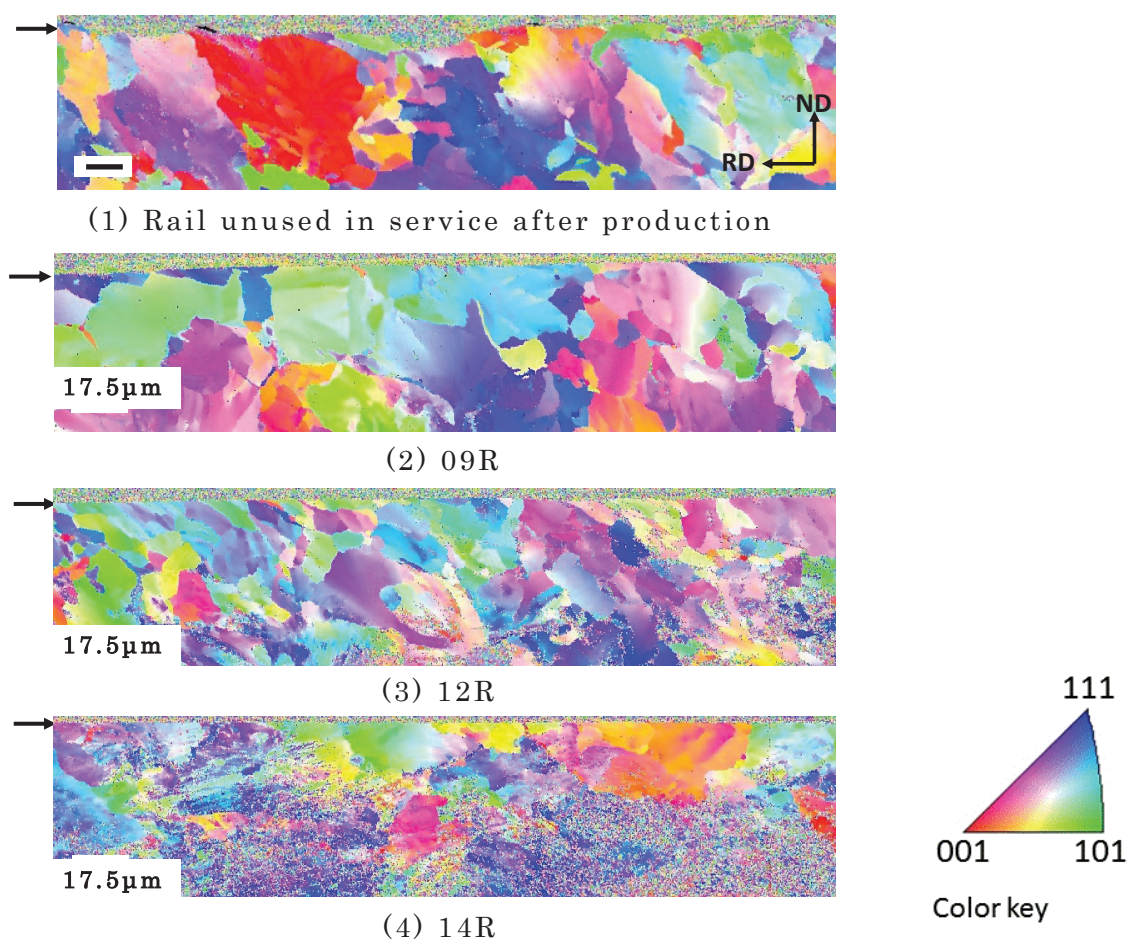


Fig.4.18 Orientation image maps of each specimen. The arrow in figure shows the surface level. Note the color key in figure.

図 4.19 に逆極点図 (Inverse Pole Figure)を示す. この逆極点図は, 結晶方位像分布を構成するデータを使用して OIM™により再構築したものである. また, 比較材として未使用新品レールの軸芯位置の列車進行方向断面で測定した ND 面方位を示す. この未使用新品レールは第 3 章で述べた在来線レールの比較材として用いたものと同じレールである.

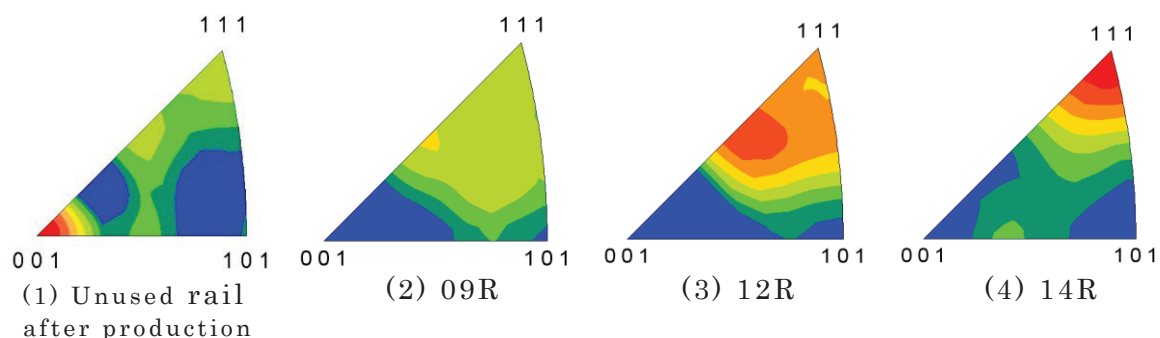


Fig.4.19 Comparison of the inverse pole figure in each of the test specimen.

未使用新品レールの結晶方位像分布図には, カラーキーから参照される特定の色で占められる領域が認められない. ただし, 図 4.19 に示した逆極点図の 100 軸頂点に軸密度の最大値が見られることから, $\{100\}$ 結晶面が配向していることが確認される. この結果は, 次のように考えられる. 図 4.13 で示した X 線逆極点図測定の結果によれば, 未使用新品レールの深さ方向における各軸方位の軸密度曲線に変化は認められない. また, 軸密度の値はいずれの深さにおいてもほぼ 1 を示していることから, 測定基準としたランダムサンプルと同じ無方向性度を持つ. さらに, 試料の採取を行ったレールは熱間圧延によって製造された普通レールである. 以上のことから, レール頭頂面に平行に配向した α -Fe 結晶の 100 面が測定領域内に偶然存在したことが原因と考えられる.

一方, 転がり接触試験片のうちの試験片 09R については, カラーキーから参照される特定の色で占められる領域が結晶方位像分布図中に認められない. また, 図 4.19 に示した逆極点図にも軸密度の高いところは認められない. これらの結果から, 試験片 09R は結晶配向を起こすほどの影響を受けていないと推定される. これに対して, 試験片 12R の結晶方位像分布図にはカラーキーから参照される 111 に近い配色の結晶粒子の占める割合が試験片 09R に比べて多い.

また, 図 4.19 に示した逆極点図には 100 軸頂点と 111 軸頂点の中間に位置する 112 軸密度が高い領域が認められる. 試験片 14R の結晶方位像分布図の大半の領域は, カラーキーから参照される 111 に近い配色の結晶粒子で占められている. また, 図 4.19 に示した逆極点図においても 111 軸頂点に軸密度の最大値が認められる.

結晶方位像分布図からは, 結晶粒子の寸法や形状等に関する形態情報も得られる. 未使用新品レールの構成粒子は粗粒である. また, 試験片 09R も未使用新品レールと同様の大きさの粗粒から構成されている. これらに対して, 試験片 12R では結晶粒子が全体的に細粒化しており, 特に表面下 $30\mu\text{m}$ 深さ付近の領域に微細な結晶粒子が点在している. さらに, 試験片 14R は表面から約 $20\mu\text{m}$ 深さまでの領域に存在する結晶粒子は粗粒であるが, それより深い領域では試験片 12R に認められたものと同様の微細な結晶粒子がそのほとんどを占めている.

Hertz 接触圧力をパラメータにした転がり接触試験片の結晶方位像分布図を比較した結果, 粗粒で構成される未使用新品の試験片が転がり接触の繰り返し負荷を受けることによって表面付近に存在する結晶粒に対してではなく, 表面下の結晶粒を細粒化するとともに $\{111\}$ 結晶面が試験片の転がり接触面に平行に配向することが判明した.

e. 回折線品質像分布図 (Image quality map)

回折線品質像分布図は, 解析領域の各測定点において検出された菊池線の鮮明度を濃淡で表す. すなわち菊池線が鮮明な測定点ほど輝度が高く明るく表示され, 不鮮明なほど暗く表示される. 回折線品質が低いということは結晶中に何らかの不完全性, すなわちひずみもしくは転位が集積している可能性を示している. 図 4.20 に未使用新品レールおよび各試験片の回折線品質像分布図を示す. 未使用新品レールの回折線品質像分布図は, 全体的に明暗の差がそれほどなく比較的明るい. また, 各結晶粒子は比較的明瞭に認められる黒色の線分すなわち結晶粒界によって囲まれている. 試験片 09R の回折線品質像分布図も未使用新品レールと異なるような傾向は特に認められない. これらに対して, 試験片 12R および 14R の回折線品質像分布図の様相は異なる. 試験片 12R の表面

下約 $30\ \mu\text{m}$ より深い領域には部分的に画像が不鮮明な場所が見受けられ、他の部分よりも明度が低い。このような明度が低く暗く見える領域は結晶方位像分布図において結晶粒子が細粒化している部分とほぼ一致する。試験片 14R の表面下の回折線品質像分布図では、表層下に見られる不鮮明で暗く見える画像の領域が試験片 12R よりも増大しており、その領域の明度はまだらである。また、そのような不鮮明な暗い部分は表層直下にも所々に認められる。未使用新品試験片における明度の比較的高い領域は、 1.2GPa および 1.4GPa の Hertz 接触圧力が繰り返し負荷されたことによって、不均一に暗く不鮮明化するとともに微細に分割された。また、その程度は負荷された Hertz 接触圧力の大きさにした

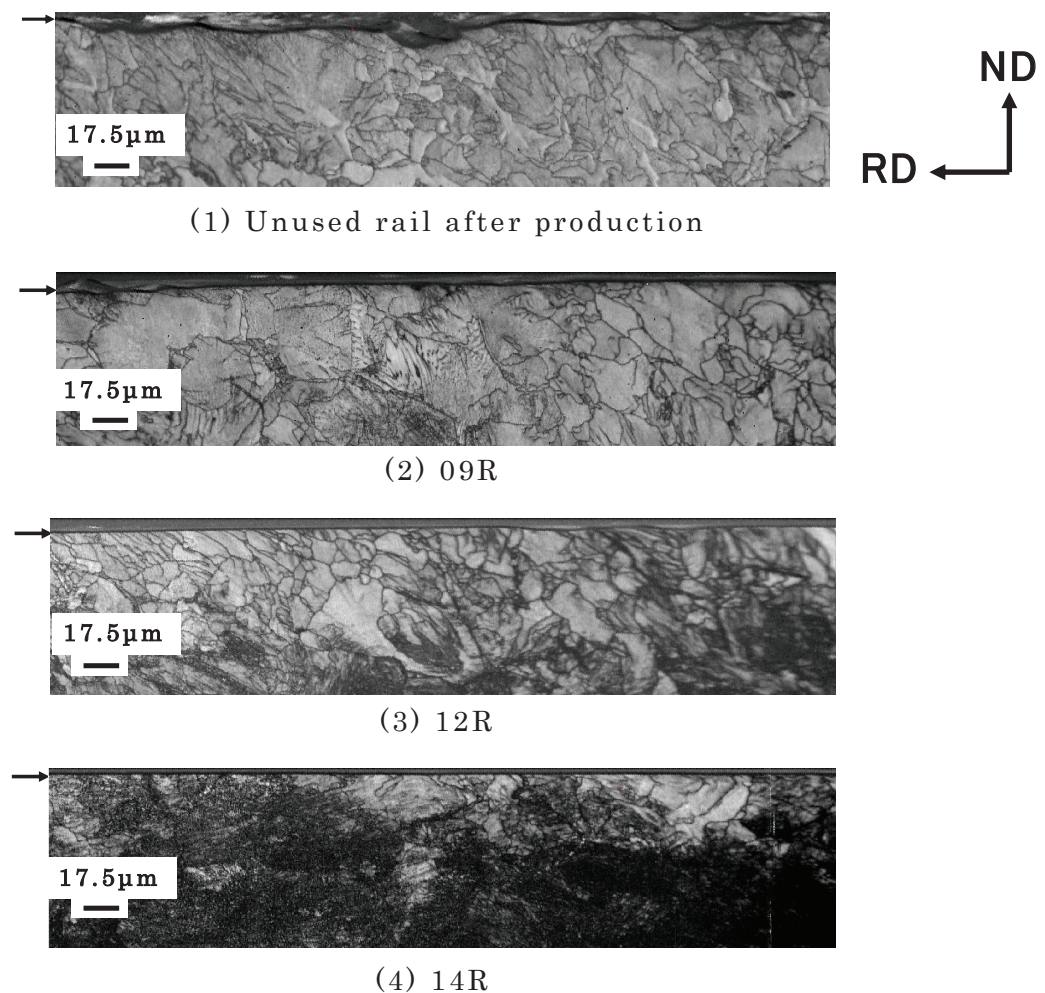


Fig. 4.20 Image quality maps of each specimen. The arrow in figure shows the surface level.

がっている。

回折線品質像分布図の鮮明度および明度の情報から、Hertz 接触圧力の繰り返し負荷によってひずみの不均一な蓄積が生じるとともに結晶粒の細粒化が招来されることが明らかになった。

f. 粒界長さ (Boundary length)

転がり接触の繰り返し負荷を受けて結晶粒子が細粒化することが明らかになった。そこで、細粒化の程度を定量的に表すため、結晶粒界情報のうちの粒界長さに着目した。一般的に結晶粒界は転移などの欠陥が集積し易いことから材料の弱点箇所とされる。そのため、粒界長さが結晶粒の細粒化度を定量的に表す指標として、また破壊に対する指標としても使用できるのではないかと考えた。

結晶粒界は、結晶方位像分布図を求める際に採取したデータを使用して Misorientation angle を 2~5 度および 15 度以上の 2 水準に設定して粒界マップ (Boundary map) を再構築した。本研究では、前者を低角粒界 (Low angle grain boundary)、後者を高角粒界 (High angle grain boundary) とすることにした。木村によれば、前者は転移配列としてみなすことができ粒内との間にはっきりした境界がないこと、後者の厚さは粒界の両側に 1 原子層あることから実用材で粒界破壊を起こすのは高角粒界であると指摘している [134]。

粒界マップの再構築にあたっては、解析ソフトに搭載された Grain Dilation 法を用いてクリーンアップ処理を行った。クリーンアップ処理の設定条件は、第 3 章の 3.3.3 項で述べた条件と同じにした。粒界長さは、単位面積あたりに含まれる粒界の長さとして定義することにした。本研究では円筒型試験片を用いたことから RD 断面の表面は曲率を持つ。そのため、粒界長さ計測領域を設定するため表層を最小限除去して解析対象面を矩形にした。また、回折線品質像分布図を見ると表層と内部で結晶粒子の大きさが大きく異なり、さらに明度も場所によって異なっている。そこで、先ず図示のように測定範囲を定めて、それらの領域に含まれる粒界の長さを求めた。次に、各領域において求めた粒界長さを単純平均した値をその測定領域の粒界長さの代表値として用いることにした。図 4.21 に測定例として試験片 12R に設定した測定領域を示す。また、表 4.5 および表 4.6 に測定結果を示す。

Measurement area of surface layer : width $34.9\mu\text{m}$ \times depth $30\mu\text{m}$, 6 places

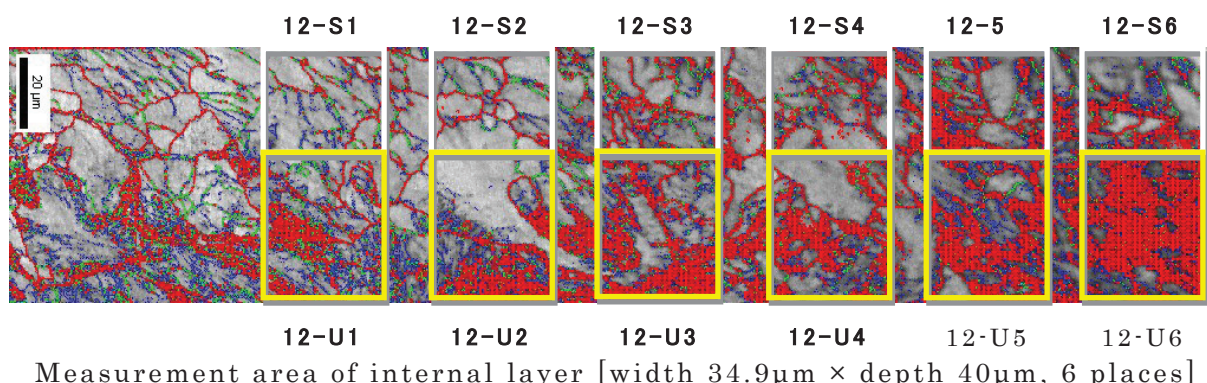


Fig.4.21 Schematic of grain boundary length measurement area.

Table 4.5 Measurement results in the surface layer.

Misorientation angle (degree)	12-S1 μm	12-S2 μm	12-S3 μm	12-S4 μm	12-S5 μm	12-S6 μm	Ave. μm
2-5	217.7	261.0	198.3	198.3	166.0	156.8	199.7
over 15	516.7	823.6	831.4	473.4	443.4	199.5	548.0
Total	828.2	1180.0	1100.0	821.3	748.8	510.1	864.7

Table 4.6 Measurement results in internal layer.

Misorientation angle (degree)	12-U1 μm	12-U2 μm	12-U3 μm	12-U4 μm	12-U5 μm	12-U6 μm	Ave. μm
2-5	334.3	476.6	241.0	402.1	376.4	581.1	401.9
over 15	3550.0	1970.0	1450.0	1630.0	993.0	1250.0	1807.2
Total	4000.0	2580.0	1810.0	2220.0	1520.0	2250.0	2396.7

次に、図 4.22 に Hertz 接触圧力と各試験片の粒界長さの関係を示す。表面領域（表面～ $30\mu\text{m}$ 深さ）では、試験片 09R の高角粒界および低角粒界の長さは未使用新品とほとんど同じである。一方、試験片 12R および 14R は Hertz 接触圧力の増加に伴って高角粒界と低角粒界の両方の粒界長さが増加するが、両者の割合にほとんど違いは認められない。内部領域（表面下 $30\mu\text{m}$ ～ $70\mu\text{m}$ 深さ）試験片 09R の粒界長さは表面領域に比べて僅かながら増加している。これに対して、試験片 12R および 14R は高角粒界の長さが大きく増加している。一方、低角粒界の長さは、試験片 12R および 14R に僅かな増加が見られるものの両者

の値はほとんど同じである。

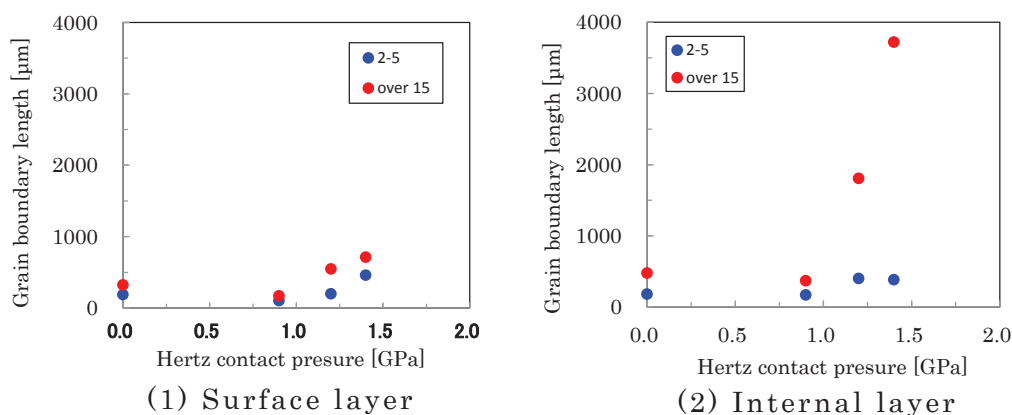


Fig.4.22 Effect of Hertz contact pressure on the grain boundary length of each test specimen.

4.4.4 負荷に対する軸密度と粒界長さの変化

4.4.4.1 試験片と実レールの深さ方向における軸密度の変化

本研究では Hertz 接触圧力をパラメータにしてすべり，潤滑および相手材の材質等の影響を極力排除した条件で実験を行い，レールを構成する材料の主に結晶粒の負荷応答挙動に着目して検討を進めてきた．室内試験で得られた結果と実使用レールの解析結果との相違を知ることは研究を進める上で重要なことであると考えた．そこで，本研究で着目した軸密度の深さ方向変化について比較を行った．

図 4.23 に軸密度の深さ方向変化と Hertz 接触圧力の関係を示す．ここで示した比較用のレールは第 3 章で取り扱った在来線の実使用レールである．また，軸密度については α -Fe 結晶の主要方位の中で変化が最も敏感であった 111 軸密度を検討対象として選定した．なお，参考として未使用新品レールの結果についても付記した．

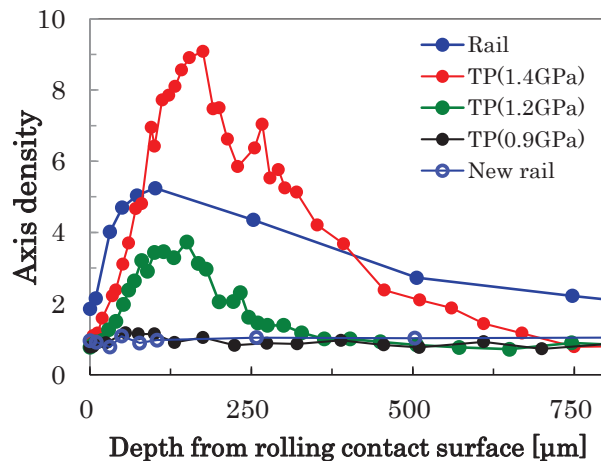


Fig.4.23 Comparison of the axis density in the test piece and the rail used in service. Note the results of the new rail as reference. Notation new rail in the figure is the meaning of the rail unused in service after production.

試験片 09R では 111 軸密度の深さ方向における変化はほとんど認められず，実使用レールの深さ方向の変化曲線と異なる傾向を示す．試験片 12R および 14R は，軸密度の値が表面から深さ方向に急速に立ち上がる傾向が実使用レールとよく似ている．しかし，ピークを過ぎて軸密度が減少に転じた後の降下傾向は試験片の方が急峻である．また，軸密度変化曲線のピーク値は試験片と実使用レールで異なるが，その深さは近い値を取る．しかし，実使用レールのピーク位置の深さは $101 \mu\text{m}$ ，試験片 12R は $114 \mu\text{m}$ ，14R では $175 \mu\text{m}$ であり，試験片と実使用レールで若干異なる．また，試験片 12R および 14R については，軸密度がピークを示す深さ以降の降下途中において軸密度が増加に転じて肩部が形成される．なお，試験片 14R の軸密度変化曲線のピーク値は実使用レールに比べて突出して大きな値を取る．

これらの結果から，室内試験によって転がり疲労試験を行う際に Hertz 接触圧力を 1.4GPa に設定すると軸密度の深さ方向における変化という観点からすると実使用レールに比べて過大な負荷を与えることが危惧される．一方，車輪とレールの標準断面同士を静的に接触させた場合に発生する Hertz 接触圧力 $P_{\text{max.}}=0.9\text{GPa}$ を負荷した場合は，軸密度の深さ方向における変化はほとんど認

められない。そのため、Hertz 接触圧力を 0.9GPa に設定すると軸密度の深さ方向における変化が実使用レールの変化傾向と乖離する。今回の実験条件の中では、Hertz 接触圧力を 1.2GPa とした場合が実使用レールの深さ方向における軸密度の応答挙動に最も近くなることが明らかになった。

4.4.4.2 軸密度と粒界長さに及ぼす Hertz 接触圧力の影響

図 4.24 に各 Hertz 接触圧力における軸密度と粒界長さの関係を示す。111 軸密度は、転がり接触の繰り返しを受けたパーライト鋼レールの結晶レベルでの負荷応答挙動を敏感に捉えていると推定される。一方、EBSD 解析から得られる粒界マップにおける粒界情報のうち、4.4.3.6(f)に示した高角粒界の長さも軸密度と同様に材料の結晶レベルにおける負荷応答挙動を比較的よくとらえていると思われた。そこで、各 Hertz 接触圧力において軸密度と高角粒界の長さを比較することにより、高角粒界の長さが転がり疲れの指標として有効であるか検証することにした。

比較は次に手順で行った。粒界長さは 4.4.3.6(f)で示したように測定領域を定めて測定を行った。そこで、ここでは各 Hertz 接触圧力で試験した試験片表面層（表面～30 μ m 深さ）と内部（表面下 30 μ m～70 μ m 深さ）の領域から得られた高角粒界長さの値と未使用新品レールの高角粒界長さの値の比をとって比較

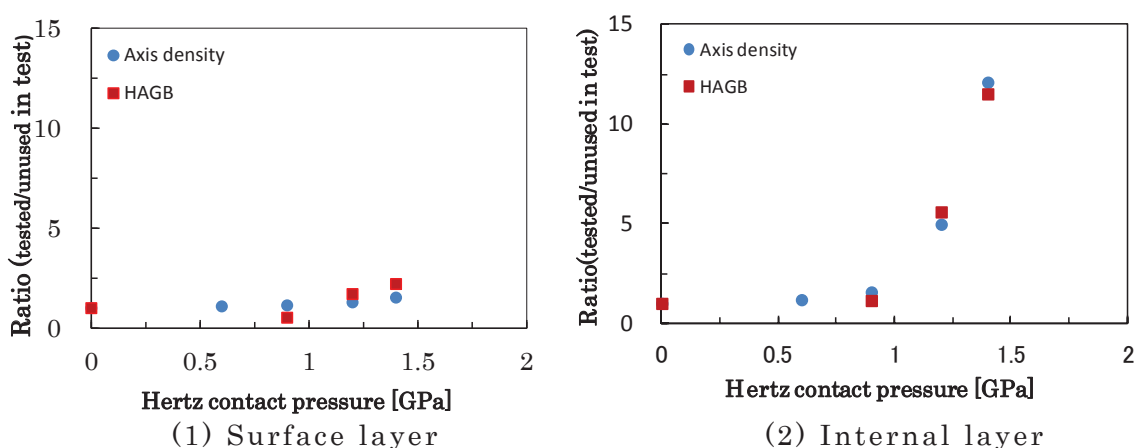


Fig.4.24 Comparison of the axis density and grain boundary length in each of the Hertz contact pressure.

指標とした。一方、軸密度については、粒界長さの測定範囲の設定に対応させるため、4.4.3.5(e)に示した軸密度の測定結果から、表面層の値として表面を除いた $30\mu\text{m}$ 深さまでの領域の軸密度の平均値を用いた。また、内部については軸密度の最大値を採用した。軸密度についても粒界長さと同様に未使用新品レールとの比をとって比較の指標として用いた。

比較の結果、すべり率=0%(nominal)では、各 Hertz 接触圧力において軸密度と粒界長さの指標は良く一致する。また、ヘルツ圧力の増加に対する両指標の変化傾向も酷似している。このことから、EBSD 解析から得られる高角粒界長さは軸密度と同様に材料の負荷応答挙動を敏感にとらえているものと推定される。

4.5 すべりの影響

4.5.1 実験条件の検討

車輪とレール間に粘着力すなわち接線力の作用によって列車の走行が可能になる。粘着力によって力が伝達されている間は、車輪が空転あるいは滑走せずに回転しており、車輪とレールの接触領域内の粘着領域とすべり領域の割合がすべり率に依存して変化する。すべり率が増加して粘着領域が消失した時点で完全すべり状態になり加速時には車輪が空転、制動時には滑走を生じる[135]。すなわち、車輪が空転あるいは滑走せずに転走している場合は、接触領域内に構成される粘着-すべり領域の割合に応じたすべりがレール頭頂面に作用する。この時のすべり率は 0.1%オーダーであるといわれている [136]。一方、第 2 章の新幹線レールを対象とした解析の中で、列車動揺によって輪軸が横移動したときの車輪踏面こう配に起因したすべり率を検討した結果、すべり率=0.014%が得られている。

粘着力が限界に達する状態は、接触面の表面状態、潤滑環境および速度などの諸要因が複雑に影響し合った上で決定される。この時、最大粘着力を荷重で除した値が粘着係数すなわち最大接線力を荷重で除した値である接線力係数に相当する [104]。乾燥状態（大気中強制なし）における丸山らによる室内実験

によれば粘着限界に達するすべり率は約 0.5%である [102].

以上のことから、レール頭頂面中心位置におけるすべり率の影響を検討するのにあたって、実験条件としてすべり率=0%~0.5%を与えれば良いと考えた。試作した試験機は、試験片駆動系に組み込まれた歯車の歯数比を選択することによってすべり率を付与する機構とした。そこで、すべり率は本研究で試作した試験機で設定可能な 0%, 0.2%および 0.6%の 3 水準としてその影響について検討を行った。なお、ここで設定したすべり率はいずれも公称値である。一方、Hertz 接触圧力は、本章の 4.4 節において Hertz 接触圧力の影響を検討した結果から、1.2GPa 一定とした。なお、佐藤は二円筒転がり接触試験において、波状摩耗と呼ばれる試験片円周方向に一定の波長を持った周期的凹凸が形成されることを報告している [137]。試験片に波状摩耗が形成されると荷重・トルクが変動することに加えて試験機の振動が大きくなり、それらが外乱として試験に影響を及ぼす。そこで、上述の実験条件を与えた予備試験を行い、上述の各すべり率を付与した試験で転がり接触面に周期的な凹凸が発生しない累積回転数を探索したところ、 1×10^5 回であることが確認できた。そこで、本研究では以降で行うすべりを付与した条件での試験は、 1×10^5 回で試験を終了することにした。

4.5.2 実験方法

4.5.2.1 実験条件

表 4.7 に実験条件を示す。試験機および試験片は、Hertz 接触圧力の影響を検討した 4.4 節と同じ試験機、同ロットのレールから採取した同形状の試験片を用いた。Hertz 接触圧力およびすべり率は 4.5.1 項で検討した結果を採用した。潤滑条件は、大気中強制潤滑なしとした。また、累積回転数が 1×10^5 回に達した時点で試験を終了とした。なお、試験片は 4.4.2 項と同様に、車輪相当試験片の回転速度がレール相当試験片よりも高くなるように試験機に取り付けた。

Table 4.7 Experimental conditions

Test piece No.	Maximam Hertz contact pressure	Slip ratio(nominal)	Test speed	Acumulated revolution number	Lubrication condition
	[GPa]	[%]	[rpm]	[Number of times]	
S00	1.2	0.0	860	1×10^5	Without lubrication in the atmosphere
S02	1.2	0.2	860	1×10^5	
S06	1.2	0.6	860	1×10^5	

4.5.2.2 実験手順

実験は、次の手順で行った。この実験では試験開始直後のなじみ運転を 2×10^3 回と上述 4.4 節で行った接触圧力の検討の時よりも短くした。その理由は、接触圧力の影響を検討した時に較べて予定した累積回転数が少ないこと、すべりを付与すると試験開始後、比較的早い段階でなじみ状態になることが事前試験で確認されたからである。

実験は、まず試験機が停止している状態で荷重 490N を負荷し、その後、予定回転速度である 860rpm に達するまで速やかに増速した。次に、累積回転数が 2×10^3 回に達した時点で設定荷重を負荷し、 1×10^5 回に達した時点で試験を終了した。同じ手順で各すべり率における実験を行った。なお、X 線回折および電子線回折の各測定における方向を定義するため、4.3.4 項の図 4.4 に示した同じ座標系を試験片に設定した。座標軸は試験片の転がり接触面に垂直な方向を ND、試験片の回転方向を RD および試験片の横断面方向を TD とした。

4.5.3 実験結果

4.5.3.1 すべり率と接線力係数

図 4.25 に接線力係数の経時変化に及ぼすすべり率の影響を示す。接線力はすべり率の増加に伴って高くなる。また、すべりを与えた場合は特に累積回転数の初期段階において特徴的な変化を示す。すなわち、接線力は累積回転数の

増加とともに増大し，その程度はすべり率が高い方が顕著である．その後、接線力係数はピークを迎えた後，一旦減少する．すべり率=0.6%は増加時ほどではないが急速に減少した後，再度増加に転じて累積回転数が 4×10^4 回以降は増加率が緩慢になるものの試験終了時まで上昇傾向を示す．すべり率=0.2%の場合はピークを迎えた後，なだらかに僅かではあるが減少し，累積回転数が 2×10^4 回以降は概ね 0.19 で安定推移して試験終了に至る．これらに対して，すべり率=0%では接線力係数の経時変化はほとんど認められないず，概ね 0.02 で安定推移して試験終了に至る．

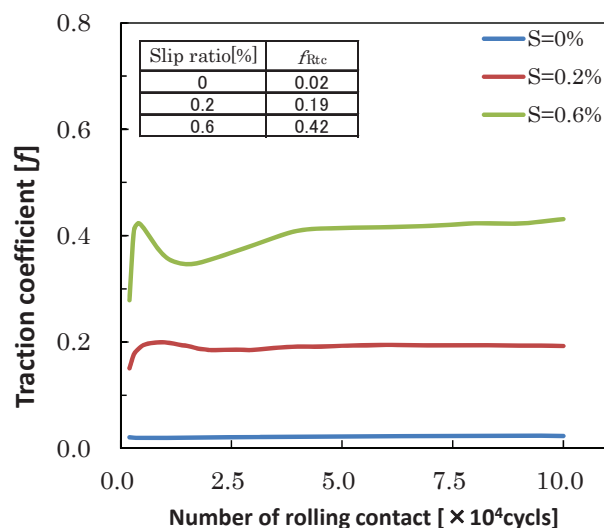


Fig.4.25 Influence of slip rate on the time course of traction coefficient.

f_{Rtc} in the figure was a representative value of the friction coefficient. f_{Rtc} of S00 and S02 was average in the number of contact that was repeated after the 2×10^4 times. f_{Rtc} of S06 was average in the number of contacts that was repeated after the 4×10^4 times.

4.5.3.2 転がり接触面の外観および摩耗量

図 4.26 に試験片の転がり接触面の外観と摩耗量を示す．試験片 S00 は，金属光沢の部分と茶褐色の部分が混在するまだらな表面状態を示す．すべりを付与

した試験片 S02 は、転がり接触面がほぼ一様に光沢を持つ茶褐色であり、その外観は、すべりを付与せずに試験を行った 4.4 節の試験片と酷似している。これに対して、試験片 S06 の転がり接触面は黒色がかった金属光沢を呈しており、摩耗および塑性変形によって新品時に較べて接触幅が拡大している。さらに、軸方向に若干角度を持った多数の短い筋状キズの発生が認められる。

摩耗量は、試験前後の試験片の質量差とした。摩耗量の測定には、秤量 1/1000g を保証する電子上皿天秤を用いた。すべりを与えなかった試験片 S00 は、試験前後の質量に有意な差が認められないことからほぼ 0g とした。すべりを与えた場合、クリープ領域内 [104] のすべり率を与えて試験を行った試験片 S02 の摩耗量は 0.017g と非常に少ない。一方、巨視すべり領域と思われるすべり率で試験を行った試験片 S06 の摩耗量は 0.58g であり、すべり率 0.2% の試験片と較べて桁違いに多い。

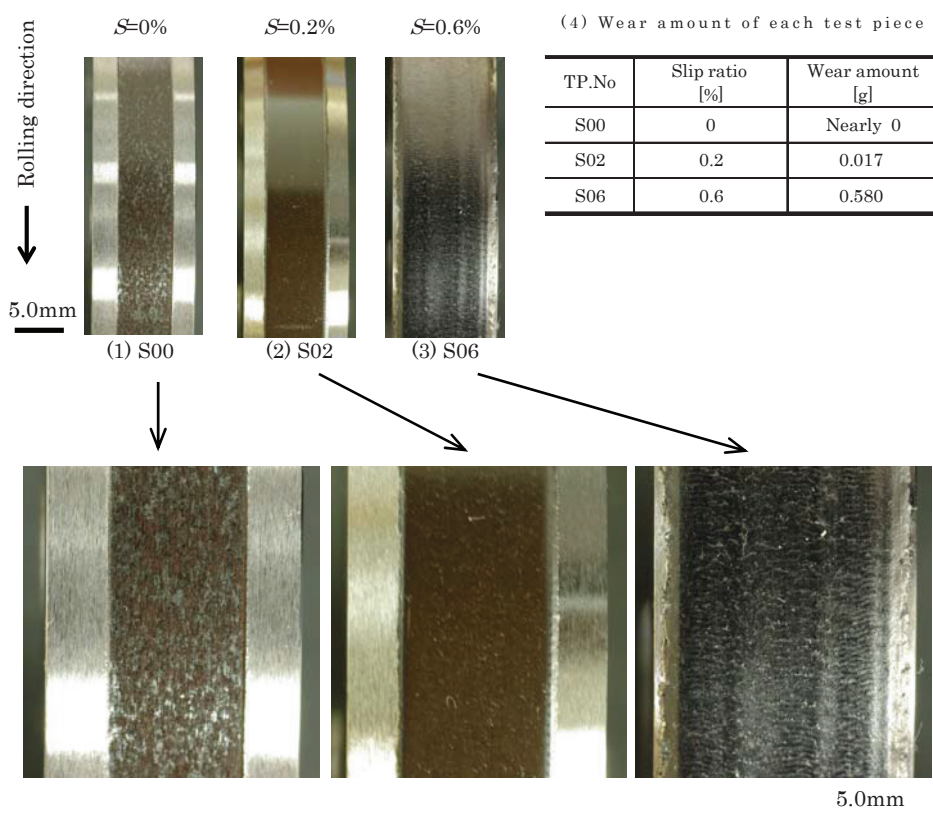
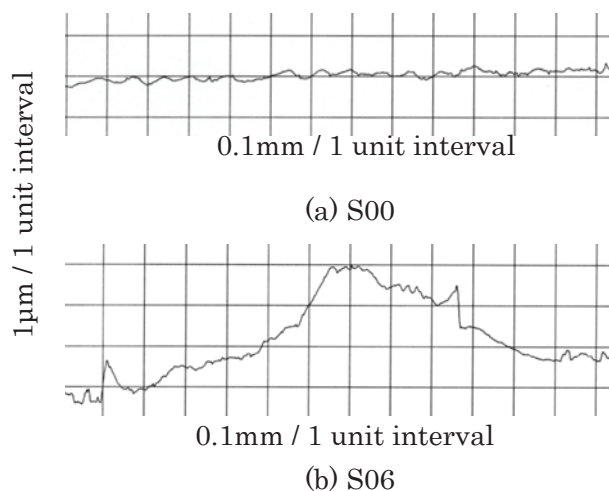


Fig.4.26 Appearance of the rolling contact surface of the test pieces.

Note the wear amount of each test specimen.

4.5.3.3 転がり接触面の表面粗さ

図 4.27 に試験片の転がり接触面の粗さ測定結果を示す。粗さ測定にはレーザーフォーカス粗さ計を用いた。試験片 S00 の表面粗さは、試験片製作時に調整した粗さに較べて若干大きくなっている。一方、試験片 S02 の粗さ値は他の試験片に較べて低い。また、試験片 S06 は粗さは小さいものの、うねりが大きいことから粗さ値が大きくなったものと考えられる。



(1) Roughness and waviness curve

TP. No.	Ra [μm]	Ry [μm]
S00	0.28	0.28
S02	0.13	0.13
S06	0.80	0.80

(2) Result of roughness analysis.

Item	Content
Cutoff	0.8mm
Filyer	Gausuian ilter
E.length	4.000mm
S.length	0.800mm
Levelling	Straight line (the entire area)
Portarity	Normal
Srart-up	Cutoff $\times 0$
Data	7500 points
Drive speed	0.5mm/s

(3) Measurement conditions.

Fig.4.27 Result of roughness measurement.

4.5.3.4 転がり接触面表層部の金属組織

図 4.28 に転がり接触面表層の金属組織を示す。すべりを与えなかった試験片 S00 に塑性流動は認められない。一方、すべりを与えた試験片 S02 および S06 には転がり接触面表層に塑性流動が生じている。塑性流動の深さは、すべり率の高い方が低い方に比べて深い。

また、すべりを与えなかった試験片 S00 に表面き裂の発生は認められなかった。一方、すべりを与えた試験片両試験片 S02 および S06 には転がり接触面にき裂の存在が認められる。き裂は表面を起点として塑性流動に沿って深さ方向へ進展した様相を呈している。

← Rolling direction

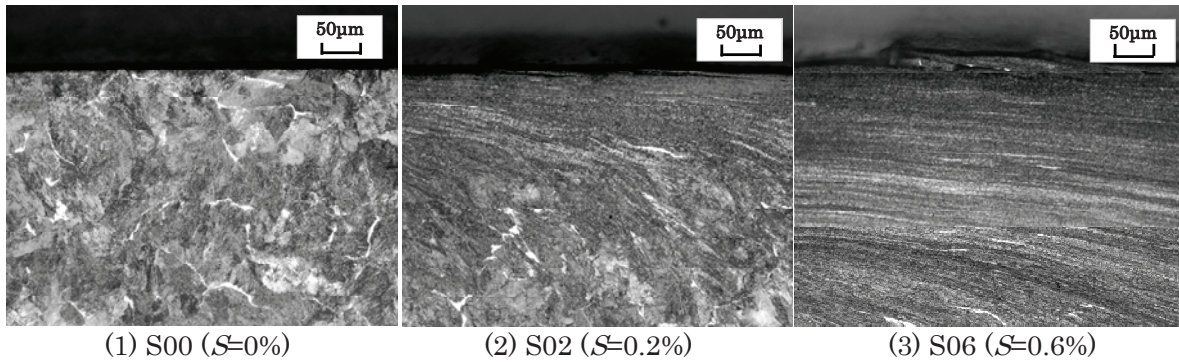


Fig.4.28 Metallographic observation in each test piece.

4.5.3.5 転がり接触面表層部の硬さ分布

図 4.29 に測定結果を示す. すべりを与えた試験片の転がり接触面表層に塑性流動が認められたことから, その領域の加工硬化の程度を調べるため, 転がり接触面中心位置における深さ方向の硬さ分布を測定した. 硬さ測定に用いた試料は, 4.5.3.4 で用いた金属組織観察用の試料を再研磨して鏡面に仕上げた後, ビッカース硬さ計を用いて荷重 0.98N で測定を行った.

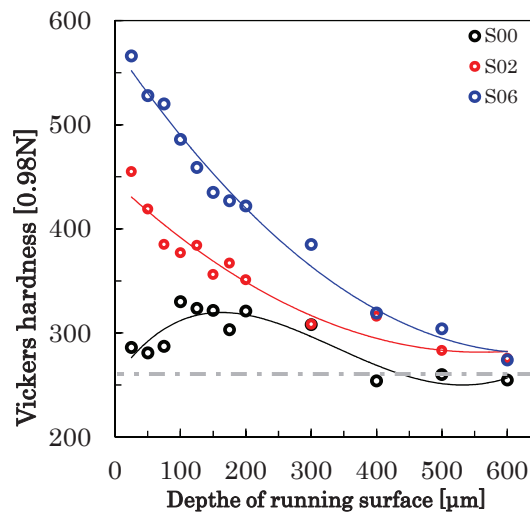


Fig.4.29 Vickers hardness variation with depth below rolling contact surface of each test piece. Dotted line of gray in the figure indicate the level of hardness values in the unused test piece.

すべりの有無によって硬化する領域が大きく異なる．すべりを与えない場合は，表面下で硬さが増加し内部にピークを持つ．一方，すべりを与えた場合は，硬さ値は表面で最も高い値を示し，深さの増加に伴って低減して未使用新品の硬さ値へ収斂する．最表層の硬さ値はすべり率の大きい方が高い．硬さの最高値はすべり率とともに高くなる傾向を示す，なお，深さ方向の硬化範囲はすべりを与えた方が与えなかった場合に比べて約 $200\ \mu\text{m}$ 深くなる．

4.5.3.6 転がり接触面表層部の結晶配向状態

図 4.30 に試験片の転がり接触面から深さ方向における軸密度の変化曲線を示す．試験片 S00 ではこれまで着目してきた 111 軸密度が他の方位に較べて大きな変化を示す．これに対して，試験片 S02 では 111 軸密度に加えて 211, 321 面方位の軸密度も大きく変化している．さらに高いすべり率を与えた試験片 S06 では，他のすべり率の場合と比較してどの面方位の軸密度も変化が少ない．111 軸密度のピーク値はすべり率の増加に伴って低下することが図中 (4) から明らかである．なお，すべり率=0.2%を与えた場合は，他の試験片には認められない 321 軸密度および 211 軸密度のピークが形成されている．ここで特徴的な変化を示す {321} 面および {211} 面は α -Fe 結晶の容易すべり面である [138]．

図 4.31 に 111 軸密度とせん断応力 τ_{max} の深さ方向変化を示す．Smith and Liu は，弾性体の二円筒接触において垂直荷重に加えて接線力が働く場合のせん断応力 τ_{max} を求めるモデルを提案した [139]．本研究では，実験中に記録されたトルクおよび荷重を基に，接線力が負荷されたときの深さ方向におけるせん断応力 τ_{max} の分布を求め，測定された軸密度の深さ方向変化曲線と比較した．

すべり率=0%においてせん断応力 τ_{max} が深さ方向に増加する傾向と 111 軸密度の増加傾向は良く一致しており，ピーク深さについてもほぼ合致する．また，すべり率 $S=0.2\%$ の場合も 111 軸密度の第 2 ピークの深さとせん断応力 τ_{max} のピーク深さは概ね合致する．深さ方向における変化については，すべり率=0% および 0.2% の場合は，概ね計算結果と同じ傾向にある．ただし，すべり率=0.6% の場合は，計算から求められるせん断応力 τ_{max} の分布と異なる．すなわち，計算で求められるピーク位置は表面にあるのに対して，試験片の 111 軸密度のピ

ークは表面ではなく表面下 $90\ \mu\text{m}$ に位置している。また、計算で求められたような深さ方向における大きな変化はなく、概ね一定値で推移する傾向を示す。111 軸密度の深さ方向における変化は、すべり率=0.6%を除いて Smith and Liu のモデルを使って求めたせん断力 τ_{max} に概ねしたがっているように思われる

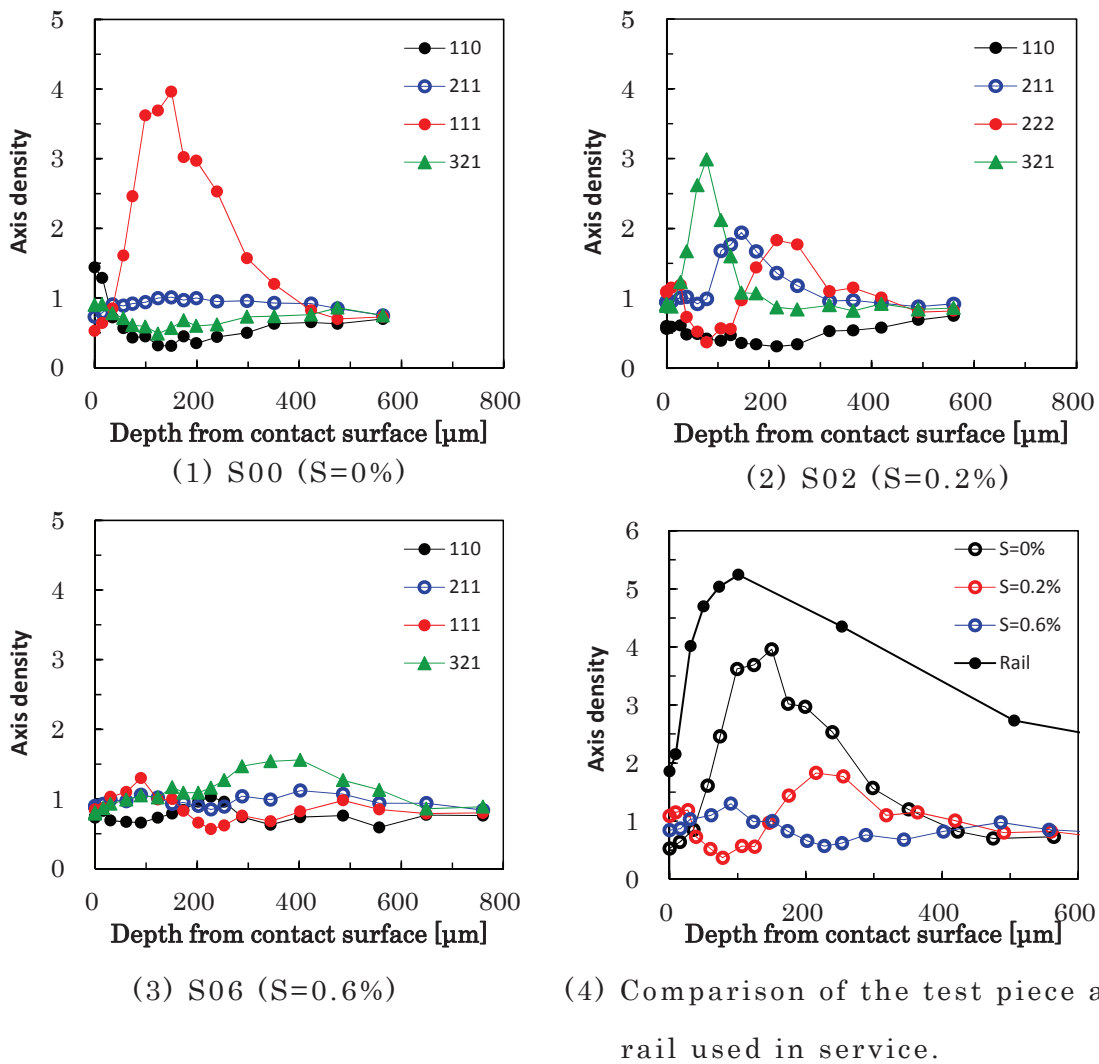


Fig.4.30 Changes in the depth direction of the axis density in each test piece in the depth of measurement for each of the crystallographic axes 110, 211, 111 and 321. Note the comparison of the change in the depth direction of the axis density in the each test piece and rail used in service to (4) in figure.

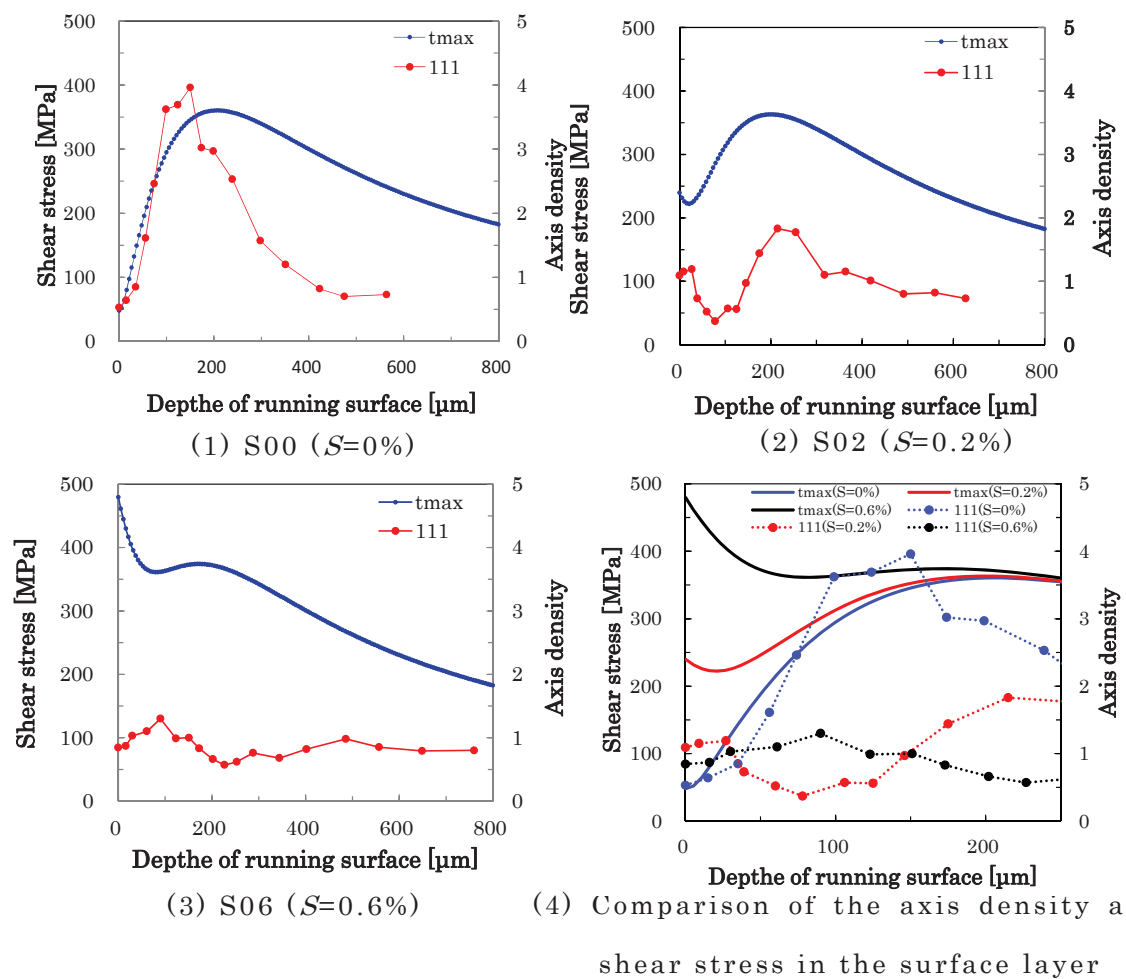
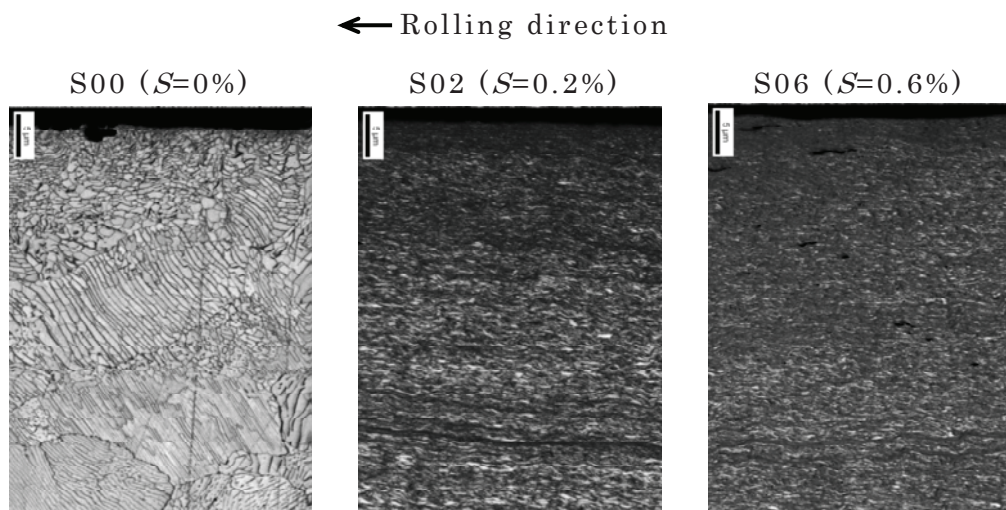


Fig.4.31 Influence of shear stress to the change in the depth direction of the 111 axis density.

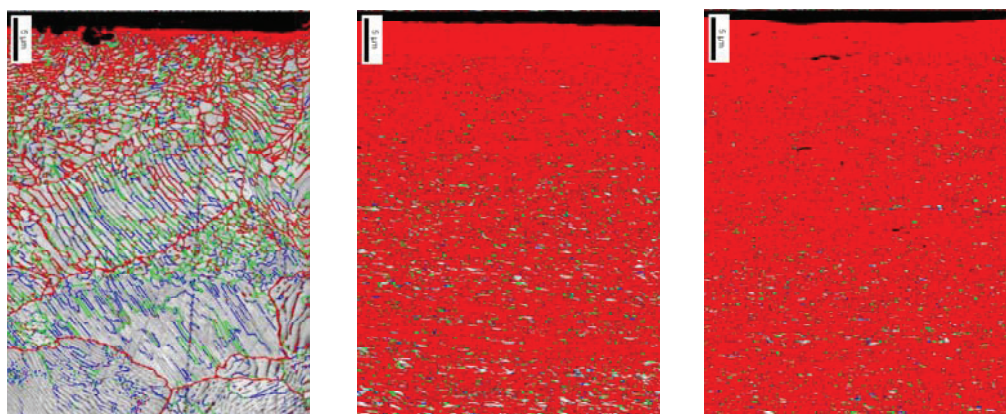
4.5.3.7 転がり接触面表層部の局所方位解析

図 4.32 に各試験片の転がり接触面の表層部の局所方位解析を示す.ここでは, FE-SEM の走査ステップ幅を 100nm として各試験片の転がり接触面表面から深さ $45\mu\text{m}$ までの領域のデータを採取して解析を行った. さらに, 結晶方位差像分布図から再構築した粒界マップを用いて高角粒界長さの深さ方向における変化を調べた.

すべりを与えなかった試験片 S00 の最表層部の回折線品質像分布図は, 全体的に明度が高く明るくて画像の鮮明度も高い. 結晶粒の形態は, 表面直下の領域は細粒で占められており, その深さは一様ではなく概ね $10\mu\text{m}$ までの範囲で



(1) Image quality maps.



Misorientation (>15deg:red, 5~15deg: green, 2~5deg: blue)

(2) Grain boundary maps.

Fig.4.32 Results of EBSD analysis in the surface layer of each test piece.

Image quality map in the upper part, Grain boundary map in the lower part.

ばらついている。その下層の結晶粒は、結晶方位差角 2~5 度の低角粒界で形成される亜粒界および 5~15 度の粒界で囲まれている。さらに、表面から概ね 30 μm よりも深い領域では結晶粒は粗粒となる。

一方、すべりを与えた試験片 S02 および S06 の回折線品質像分布図は全体的に明度が低く暗い。明度は転がり接触面に近くなるほど低下し、鮮明度も同様に低下する。また、表面から約 10 μm 深さまでの領域では結晶粒界を明瞭に判別できない。さらに、それよりも深い領域でも結晶粒界として明瞭に判別でき

る箇所は認められない。ただし、深さの増加とともに微細な構成単位が徐々に大きくなる傾向が認められる。この微細な構成単位は試験片 S02 に較べて試験片 S06 の方が細かい。試験片 S02 および S06 の粒界マップを見ると、ほぼ全域が赤色の線分で示される結晶方位差角 15 度以上の高角粒界で占められている。高角粒界は表面直下の領域で密度が高く、深さの増加とともに低下する傾向を示す。表面から約 20 μm よりも深い領域では、ところどころに高角粒界の存在しない部分が出現し、深さの増加とともにその割合が増えていく。この高角粒界の存在しない部分は、すべり率が高くなると出現する深さは深くなる。

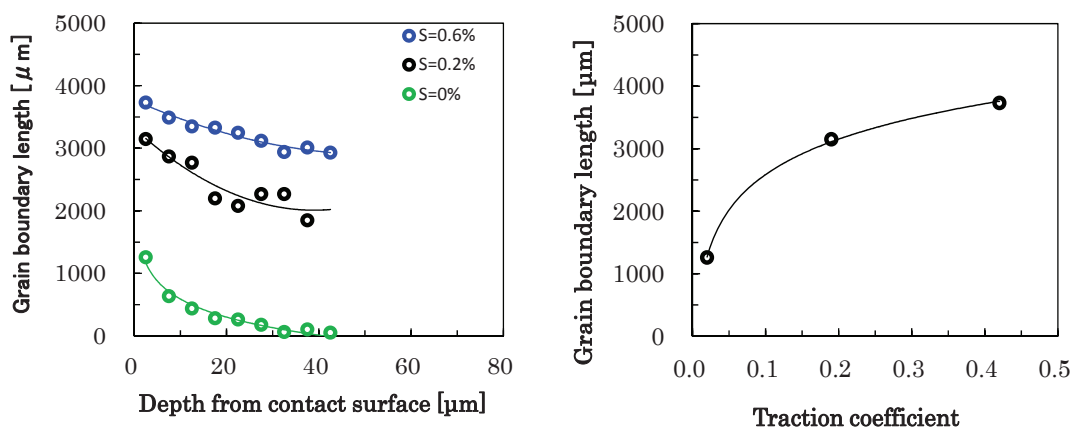
粒界マップから得られる上述の状況を定量化するため、高角粒界の長さに着目して解析を行った。解析方法は上述の 4.4.3.6 (f) 項と同じとした。すなわち、転がり接触面表層をクロップ処理した後、測定範囲を設定してそれらの領域に含まれる粒界の長さの単純平均値を粒界長さとした。ここでは、測定範囲を深さ方向=5 μm × RD 方向=34.5 μm (試験片の回転方向) と設定し、この設定領域を表面から深さ方向に 5 μm 間隔で 9 水準設けた。

図 4.33 に深さ方向の粒界長さに対するすべり率の影響および表層直下の 0~5 μm 領域の粒界長さと接線力係数の関係を示す。なお、設定範囲の深さは上述のように設定した各測定範囲の中央値とした。例えば、設定範囲の深さ方向範囲が 0~5 μm であれば 2.5 μm である。図中の (1) に転がり接触面表層の深さ方向における粒界長さに及ぼすすべり率の影響を示す。いずれのすべり率においても深さ方向における粒界長さは、転がり接触面から内部に向かって比較的単調に減少する傾向を示す。また、表層直下の 0~5 μm の領域 (代表深さ 2.5 μm) では単位面積当たりに含まれる高角粒界で囲まれる結晶粒の数が最も多いことが分かった。

すべりを与えなかった試験片 S00 は、他に較べて粒界長さが短い。すべりを与えないと、せん断力は理論上表面に作用せず、深さ方向に向かって増加し内部にピークを形成する。しかし、S00 は最表層で結晶粒の細粒化が生じている。その原因の一つとして転がり接触面の突起の存在による粗さ接触に起因すると考えられるが、詳細は不明である。

一方、すべりを与えると粒界長さは図中の (2) に見られるように、接線力係数の増加に伴って長くなる。試験片 S02 (S=0.2%) と S06 (S=0.6%) を比較する

と接線力係数は2倍近く異なっているにも関わらず、粒界長さの増加率は1.08倍でありその違いは小さい。なお、両者の摩耗量は約34倍異なっている。また、すべりの状態については試験片S02がクリープ領域内のすべり状態、これに対して試験片S06は巨視すべり状態にあると推定される。これらのことから、試験片S02は負荷されたエネルギーが摩耗あるいは熱によって損失するよりも材料の塑性変形にそのほとんどが費やされたのではないかと想定されるが、詳細については不明である。



(1) Grain boundary length in surface layer (2) Influence of traction coefficient.

Fig.4.33 Effect of slip ratio to the grain boundary length changes in the depth direction in the surface layer and effect of traction coefficient on the grain boundary length of the surface layer.

4.6 潤滑の影響

4.6.1 潤滑条件の検討

パーライト鋼レールの材料応答挙動に与える潤滑の影響を検討するための実験に適用する潤滑剤については、次のような理由で水を選定した。

シェリング損傷の発生実態を分析した既往の研究において、損傷の発生に対して雨水等の水が強く影響していることが指摘されている [68], [140]。レ

ールの潤滑は、急曲線区間で使用される外軌レールの摩耗を抑制するため、油あるいはグリス潤滑が行われることがある。このような区間ではレールのゲージコーナあるいはゲージコーナ直上に転がり接触疲労に起因したピッチング損傷あるいはゲージコーナシェリングと呼ばれる損傷の発生が報告されている [141],[142]。いずれの損傷も主に曲線部の外軌レールに発生する損傷であり、損傷形態はシェリング損傷と異なる。

以上のことから、本研究ではシェリング損傷の発生に影響を及ぼすとされる水を潤滑材として選定した。

4.6.2 実験方法

4.6.2.1 実験条件

表 4.8 に実験条件を示す。転がり接触の繰り返し負荷条件は、次のように設定した。接触圧力は、4.4 節の接触圧力の影響を検討した際に用いた条件を採用して Hertz 接触圧力=1.2GPa とした。また、すべり率については 4.5 節のすべり率の影響を検討した際に用いた条件を採用してすべり率=0%および実際の列車走行ではクリープ領域内で接触していると推定されることから、すべり率=0.2%の 2 水準を採用した。なお、試験片の波状摩耗防止の観点から 4.5 節のすべり率の検討と同様に 1×10^5 回に達した時点で試験を終了した。

試験機および試験片は、すべり率の影響を検討した 4.5 節で用いたと同じ試験機および試験片は同ロットのレールから採取した素材を用いて同じ寸法・形状に加工したものをを用いた。また、試験片取り付けについても、車輪相当試験片の回転速度がレール相当試験片によりも高くなるようにして取り付けた。

Table 4.8 Experimental conditions

Test piece No.	Maximam Hertz contact pressure	Slip ratio (nominal)	Test speed	Acumulated revolution number	Lubrication condition
	[GPa]	[%]	[rpm]	[times]	
SW00	1.2	0	860	1×10^5	Continuous water lubrication
SW02	1.2	0.2	860	1×10^5	

4.6.2.2 実験手順

実験は、次の手順で行った。この実験では、試験開始直後のなじみ運転の手順は4.5節と同じとした。なお、X線回折および電子線回折の各測定における方向を定義するため、4.3.4項の図4.4に示したのと同じ座標系を試験片に設定した。座標軸は、試験片の転がり接触面に垂直な方向をND、試験片の回転方向をRDおよび試験片の横断面方向をTDとした。

4.6.3 実験結果

4.6.3.1 接線力係数

図4.35に接線力係数の経時変化を示す。参考として同一負荷条件において

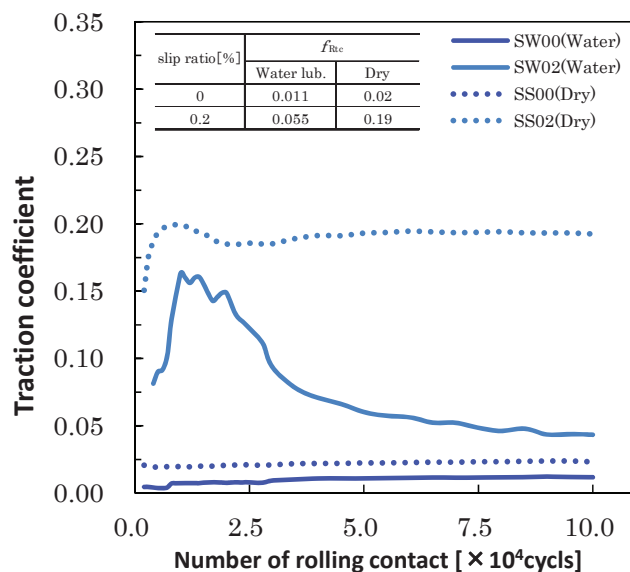


Fig.4.35 Influence of lubrication conditions on the time course of traction coefficient. f_{Rtc} in the figure was a representative value of the friction coefficient. f_{Rtc} of SW00 and SW02 was average in the number of contacts that was repeated after the 3.5×10^4 times. And note the results of the case of the without lubrication in the atmosphere in the same load conditions.

潤滑なしで行った結果を図中に点線で示した。

すべりを与えない場合は、接線力係数は値が低く時間経過と共に若干増加傾向を示すものの試験終了までほぼ変化せずに推移する。潤滑しない時の結果と比較すると、潤滑を行った場合の方が接線力係数の値が若干低い。一方、すべりを与えると試験開始直後に接線力係数が急峻に立ち上がりピークを迎える。その後、接線力係数は減少に転じて漸減しながら試験終了に至る。これは、摩擦あるいは突起の倒れ込みなどによる表面粗さの減少に見合って水膜が徐々に荷重分担するようになるためと思われる。

4.6.3.2 転がり接触面の外観と摩耗量

図 4.35 に試験片の転がり接触面の外観と摩耗量を示す。すべりを付与しなかった試験片 SW00 の転がり接触面は、金属光沢の部分と茶褐色の部分と混在するいわゆる梨地状となる。転がり接触面の様相は、潤滑なしの試験結果と類似しているが、水潤滑の方が茶褐色の領域がかなり少ない。

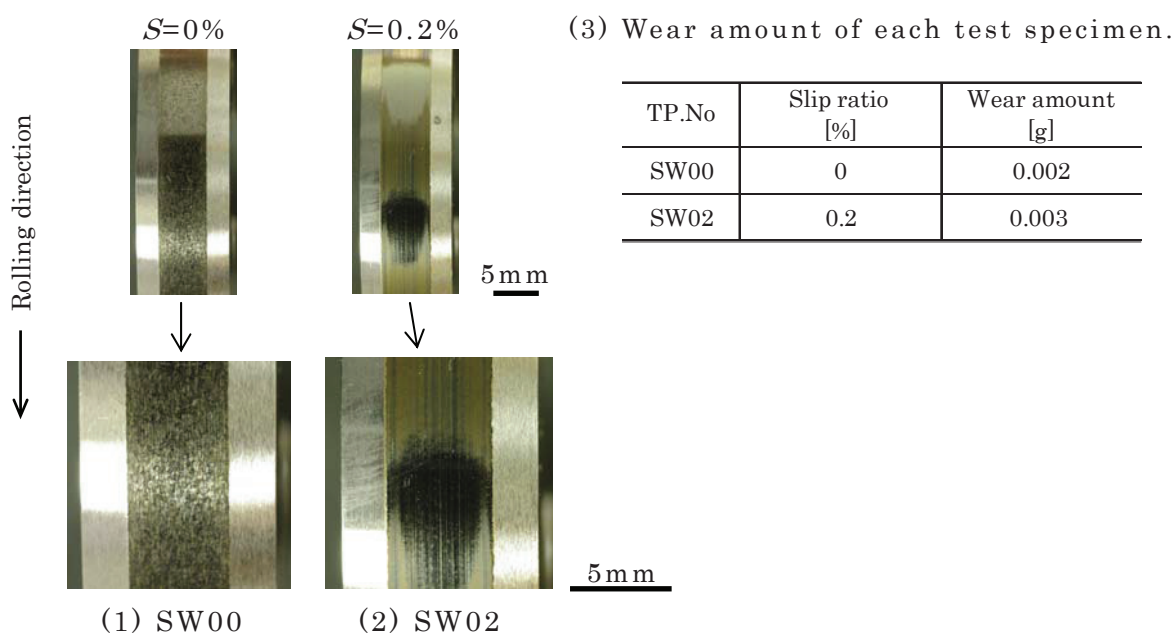
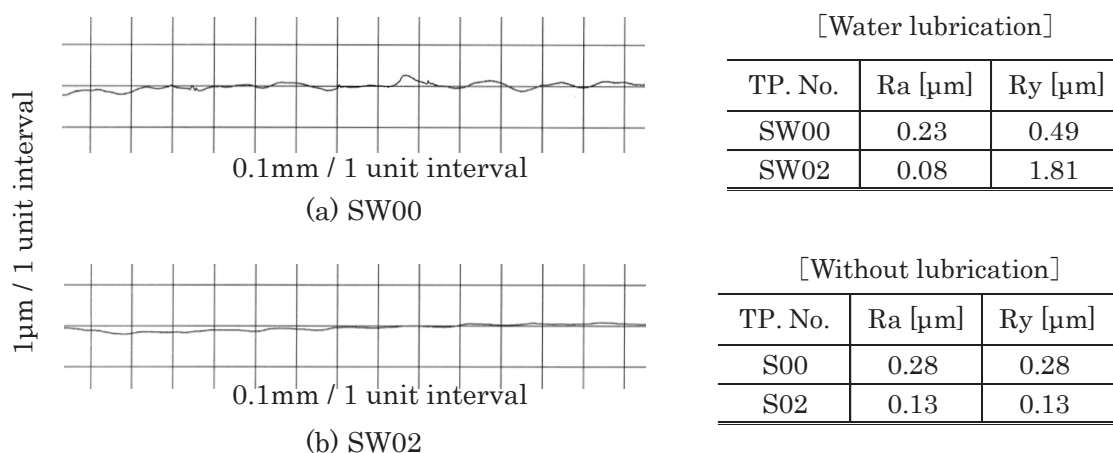


Fig.4.35 Appearance of the rolling contact surface of the test pieces. Note the wear amount of each test piece.

一方,すべりを付与した試験片 SW02 の転がり接触面は薄茶色で円周方向に多数の条痕が認められる. また, 転がり接触面の円周方向の一部に金属光沢の領域が認められる. 金属光沢部は反転がり方向 (列車進行方向に相当) へ幅広がり状態になっている. この最も幅広の部分では, 円周方向に認められる条痕の数が他の部分より少なく, 残存している条痕も先細りの状態にある. このことから金属光沢部は波状摩耗の最初期的段階にあると考えられる. なお, すべりの有無に関わらず摩耗量に有意な差は認められない.

4.6.3.3 転がり接触面の表面粗さ

図 4.36 にレーザフォーカス粗さ計を用いて測定した, 転がり接触面の粗さ測定結果を示す. 粗さ測定条件は, 4.5.3.3 項と同じとした. なお, 図中には同一負荷条件で実施し潤滑なしの結果を参考として示す.



(1) Roughness and waviness curve (2) Result of roughness analysis

Fig.4.36 Result of roughness measurement. Note the results of the case of the atmosphere without lubrication in the same load conditions.

すべりを与えなかった試験片 SW00 の転がり接触面の表面粗さは, 試験片製作時に調整した粗さである $Ra=0.2\mu\text{m}$ よりも若干大きくなっている. 試験片 SW02 は, すべりを与えなかった試験片 SW00 に比べて表面粗さは小さい.

4.6.3.4 転がり接触面表層の金属組織

図 4.37 に観察結果を示す. すべりを与えなかった試験片 SW00 には塑性流動は認められない. 一方, すべりを与えた試験片 SW02 には塑性流動が生じている. ただし, 塑性流動の深さは潤滑なしの場合に較べて潤滑を行った方が浅い. また, 潤滑を行った場合は表面き裂は認められない.

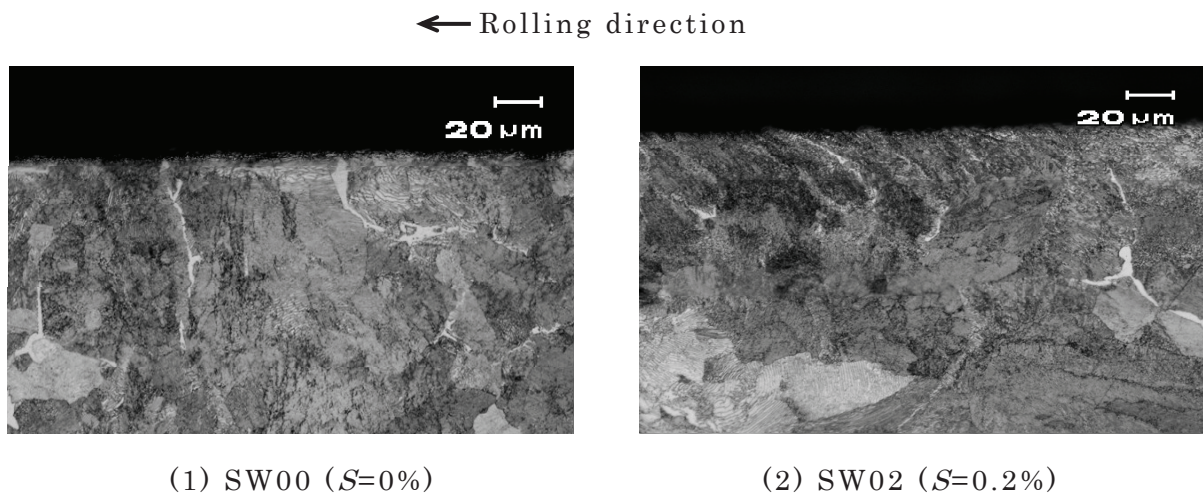


Fig.4.37 Metallographic observation below the surface in a cross section parallel to the RD direction of each test piece was tested with water lubrication condition.

4.6.3.5 転がり接触面表層部の断面硬さ分布

断面硬さ測定は, 4.6.3.4 項の金属組織観察に用いた試料を再研磨して鏡面に仕上げた後, ビッカース硬さ計を用いて荷重 0.98N で測定した.

図 4.38 に潤滑を行った試験片の硬さ分布を示す. すべりの有無によって硬化域が異なる. すべりを与えない場合, 硬さは表面から深さ方向に急峻に増加し, ピークを形成した後, 減少に転じて未使用新品レールの値へ収斂する. 一方, すべりを与えた場合, 硬さは表面直下で最も高くなり, 深さの増加と共に単調に減少して未使用新品レールの値へ収斂する. 硬さの最高値は, すべりを与えなかった試験片の方が高い.

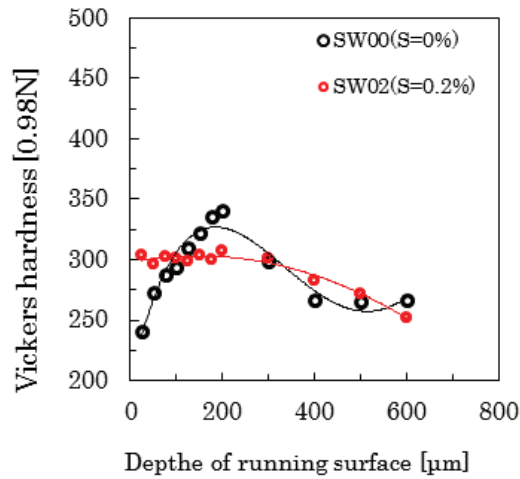


Fig. 4.38 Vickers hardness variation with depth below contact surface of each test piece in the water lubrication condition.

図 4.39 に各すべり率における断面硬さ分布を示す. 図中(1)にすべり率 $S=0\%$, 図中(2)にすべり率 $S=0.2\%$ の結果を示す. すべりを与えない場合は, 潤滑条件が異なっても深さ方向における硬さ分布はほぼ類似している. この場合, ピーク位置はいずれも表面下 $200\mu\text{m}$ にあるが, 表面直下の硬さは潤滑なしの方が潤滑を行った場合に比べて HV35 程度高くなる. これに対して, すべりを与えた場合, 潤滑条件が異なると断面硬さ分布に違いが生じる.

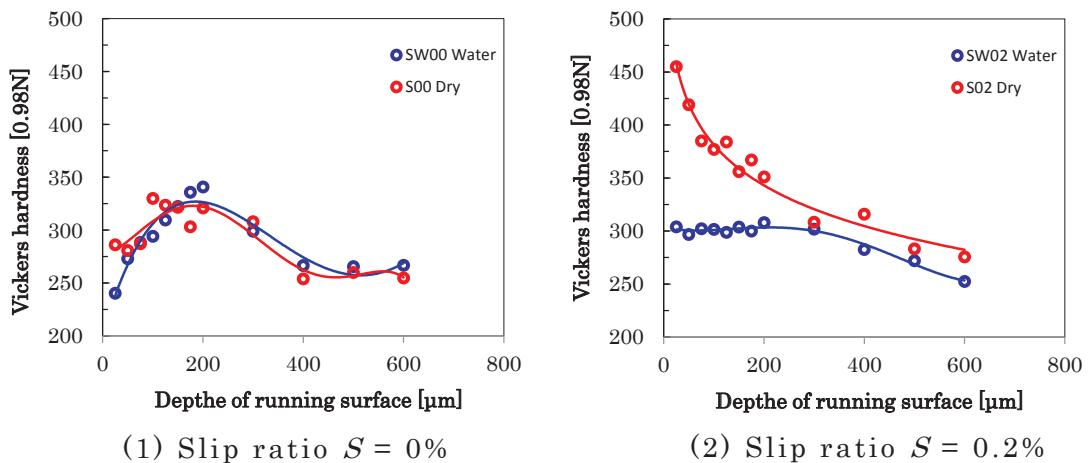


Fig.4.39 Influence of lubrication conditions on the hardness distribution of a cross section parallel to the RD direction.

すなわち、潤滑環境では転がり接触面の表層において約 $40\ \mu\text{m}$ 深さまで塑性流動が認められるにもかかわらず硬さ値はほぼ同じ値で推移し、表面下約 $300\ \mu\text{m}$ から単調に減少する。一方、潤滑なしの場合は転がり接触面の表層において深さの増加と共に硬さ値が急激に減少した後、表面下約 $300\ \mu\text{m}$ から減少率が低下し、以降水潤滑と同程度の減少率で未使用新品レールの値へ収斂する。

4.6.3.6 転がり接触面表層部の結晶配向状態

図 4.40 に軸密度の深さ方向曲線の変化に及ぼす潤滑の影響を示す。すべりを与えない場合は潤滑の有無によらず、111 軸密度が他に比べて特徴的な変化を示す。潤滑および潤滑なしともに内部に急峻なピークを持つ一つの山の分布を示す点で類似している。ただし、潤滑なしではピークを過ぎて値が低下していく途中に肩部が存在する。ピークの値は潤滑なしの方が若干高い値を示す。

すべりを与えた場合は、これまで着目してきた 111 軸密度以外の方位の軸密度が特徴的な変化を示す。潤滑ありでは 110, 211 方位の軸密度も変化し、このうち 110 軸密度は表面をピークとして深さ方向に急激に値が低下する。また、211 軸密度は表面から急峻に立ち上がって内部にピークを一つ持ち、111 軸密度はピークを二つ持つ。また、潤滑なしでは 211, 321 の方位の軸密度も変化しており、特に 321 軸密度が他に比べて急峻なピークを持っており軸密度の値も高い。321 軸密度が増加している深さ範囲では 211, 111 の各軸密度が減少し、321 軸密度がピークを過ぎて減少すると 211, 111 の軸密度は増加してくる。それぞれが連動して変化していることが伺える。

潤滑を行った場合、すべりの有無によらず軸密度の深さ方向の変化に大きな違いは認められない。この原因は、4.6.3.5 の図 4.40 (1) に示した断面硬さ分布から推定されるせん断応力分布が概ね同じであること、硬さ値から推定される塑性変形の程度が大きく変わらないことに原因があるのではないかと考える。一方、すべりを与えた場合は潤滑の有無によって作用する接線力が大きく異なること、表層の金属組織の塑性流動状態および断面硬さ分布などからせん断応力の深さ方向における分布に違いがあることが容易に推定される。その影響を反映して結晶のすべり系に違いが生じたものと推定される。軸密度は、負荷応

答を敏感に反映する事から，転がり接触の繰り返し負荷すなわち転がり接触疲労の影響を表す尺度として有望であると考えられる。

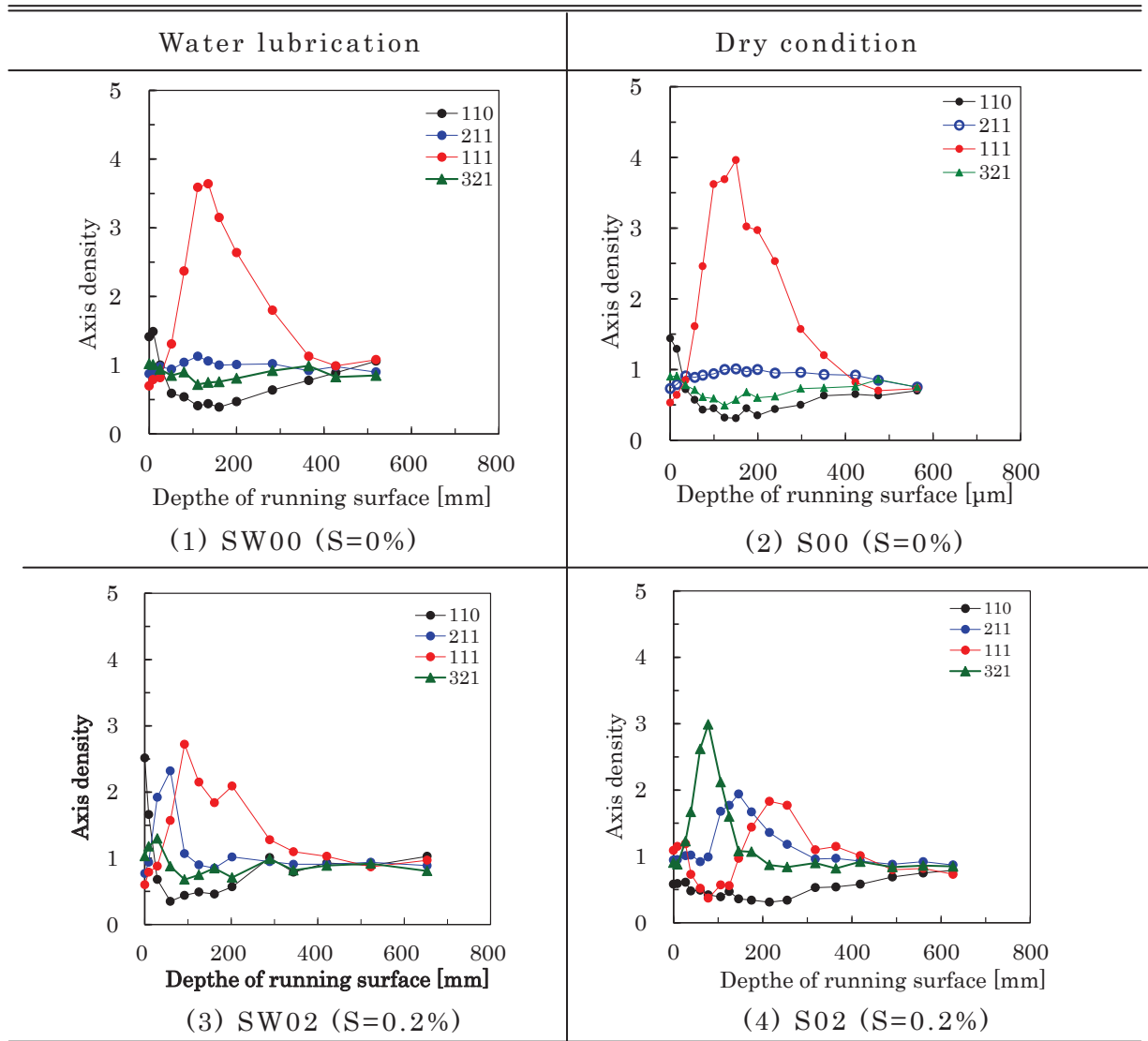


Fig.4.40 Effects of lubrication conditions on the change of the axis density in the depth direction of each slip ratio. "Dry condition" notation in the figure is the meaning of without lubrication condition in the atmosphere.

4.6.3.7 転がり接触面表層部の局所方位解析

図 4.41 に各すべり率において潤滑あり・なしで実験した試験片の EBSD 解析結果のうち，結晶方位像分布図 (OIM) と回折線品質像分布図 (IQM) を示す．ここで示した結果は，走査ステップ幅 100nm として FE-SEM により採取したデータを OIMTM により解析したものである．

すべりを与えない場合，水潤滑条件では表層約 10 μm までの深さ領域で結晶粒の細粒化が認められる．さらに，表面直下の 1 μm 以内の領域では微細化が著しい．その一部には，転がり接触面に概ね 45 度方向に細長く伸長した結晶粒も含まれている．測定領域の方位は，結晶方位像分布図から再構築される逆極点図によれば 411, 323 軸頂点の軸密度が高いことが示されている．内部に大きな領域を占める 2 つの粗粒の存在が，その理由であると推定される．これに対して，潤滑なしでは測定範囲の全域の結晶粒が程度の差はあるが細粒化している．細粒化は，表層約 15 μm までの深さ領域で特に著しいが，その他の領域においても粗粒の存在は認められない．測定領域の方位は，カラーキーの配色から参照される各方位の色を示す結晶粒が多く存在するが，逆極点図によれば 311 軸頂点の軸密度が高くなっている．ただし，潤滑の有無は回折線品質像分布図に与える影響は大きくないと推定され，両者における明度および鮮明度に大きな違いは認められない．これは接線力係数に大きな差が認められないことにより支持されるものと考えられる．

すべりを与えて潤滑を行った場合，測定領域の多くの部分で細粒化した結晶粒が見られる．測定領域の方位は，結晶方位像分布図から再構築される逆極点図では 211 方位の軸密度が高くなっている．これに対して，潤滑なしでは測定範囲の全域の結晶粒が極細粒化しており，その程度は表層に近いほど著しい．また，カラーキーの配色から参照される各方位の色を持つ結晶で構成されており，表層に近くなるほど色構成が特徴のない分布となる．測定範囲の全域の結晶方位は，結晶方位像分布図から再構築される逆極点図によれば 221 方位の軸密度が高くなっている．また，回折線品質像分布図に与える潤滑の有無の影響も大きい．潤滑した場合は明度および鮮明度ともに高く，すべりを与えない場合とほとんど同じレベルにある．これに対し，潤滑を行わない場合は明

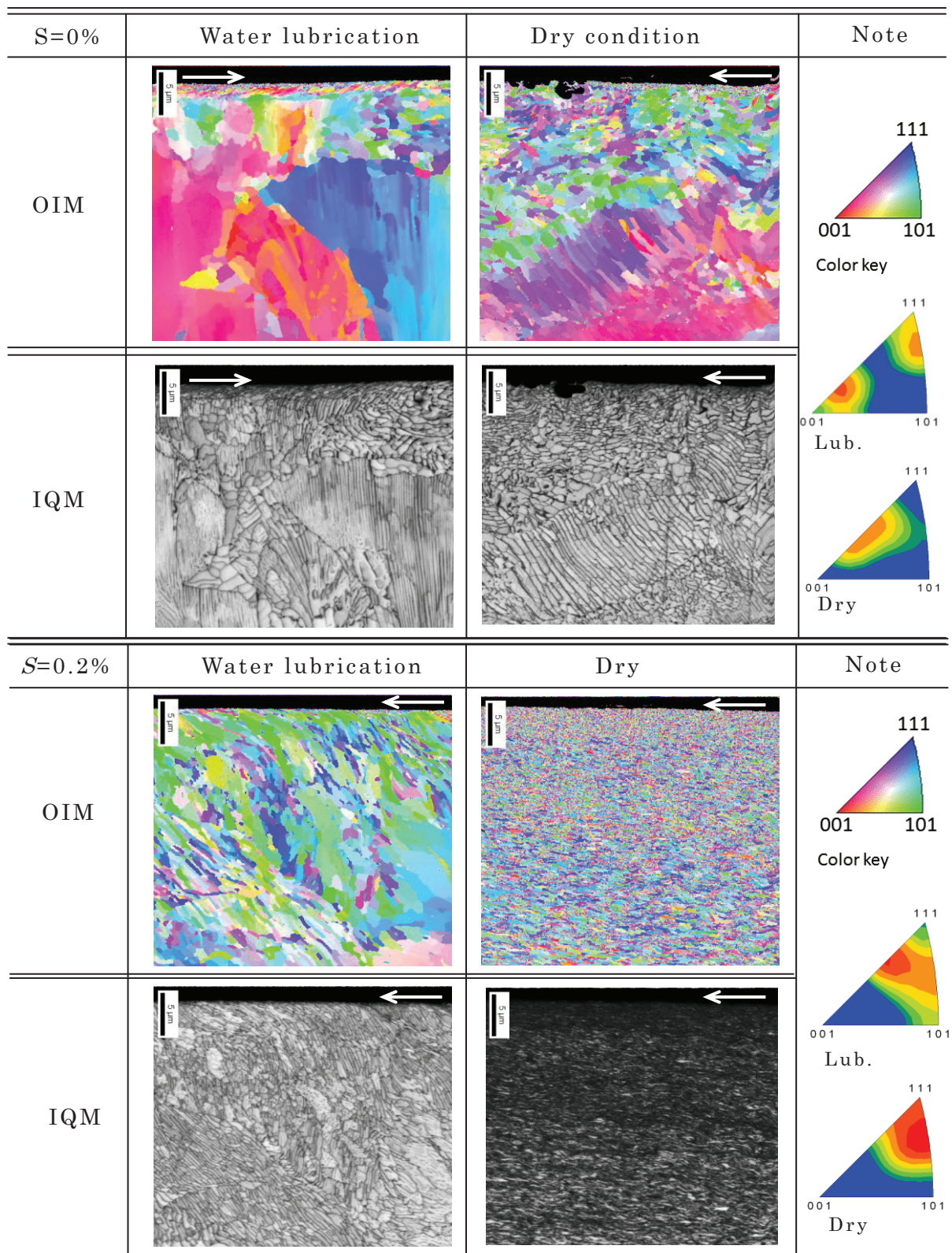
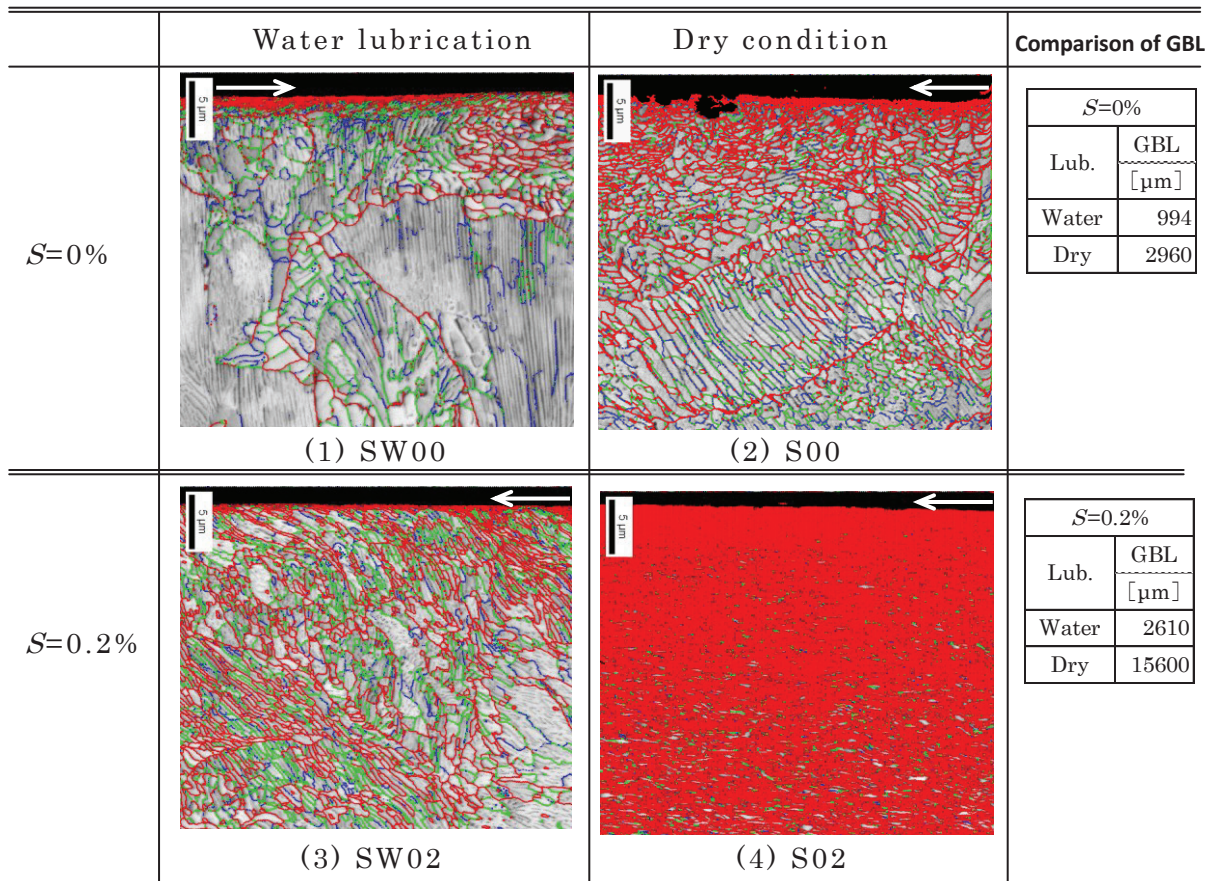


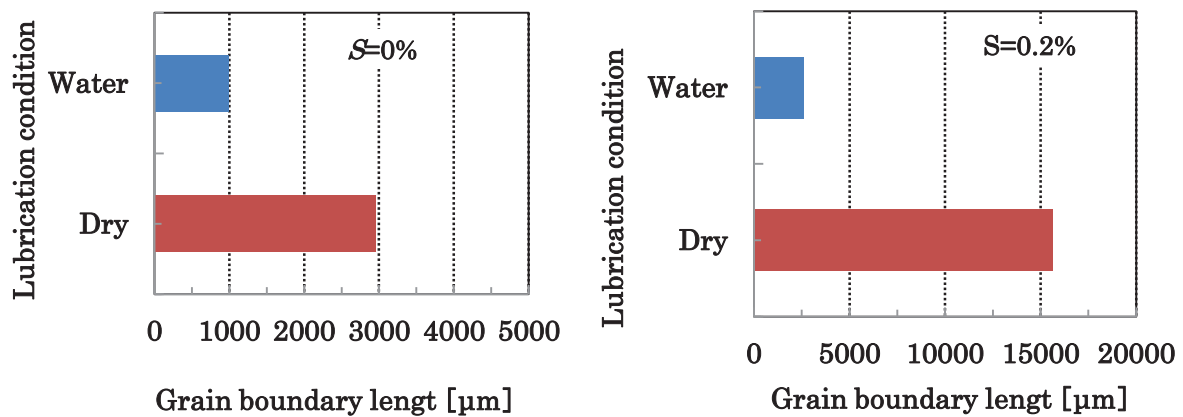
Fig.4.41 Influence of lubrication on the local orientation of the crystal.

“Dry condition” notation in the figure is the meaning of without lubrication condition in the atmosphere. Arrows indicate the direction of rotation of the test piece.



(1) Grain boundary map

[Arrows shown in the figure indicate the direction of rotation]



(2) Comparison of the grain boundary length caused by the difference in lubricating environment

Fig.4.42 Influence of lubrication on the grain boundary length. Note the comparison result of grain boundary length. Grain boundary length(GBL) shown in figure.

度および鮮明度は非常に低く、ひずみあるいは転移の集積が進んでいることが推定される。

次に、図 4.42 に各試験片の粒界マップを示す。なお、粒界マップには方位差角 15 度以上を高角粒界として赤色の線分で示した。また、方位差角 5~15 度を緑色の線分および 2~5 度の低角粒界を青色の線分で示した。各結晶粒界の長さ情報を得るため、粒界マップの転がり接触面表層をクロップ処理した後、測定領域の全域に含まれる結晶粒界長さを計測した。

すべりを与えない場合、水潤滑条件では表層約 $1\mu\text{m}$ までの深さ領域において高角粒界の存在密度が高い。これは、転がり接触面直下における結晶粒の極微細化領域に相当する。潤滑なしの条件では概ね $10\mu\text{m}$ までの深さの領域に高角粒界が多く認められる。これは、前述の通りせん断応力分布の計算結果とは異なる。また、潤滑した場合に較べて潤滑を行わないと高角粒界の長さが著しく増加する。一方、すべりを与えた場合、潤滑を行うと測定領域ほぼ全体が高角粒界で占められる。図 4.43 (2) に高角粒界の長さの比較結果を示す。すべりを付与せず潤滑しない条件では潤滑した場合に比べて高角粒界長さが約 3 倍程度、すべりを付与すると約 6 倍程度長くなり、高角粒界の長さに及ぼす潤滑の影が大きいことを把握した。

4.7 本章のまとめ

第 4 章では、実使用レールの負荷応答を誘引する因子やそれらの影響度を検討するため、Hertz 接触圧力、すべり率および潤滑をパラメータとした室内試験を行った。実験は、他の因子の影響を極力排除するように考慮して実施した。試験後、X 線回折により軸密度の深さ方向変化および EBSD による局所方位解析を主体として、試験片の転がり接触面の状態観察、試験片の転がり接触面表層の金属組織観察および断面硬さ分布測定を行った。

Hertz 接触圧力の影響検討試験では、すべり率および強制潤滑を与えない条件で実験を行った。その結果、Hertz 接触圧力が標準形状断面の車輪とレールを静的に接触させた際の $P_{\text{max.}}=0.9\text{GPa}$ 以下では軸密度、局所方位にほとんど影響しないことがわかった。また、新幹線車両が走行中に発生する輪重変動のう

ちで著大とされる輪重 $P_{max.} = 1.4\text{GPa}$ を負荷した時に発生する Hertz 接触圧力を常時負荷した試験では、111 軸密度の変化が実使用レールに較べて過大になり過ぎることが判明した。すべり率の影響を検討した試験では、Hertz 接触圧力を新幹線の溶接部で発生する輪重変動を考慮して $P_{max.} = 1.2\text{GPa}$ に固定し、潤滑条件を大気中無潤滑においてすべり率=0%, $S=0.2\%$, $S=0.6\%$ の 3 水準として実験を行った。

その結果、次のことが判明した。

a. すべりを与えた場合

- (1) 転がり接触面表層に塑性流動が生じ、塑性流動の深さはすべり率の増加によって深くなる傾向を示す。
- (2) 軸密度の深さ方向変化曲線は、実レールの傾向と乖離する。
- (3) 局所方位は実使用レールと異なる。
- (4) 粒界マップから得られる高角粒界長さの深さ方向における分布は、ほぼ断面硬さ分布と同様の傾向を示す。

b. すべりを与えない場合

- (1) 局所方位は実使用レールとほぼ同じになる。
- (2) 硬さ分布は内部ピークから表面に向かって低下傾向を示すが、高角粒界長さは表面に向かって増加傾向を示す。

c. すべりと軸密度の関係

- (1) すべり率の大きさによって配向する方位に違いが生じる。
- (2) すべり率=0.2%では、111 軸密度以外の方位の軸密度にも変化が生じる。
- (3) すべり率=0.6%では、どの軸密度にも変化がほとんど見られない。

既往のフィールドワークによって実使用レールのシェリング損傷の発生起点はレール頭頂面中心位置が最も多いことが報告されている [87], [143]。本研究の範囲において、その位置の金属組織、軸密度および局所方位に最も近いと思われる状況を再現するすべり率は 0%であることが判明した。

潤滑の影響を検討した試験では、Hertz 接触圧力を $P_{max.} = 1.2\text{GPa}$ に固定、すべり率は上述の検討結果を受けてすべり率=0%および 0.2%の 2 水準を採用した。潤滑条件は水および大気中強制潤滑なしの 2 水準とした。その結果、潤滑の影響について次のことが判明した。

a. 潤滑を行った場合

- (1) すべり率=0%では、接線力係数、転がり接触面の金属組織、断面硬さ分布および111軸密度の深さ方向変化曲線に及ぼす影響は小さい。
- (2) 結晶粒の細粒化および高角粒界の存在が転がり接触面の直下のみに限定される。
- (3) 高角粒界長さは、潤滑なしの場合の1/3程度となる。
- (4) すべりを与えると、断面硬さ分布、結晶配向および局所結晶配向に影響を与える。

b. 潤滑しない場合

- (1) EBSD解析による局所方位解析によれば、転がり接触面表層部で結晶粒が細粒化し、表面に近くなるほど高角粒界の存在密度が高くなる。

接触圧力、すべりおよび潤滑の影響について検討を行って上記の結果を得た。第2章および第3章で行った実使用レールの解析結果および室内試験片の解析結果を照らし合わせると、転がり接触の繰り返し負荷によってひずみが導入されることによって、転がり接触面の最表層は細粒化し、その結晶粒界は高角粒界で多くが占められることが判明した。このことはすべり率=0%の水潤滑条件においても生じることを把握した。また、X線回折によって得られる軸密度の深さ方向変化およびEBSD解析による方位分布、回折線品質像分布図測定および粒界情報は転がり接触の繰り返し負荷を受けた材料の応答を敏感にとらえており、転がり接触疲労の疲労程度を推し量る指標として有望であることを明らかにすることができた。

第5章 鉄道用レールの表面損傷防止対策の検討

5.1 はじめに

レールの表面損傷であるシェリング損傷は、損傷実態分析[72]によれば累積通過トン数の増大にしたがって損傷発生率が増加する摩耗故障タイプに分類される。したがって、対策を取らずにレールの使用を継続すると、損傷あるいはそれによるレール折損数が増加し、やがてはレール保守能力を超える可能性が高くなることから、シェリング損傷を防止する対策が必要とされる。

これまでの主な対策としてレール交換、耐シェリング損傷用レールの開発およびレール削正が行われて来ている。レール交換は、交換用レールの運搬や多くの付帯作業が必要とされる。さらに、対処療法であることから不定期にレール交換を続けることになる。耐シェリング損傷用レール[60],[144]については、高強度レールが開発され東海道新幹線で敷設試験されたが、シェリング損傷をはじめとした表面損傷が発生して実用化に至らなかった。その後、摩耗－疲労バランスをコンセプトとしたベイナイトレールが開発され在来線の主要幹線で敷設試験が実施された[63]。その結果、耐シェリング損傷性能に優れていることが評価され[64]、在来線で使用がはじめられている[65],[66],[145]。レール削正については、実験力学的手法による室内試験により新幹線を対象とした削正指針が提案された[84]。新幹線ではこの指針に基づいて定期的にレール削正を実施することでシェリング損傷の予防に効果を上げている。関係者からの聞き取り調査によれば、東海道新幹線では1994年度から現在に至るまでシェリング損傷によるレール折損は生じていないとのことである。これは、レール削正がシェリング損傷の対策として有効に機能することを裏付けるものである。

新幹線を対象としたレール削正指針を決定するには金属材料学からの専門的検証はなく、この指針を元の実線路での削正試験から削正条件が決められたことは第1章で記述した。そのため、新幹線についてはレール保守コスト削減の観点から過剰削正になっていないか検証することが重要と考えた。そこで、第2章において新幹線レールを対象として解析を行ったところ、現行の「50MG

毎に 0.1mm 削正」の指針を確保できれば、き裂発生起点となり得る欠陥は除去できることを確認した。しかし、削正周期の合理性については削正履歴の異なる試験体を対象として解析を行っていないので言及するまでには至らなかった。これは解決可能な今後の検討課題であり、本研究で確立した手法を用いた解析によって判定が可能であると考えられる。

一方、在来線については 1987 年の国鉄の民営化以降にシェリング損傷に起因したレール折損が顕在化した [146], [147]。その対策の一つとして 1993 年頃からレール削正 [148] が適用され始めた。在来線におけるレール削正条件については、騒音環境対策を兼ねた試行削正 [149] や新幹線を対象としたレール削正指針を踏襲している場合 [150], [151] など様々である。新幹線を対象としたレール削正指針を在来線へ適用することは、レールへの負荷条件に違いがあることから合理的でない可能性も考えられる。したがって、在来線におけるシェリング損傷をレール削正によって効率的に抑制するためには、在来線で使用されたレールの転がり接触疲労状態を把握した上でレール削正条件を決定する必要がある。このような観点から在来線で使用されるレールの転がり接触疲労損傷防止対策としてレール削正の有効性を確かめるため、改めて首都圏の在来主要幹線でレール削正試験が行われた [152]。

第 5 章では、その削正試験で試験されたレールを解析対象として、本研究の第 3 章と第 4 章で実施した金属結晶粒子レベルでの解析手法を適用して、レール削正の影響ならびにレール削正後の車輪との繰り返し転がり接触の影響について調査を行い、在来線のレール削正の削正量および削正周期について検討を行った。

5.2 削正試験

5.2.1 試験条件

5.2.1.1 削正試験区間の諸元

表 5.1 に削正試験区間の諸元を示す。在来線の中でも列車本数が多い線区を

試験対象路線として選定し，試験区間を設けてレール削正試験が実施された [152]．削正試験区間の線形は直線，25‰の上り勾配である．軌道はバラスト軌道であり，PCまくらぎ上に設置された弾性締結装置によってレールが支持される構造となっている．削正試験区間を設けた線区を走行する車両は11両編成の通勤型電車であり，軸重は概ね10tである．また，供試レールは，JIS 60kg普通レールである．

Table 5.1 Background of test site

Railway line	Commuter line
Curve profile	Straight
Gradient	Up (25 ‰)
Structure of track	Ballasted track
	Prestressed concrete sleeper
	Elastic rail fastening
Passing tonnage	43.5MGT/year
Type of rolling stock	Commuter train
Axle load	Approximately 10t

※MGT (Million Gross Tonnage)

5.2.1.2 削正履歴

表 5.2 に削正履歴を示す．試験期間は約2年間，削正回数は2回とした．第1回目の削正は，削正試験区間のレールの累積通過トン数が148MGTの時点で実施した．第1回目の削正から約2年経過後，累積通過トン数は74MGT時点で第2回目の削正を行った．そして，第2回目の削正翌日に供試レールを撤去して削正試験を終了した．

5.2.1.3 削正方法

レールの削正は，第1回目，第2回目ともに回転砥石による削正装置を備えた6頭式と呼ばれるレール削正車を用いて実施した．削正は，削正車を4往復

させ、そのうちの片道のみ左右レールを一方向に削正した。図 5.1 に削正試験区間におけるレール削正作業の様子を示す。

Table 5.2 Accumulated passing tonnage from the final grinding for each test rail.

Code	Accumulated passing tonnage (MGT)				
	(MGT)	NN	GN	NG	GG
Before first grinding	148	↓	↓	↓	↓
Between first and second grinding	74				
After second grinding	0.1				
Total accumulated passing tonnage after the final grinding for each test rail		222.1	74.1	0.1	0.1

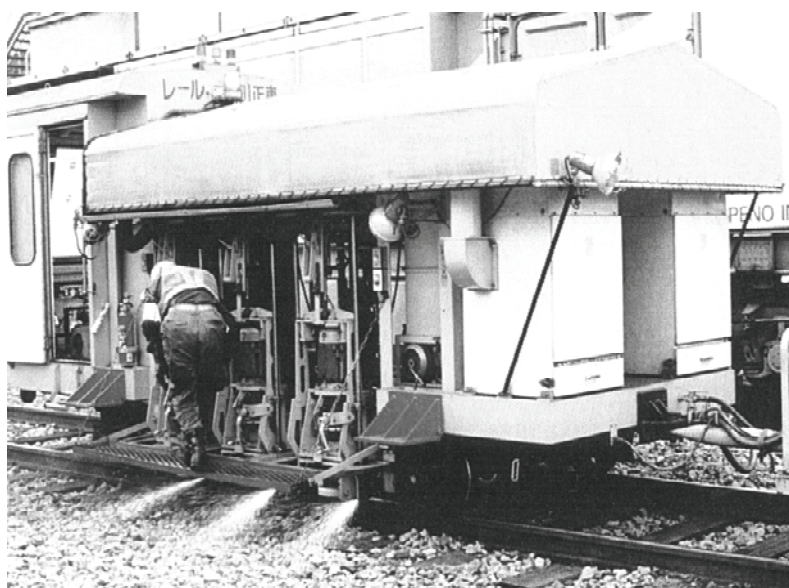


Fig.5.1. An example of the rail grinding operation

5.2.1.4 削正量の測定

削正量は、測定精度 $10\mu\text{m}$ のレーザー式レール断面測定器を用いて削正前後のレール頭部形状を測定した。測定後、レール上首とフィールドサイド (FS: 軌間外側) の頭側面を基準として削正前後の断面を重ね合わせ、レール頭頂面

中心位置における断面形状の寸法差から削正量を求めた。測定の結果、削正量は第1回目が $200\ \mu\text{m}$ 、第2回目が $300\ \mu\text{m}$ であった。

5.3 レール削正効果の検証

第2回目の削正の際に、削正試験区間の端部において第1回目と第2回目の削正区間が完全に重ならないようにして削正を実施した。これにより、削正試験区間の端部数メートルにおいて以下に示す4通りの削正条件を付与した。第2回目の削正試験の翌日にレール交換を行って、供試レールを採取した。

5.3.1 供試レール

図 5.2 に削正履歴、試験体符号および削正量を示す。ここで、試験体符号と削正の関係は次に示すとおりである。

(i) 第1回目→未削正(N)，第2回目→未削正(N)：試験体符号 NN (以下，NN)

(ii) 第1回目→未削正(N)，第2回目→削正(G)：試験体符号 NG (以下，NG)

(iii) 第1回目→削正(G)，第2回目→未削正(N)：試験体符号 GN (以下，GN)

(iv) 第1回目→削正(G)，第2回目→削正(G)：試験体符号 GG (以下，GG)

なお、試験体符号のうち、Nは No grinding，Gは Grinding を表す。

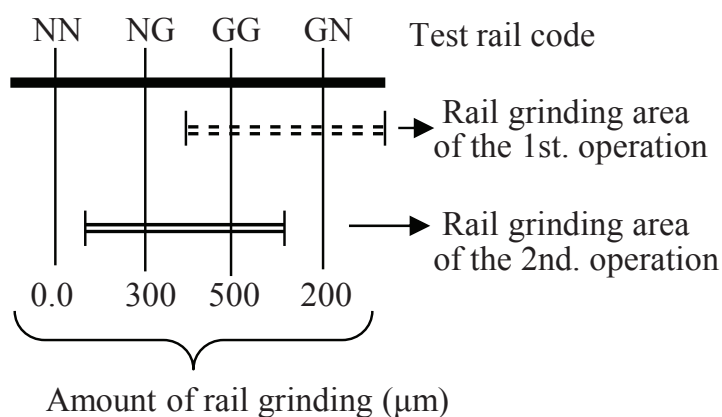


Fig. 5.2 Schematic diagram of relative positions of test rail segments with thickness of rail grinding.

図 5.3 に各供試レールの頭頂面の外観を示す。GN のレール頭頂面の外観は、NN と類似の様相を呈している。これは、第 1 回目の削正を受けた後の GN の累積通過トン数が 74MGT、軸重 10t として車軸通過回数換算に換算すると 7.4×10^6 回となる。車輪接触による摩耗によって削正痕が除去され、削正を受けなかった NN とほとんど同じ外観に回復したものと考えられる。一方、NG、GG のレール頭頂面には、削正痕が明瞭に残存している。これは、第 2 回目の削正後の累積通過トン数が 0.1MGT であり、車輪との接触回数が少なかったことから摩耗によって削正痕を全て消し去ることができなかつたと考えられる。

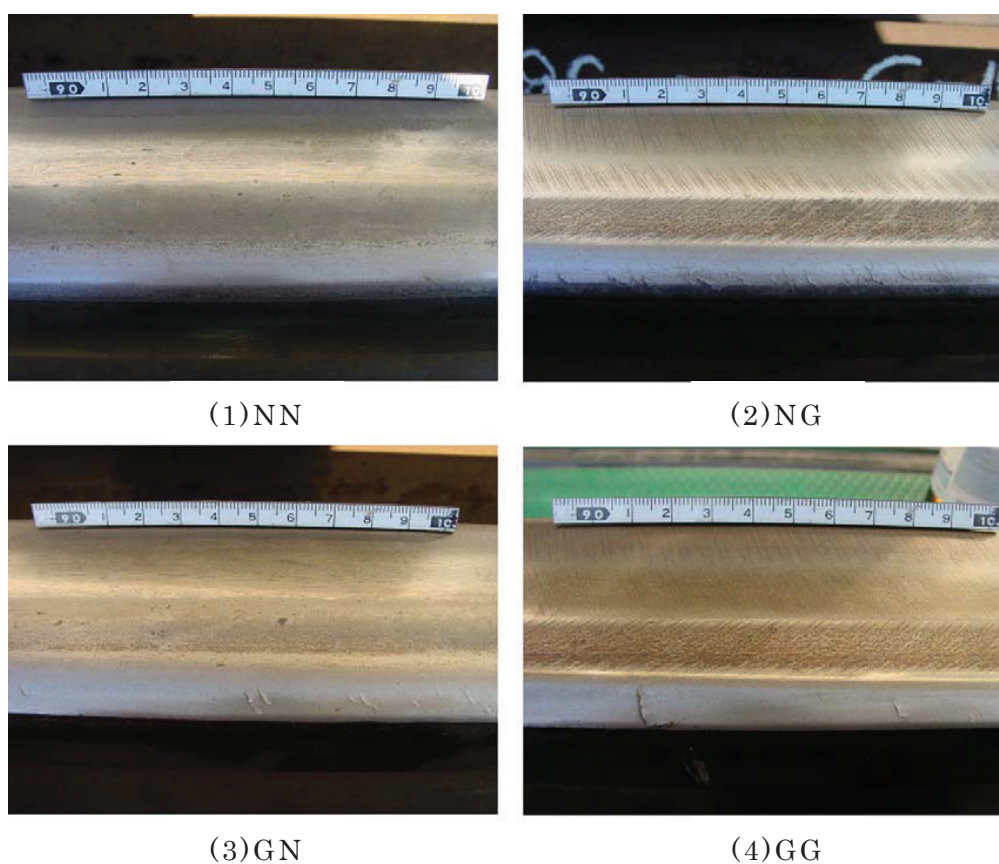


Fig.5.3 Appearance of test rails.

5.3.2 レール頭頂面表層部の塑性流動状態

5.3.2.1 金属組織観察の必要性

金属組織の観察は、次の二点を目的として実施した。第一点目は、車輪との繰り返し接触によって生じた塑性流動層の除去効果の確認とレール削正後の車輪との繰り返し接触が金属組織の塑性流動に及ぼす影響を把握するためである。第二点目には、後述する X 線回折逆極点および電子線後方散乱回折（EBSD）の測定に使用する試験片の採取位置を決定するためである。車輪との転がり接触によってもたらされる実使用レールの頭頂面表層の疲労メカニズムを理解するための重要な情報の一つとして、車輪との繰り返し転がり接触によって発現する材料応答の把握が必要と考えた。そこで、本研究では材料を構成する基本単位とも云える金属結晶レベルでの情報収集を行うことにした。しかし、レールへの負荷は車輪との接触環境によって異なる。例えば、観察位置による塑性流動深さの相違である。そのため、実使用品であるレールに対して金属結晶スケールレベルで測定を行う場合、測定位置の違いによって結果に大きな違いが現れる可能性が高いと考えた。そのため、そのような影響をできるだけ低く抑えるためには、第 3 章で述べたように、差動すべりに起因した接線力が最小あるいは消滅する位置における解析情報を取得することが必要と考えた。そのような位置を決定する方法として、本研究では杉野等によって報告されたレール頭頂面表層部の金属組織観察方法 [76] を採用した。

5.3.2.2 金属組織観察

a. 試料の採取と観察方法

図 5.4 に金属組織の観察位置を示す。金属組織の観察に用いた試料は、レール頭頂面中心位置の表面を含む垂直断面位置（以下 C 位置と略記する）、軌間内側（ゲージサイド：以下 GS と略記する）および軌間外側（フィールドサイド：以下 FS と略記する）に向けて 5 mm 間隔でレール長さ方向に平行な位置から切出した。次に、切り出した各試料の GS 側の断面を鏡面研磨し、3%硝酸アルコール溶液で腐食して金属組織を現出し、光学顕微鏡を用いて観察を行った。

b. 金属組織観察結果

図 5.5 および図 5.6 に、各供試レールの C 位置を中心に FS10 mm 位置から

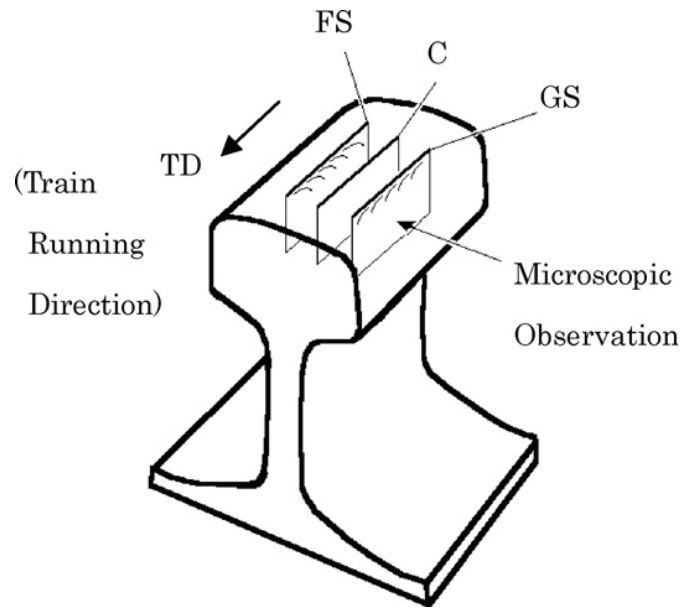


Fig.5.4 Positions of the vertical sections parallel to the train direction on which optical microscopic observation of the plastic flow was performed.

GS10mm 位置の頭頂面表層部における TD 方向断面の金属組織を示す。NN および GN では、FS10 mm から FS5 mm にかけて列車進行方向への塑性流動が明瞭に認められる。一方、C 位置および C 位置から GS の間には塑性流動が認められない。他方、NG および GG は削正直後に試料が採取されたことから金属組織に塑性流動はほとんど認められない。

供試レール間における塑性流動層を比較するため、塑性流動状態が明瞭に認められる観察位置の金属組織を再整理した。図 5.7 に供試レール間の比較結果を示す。比較した観察位置は、各供試レールの GS20mm 位置、C 位置、FS10 mm 位置である。

i . NN と GN の比較

NN と GN の表層の金属組織は、類似の塑性流動パターンを示す。両者とも C 位置に塑性流動は認められない。一方、FS,GS 側では塑性流動が認められる。塑性流動の方向は C 位置を境に反転している。塑性流動の方向は、第 3 章で詳述したように車輪踏面の直径差に基づいた接線力の作用方向に支配される。塑性流動層の厚さについては両者ともほぼ同程度である。両者は累積通過トン数

Train running direction →

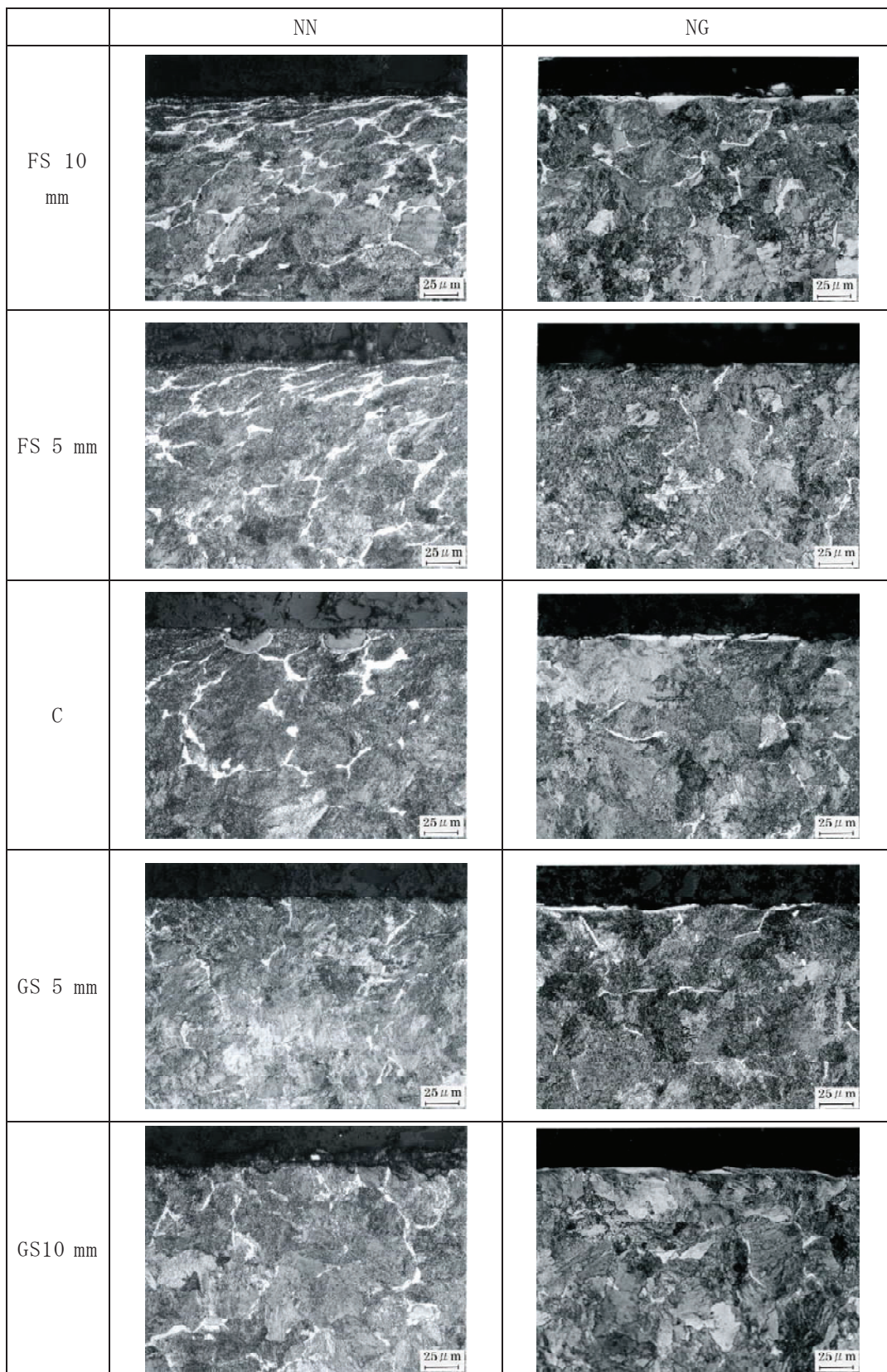


Fig.5.5 Metallographic structures of test rails (NN, NG) observed on the vertical sections from FC 10mm to GS 10mm.

Train running direction →

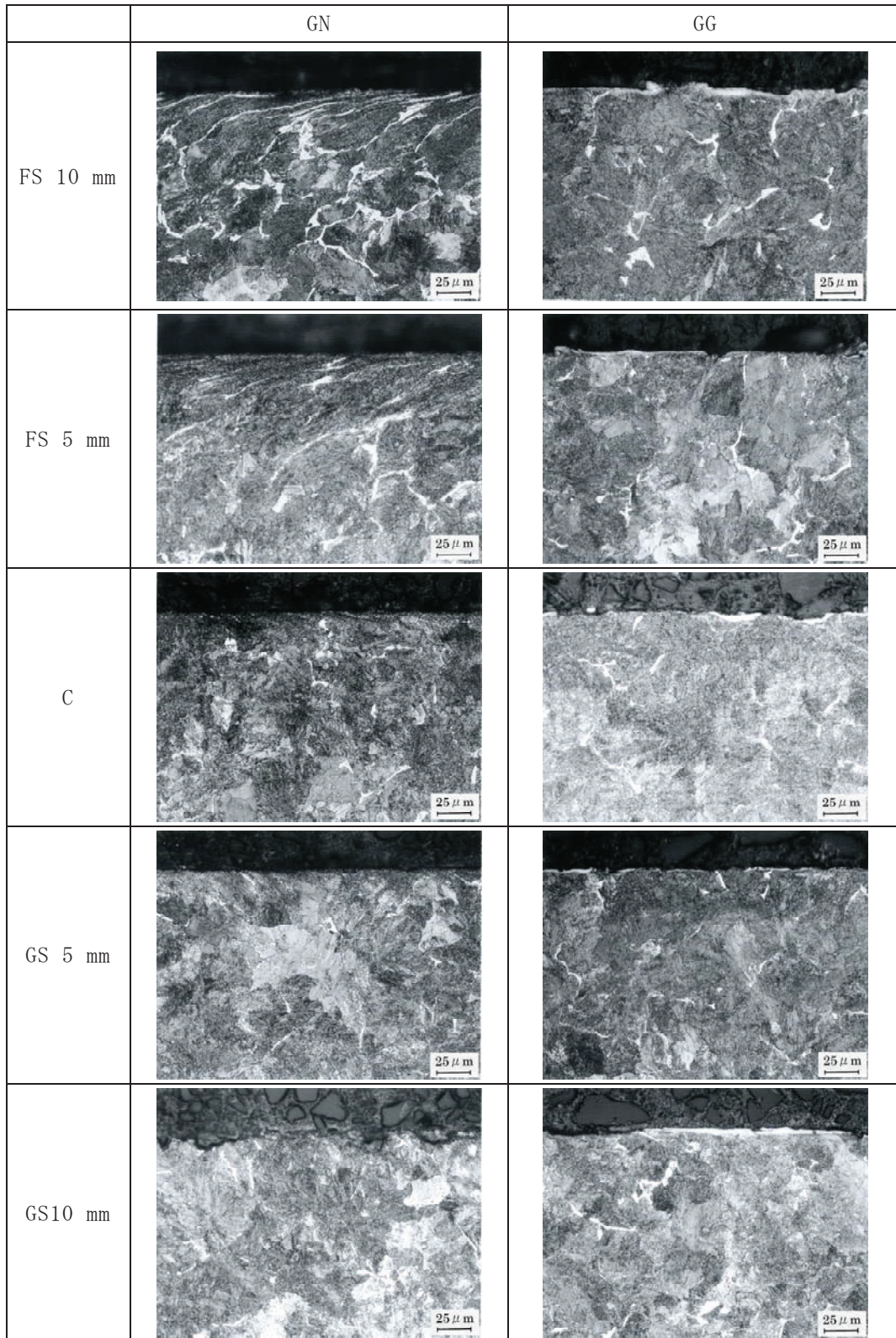


Fig.5.6 Metallographic structures of test rails (GN, GG) observed on the vertical sections from FC 10mm to GS 10mm.

Train running direction →

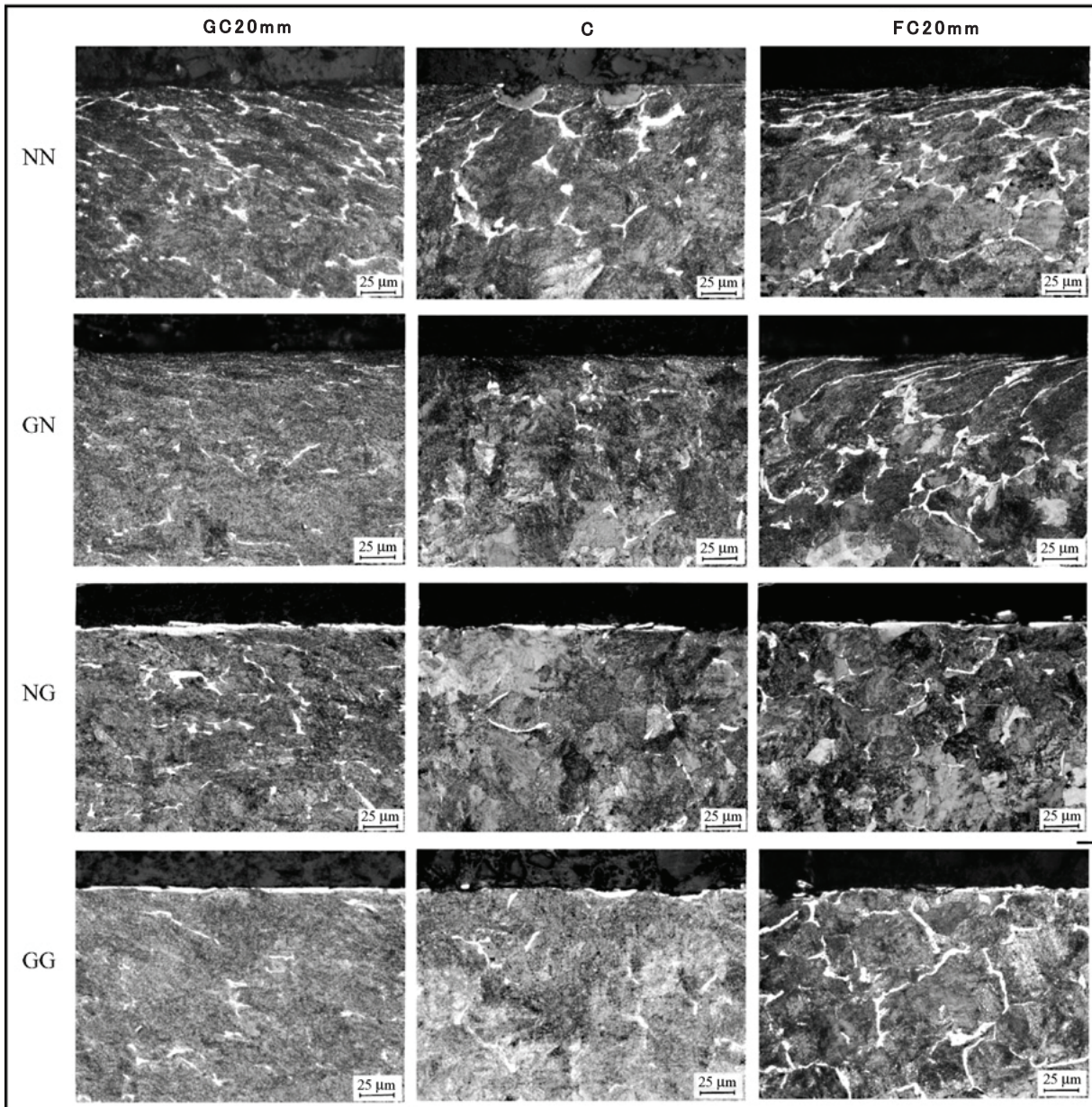


Fig.5.7 Metallographic structures of test rails observed on the vertical sections center, FS 10mm and GS 20mm.

に3倍近い違いがあるにもかかわらず、塑性流動の発達程度は類似している。GNは第1回目に削正された後の累積通過トン数74MGTで既にNN(累積通過トン数222MGT)とほぼ同じ程度まで塑性流動が進行している。また、レール削正を受けた後に車輪との接触が繰り返されてもC位置では塑性流動が生じていない。このことから、車輪/レールの接触位置は削正の有無にかかわらずC位置からほとんど変化しないと推定される。

ii . NN と NG の比較

NNに見られる塑性流動層は、NGには認められない。このことは、2回目の削正で塑性流動層が完全に除去されたことを表す。この削正効果は、GN,GGの比較によっても同様に確認される。金属組織観察の結果から、今回の削正試験の範囲においては、累積通過トン数が222MGT経過した時点でレール削正を行った場合でも塑性流動層を除去できることが判明した。その一方で、レール削正後の車輪接触によって塑性流動層は再度発達し、累積通過トン数が74MGT経過した時点で累積通過トン数222MGTを経過したレールと同じ程度になることを把握した。

5.3.3 レール頭頂面表層部の結晶配向状態

5.3.3.1 X線回折逆極点図測定

a. 測定位置選定の考え方

図5.8に逆極点図測定用試料の採取位置と参照軸を示す。本研究では、車輪の踏面勾配に基づく差動すべりの影響をできるだけ避けるために接線力が最小の位置、すなわち塑性流動が最も少ない位置あるいは消失した位置を測定対象位置として採用することにした。

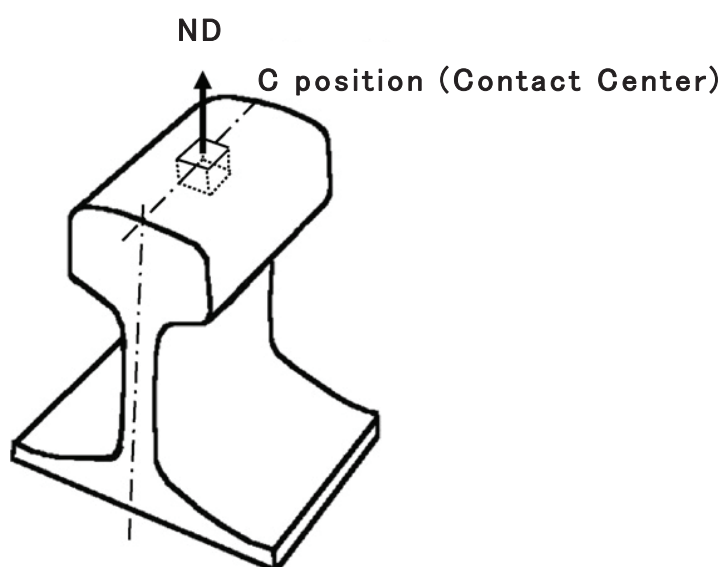


Fig.5.8 The position of the area exposed to X-ray in the measurement of axis density.

b. 測定位置の選定

金属組織観察の結果，NN および GN は C 位置にのみ塑性流動が認められなかった．そこで，NN および GN の接触中心は，C 位置に決定した．他方，NG および GG は全観察位置において塑性流動が認められないことから金属組織観察による接触中心の決定は困難である．そこで，NN および GN の金属組織観察結果から類推して，NG および GG の接触中心を C 位置とすることにした．

c. 測定方法

i . X 線測定条件および試験片

X 線回折測定条件は，第 3 章で述べた条件と同じとした．すなわち，測定装置は回転対陰極型 X 線発生装置付き X 線回折装置，X 線源はモリブデン (Mo) ターゲット，印加電圧は 60kV，印加電流は 200mA とした．また，測定対象軸は α Fe 結晶の 110，100，211，310，111(222)，321 の 6 軸とした．

X 線回折測定用試料の採取位置，形状・寸法は第 3 章の解析と同じにした．すなわち，接触中心として選定した供試レールの C 位置を中心に RD 方向（レール横断面方向）長さ 10mm×TD 方向（レール長手方向）長さ 10mm×試料厚さ 9mm とした．なお，測定にあたっては蛍光板を用いて試料面（10mm×10mm）に各走査軸における X 線照射範囲が確実に収まることを確認した．

ii . 測定手順

測定手順は，第 3 章に述べた方法と同じとした．すなわち，先ずレール頭頂面（深さ 0 μ m）の測定を行った．その後，電解研磨によって表面の物質を除去した後に X 線測定を行う操作を繰り返すことによって，深さ方向における軸密度の変化を測定した．なお，測定面の深さ間隔が広がると電解研磨面の平面性が悪くなることから，第 3 章で述べたように手研磨と電解研磨を組み合わせることによってこの問題を回避した．深さ方向の公称測定深さは，0，10，20，30，45，60，80，100，125，150，250，500，600，700，800，900，1000，1200，1400，1600，1800，2000，2250，2500，2750，3000，3250，3500，5000 μ m とした．ただし，5000 μ m の測定には，試験片の裏面を使用した．

d. 測定結果

図 5.9 に、NN, GN, NG, GG および新品レール (New) の X 線回折逆極点測定による軸密度の深さ方向における変化曲線を示す。本研究で行ってきたここまでの解析によって、111 軸密度が最も敏感に深さ方向における変化を示すことが把握できた。そこで、本章においても 111 軸密度に着目した。図 5.10 に各供試レールの 111 結晶軸のみを抽出した結果を示す。

i. New (未使用新品レール)

軸密度の値に若干ばらつきが見られるものの、全ての測定深さにおいて軸密度が 1.0 前後の値が測定されている。これは、New の $\{hkl\}$ 結晶面が X 線回折測定面に平行になっている割合が、測定基準としたランダムサンプルとほぼ同じであることを意味する。すなわち、測定対象とした New には結晶粒子の配向は認められない。

ii. NN (削正履歴なしのレール)

軸密度はレール頭頂面の表面から内部向かって大きく増加し、深さ約 $150 \mu\text{m}$ から増加割合が若干低下し、曲線に肩状の変曲部が現れる。再び、深さ $250 \mu\text{m}$ から軸密度の増加割合が高くなり、深さ約 $750 \mu\text{m}$ においてピークを迎える。その後、軸密度の値は低減に転じ、ピークから若干下がった深さにおいて低下割合が変化する。さらに、軸密度はこの変曲部を経て深さ約 $1200 \mu\text{m}$ まで急速に値が低下していく。NN の 111 軸密度はこのような大きな変化を示した後、漸次低減して深さ約 $2500 \mu\text{m}$ で軸密度 1.0 に収斂する。

iii. NG (222MGT 使用後 1 回削正のレール)

軸密度の最大値を与えるピーク位置は NN の約 $750 \mu\text{m}$ と比較して表面近くに移動しており、同時に最大値は NN よりも低い。なお、NN に見られた軸密度曲線の表面から内部ピークへ向かう途中の表層部の変曲部は、NG には認められない。これらの原因については現時点で不明である。しかし、第 2 回目の削正において表面から深さ $300 \mu\text{m}$ までの領域が削除されたこと、さらに削正直後にレール交換されたことから車輪との接触繰り返しが軸密度曲線に変曲部を形成す

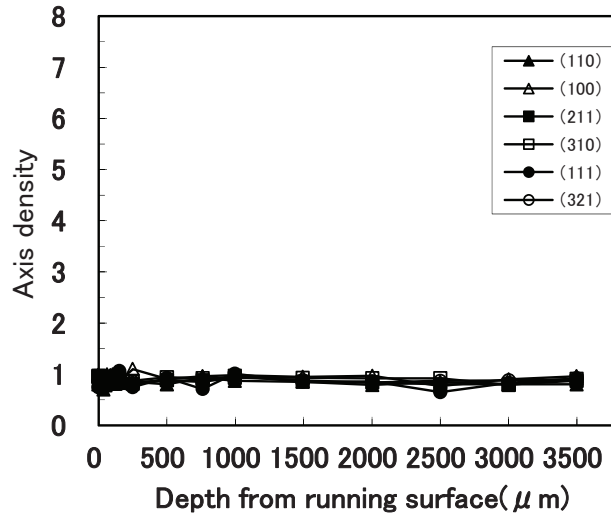
る程十分でなかったことなどが影響していると考えられる。なお、NNと同様にピーク位置から若干下がった深さ約 700 μm 位置に変曲部が現れる。

iv . GN (148MGT で 1 回目削正, その後 74.1MGT 使用のレール)

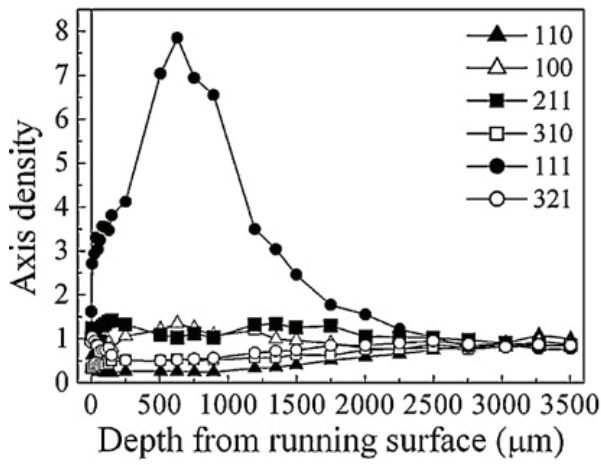
軸密度の最大値を与えるピーク位置は、深さ約 250 μm に存在する。GN の軸密度曲線の深さ方向における変化は NN に比べて少ない。NN の軸密度曲線に見られた表面付近およびピーク位置から若干下がった位置の変曲部に相当する特徴的な変化は認められない。また、形成されたピークはなだらかで、NN に見られる急峻なものではない。

v . GG (148MGT で 1 回目削正, その後 74MGT で 2 回目削正のレール)

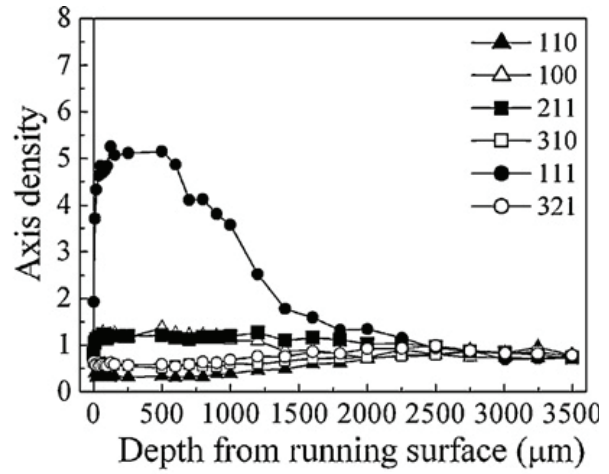
GG は、他の供試レールと異なる軸密度曲線の形を呈している。軸密度は表面から深さ方向へ大きく上昇し、他の供試レールに認められるようなピークは形成されず深さ約 600 μm まで不規則に変化している。しかし、その後は NG に認められたピーク位置よりも若干深い位置に形成される変曲部を経て、その後は比較的単調に低減する傾向を示す。そして、深さ約 2000 μm で軸密度は 1.0 に収斂する。GG の表面直下の不規則な変動原因は現時点で不明であるが、レール頭頂面の削正痕あるいは削正後の断面形状変化によって、車輪との接触が平均化されなかったことが影響しているのではないかと考えた。レール削正の影響を検討する場合は、本来、削正後の車輪接触の影響を排除することが望まれる。しかし、たとえ削正試験であっても保線作業の工程時間制約があるため、削正した供試レールを試験当夜に交換することは困難であり、最短でも翌日当夜になることは避けがたい。削正ままの状態を試験レールを入手できないならば、車輪との不均一接触の影響を回避することが望まれる。そのためには、表面の粗さが鈍化するなど車輪との接触が平均化するまでの一定期間をおいた後に供試体を採取することが必要ではないかと思われる。ただし、その場合はレール削正後の累積通過トン数と軸密度の関係を明らかにしておくことが必要である。



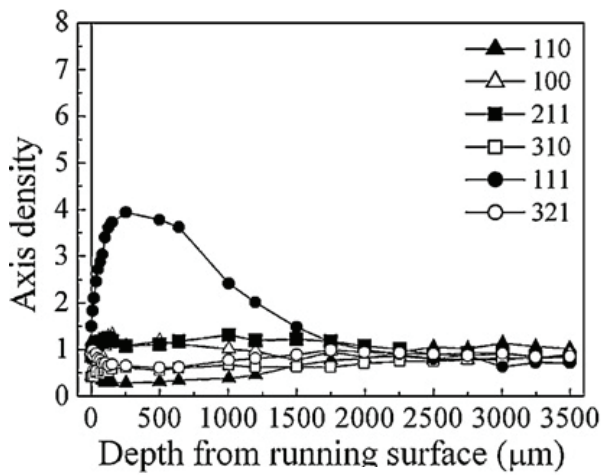
(1)New



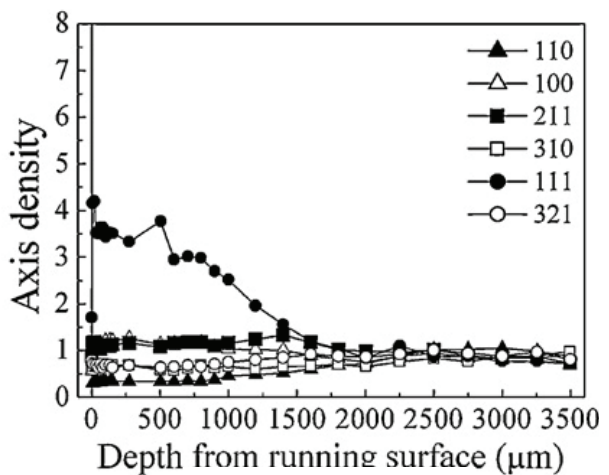
(2)NN



(3)NG

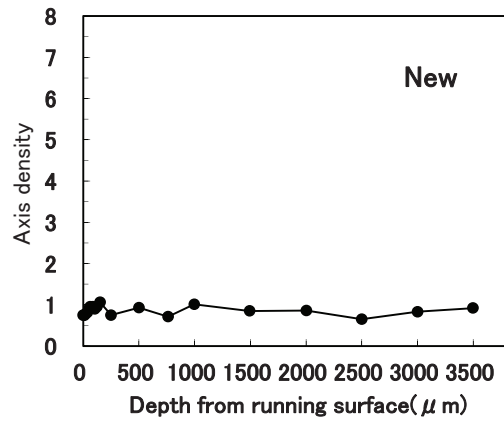


(4)GN

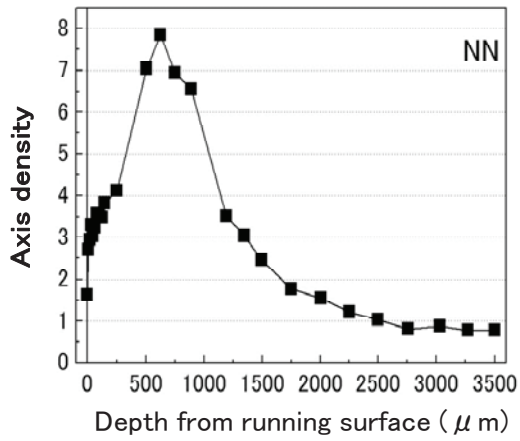


(5)GG

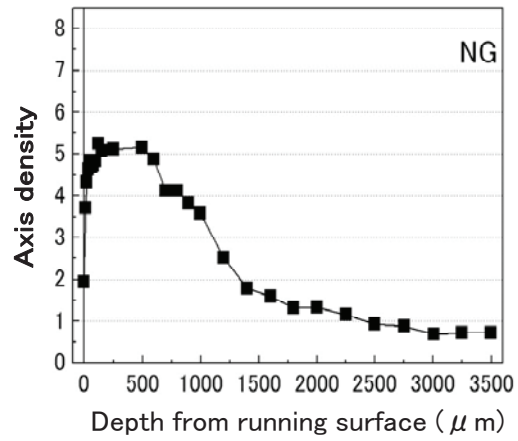
Fig.5.9 Variation of axis density of the test rails in the direction of depth from the running surface. The crystallographic axes are 110,100, 211, 310, 111 and 321.



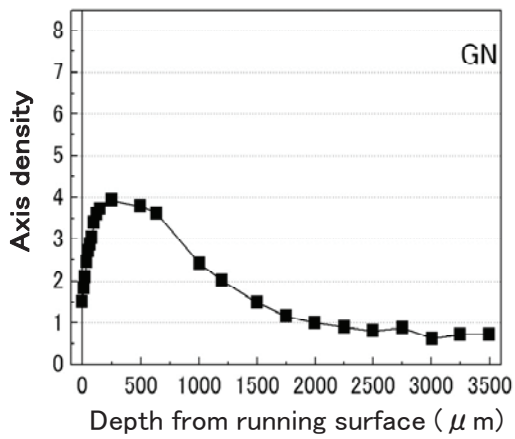
(1) New



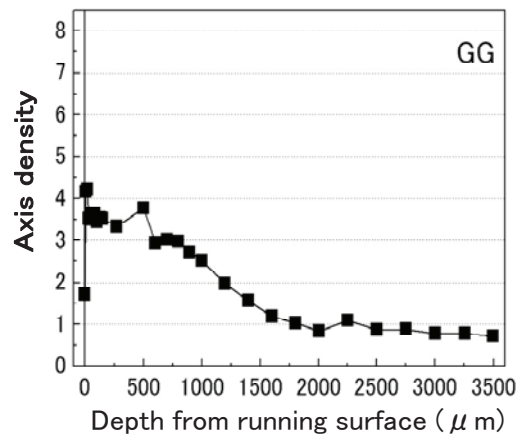
(2) NN



(3) NG



(4) GN



(5) GG

Fig.5.10 Variation of axis density of the test rails in the direction of depth from the running surface. The crystallographic axes are

111.

e. 供試レール間の 111 軸密度曲線の比較

i. NN と NG の比較

図 5.11 に NN と NG の 111 軸密度の深さ方向変化の曲線を示す. (a) はレール頭頂面からの深さをそのまま用いた曲線, (b) は第 2 回目の削正量を考慮して, NG の曲線を内部方向へ $300\mu\text{m}$ 移動した曲線である. 削正分を移動して表示すると, NN の深さ約 $150\mu\text{m}$ に認められた変曲部から表面側の層が削正によって除去されたことが明瞭になる. また, NG では内部の軸密度分布の状態が直接表面に露出している状況が明瞭になる. この結果から, 削正によって表層部が除去されたことを X 線回折逆極点測定からも確認することができた. 一方, NN の深さ約 $750\mu\text{m}$ に最大値を持つ急峻なピークは, 削正後の NG を見るとなだらかな台形状になり, 軸密度の最大値も約 3 分の 2 に低下している.

この結果から, レール削正は次のような効果をレールに与えると考えられる. NN に見られるピーク深さ位置は砥石と接触しないため, 研削加工による物質除去という直接的影響は受けないものの, 削正による頭頂面の断面形状の変化によって車輪/レールの接触状態が変わる等の間接的な影響を受けると考えられる. その結果, 結晶配裂の再構成が起こることによって軸密度に変化が生じたものと推定される. このような $\alpha\text{-Fe}$ 結晶の配向は, それまでに蓄積された転がり接触による影響を緩和する効果を持つことが期待される. さらに, 深さ約 $1250\mu\text{m}$ より深い領域では, 両者の軸密度曲線は良く一致している. これは,

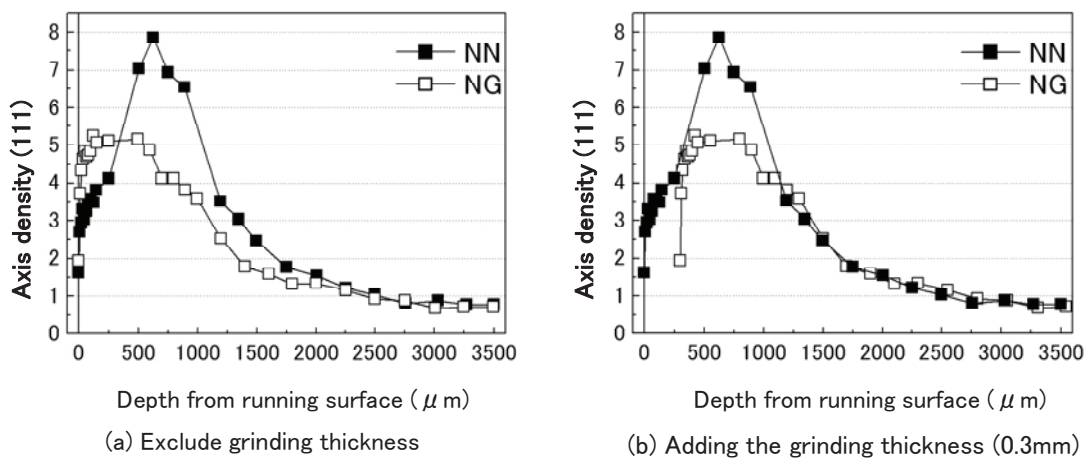


Fig.5.11 Comparison of the 111 axis density measurement results of the NN and NG.

それ以上深い領域に削正の影響が及んでいないことを示していると考えられる。

NN と GN を比較することにより，削正はレール頭頂面の表面層を除去するだけでなく，車輪とレールの接触力学的影響を間接的に受けているレール頭部内部の領域においても，その影響の蓄積を緩和する効果があることを把握した。

ii . NN と GN の比較

図 5.12 に NN と GN の 111 軸密度の深さ方向変化の曲線を示す。(a)はレール頭頂面からの深さをそのまま用いた曲線，(b)は第 1 回目の削正量を考慮して GN の曲線を内部方向へ $200 \mu\text{m}$ 移動した曲線である。図中の (a) で両曲線の表面から約 $150 \mu\text{m}$ までの表層部を比較すると，互いによく似た立上がり部の形状を示している。この形状は，ある程度の期間にわたり転がり接触の影響を受けたレールの表層部に共通に発達する構造を反映していると考えられる。GN は，削正後からレール交換されるまでの累積通過トン数は 74MGT である。これを軸重が 10t と仮定して車軸接触回数に換算すると 7.4×10^6 回となる。このような回数の車輪接触を経てきたにもかかわらず，GN には NN に見られる急峻なピークの形成は認められない。

NN と GN を比較することにより，レール削正後，ある程度の期間使用されたレールの表層部には 111 軸密度の特徴的な立上がり部すなわち変曲部が形成されること，削正後はそれよりも深い領域において 111 軸密度の再上昇は急速に進行しないことが判明した。

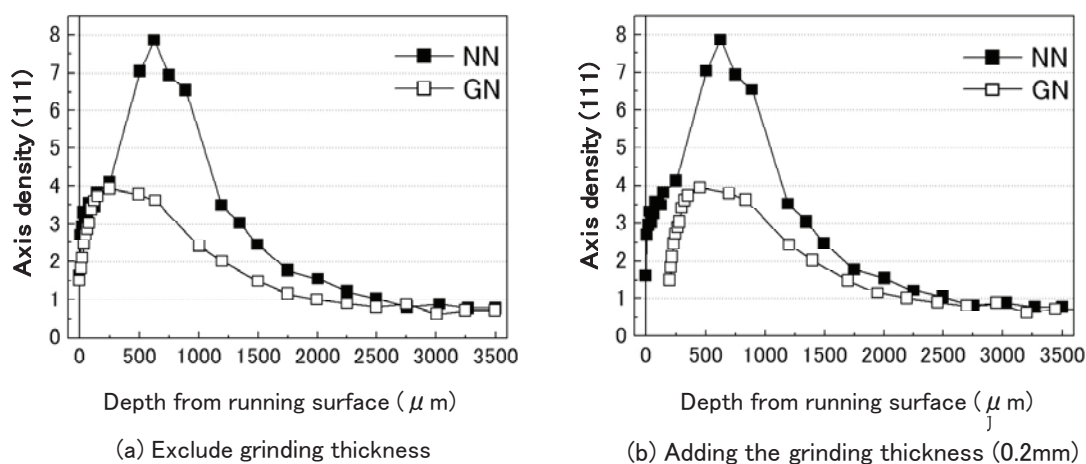


Fig. 5.12 Comparison of the 111 axis density measurement results of the NN and GN.

iii . GN と NG の比較

図 5.13 に GN と NG の 111 軸密度の深さ方向変化の曲線を示す. (a)はレール頭頂面からの深さをそのまま用いた曲線, (b)は第 1 回目の削正量を考慮して, GN の曲線を深さ方向へ $200 \mu\text{m}$ 移動, 第 2 回目の削正量を考慮して NG の曲線を深さ方向へ $300 \mu\text{m}$ 移動した曲線である. 時期が異なるものの, 両者はいずれも 1 回だけ削正を受けたレールである. GN は, 累積通過トン数 148MGT 時点で第 1 回目の削正を受けた後, 74MGT 使用されている. そのため, GN の 111 軸密度の今回の測定値は, 2 年前の削正時に持っていた 111 軸密度値に削正後 74MGT (2 年間) の使用分が加わった値と考えられる. それにもかかわらず, 表面から深さ約 $1500 \mu\text{m}$ にわたり, GN の 111 軸密度値は NG よりも低い. その間, 軌道条件, 車両走行条件に変化がなかったと仮定するならば, 削正時期は早い方が継続的に 111 軸密度を低く維持できると推定される. GN と NG を比較することによって, 早期に削正を実施すると, その後の 111 軸密度を低く維持できることが推定される.

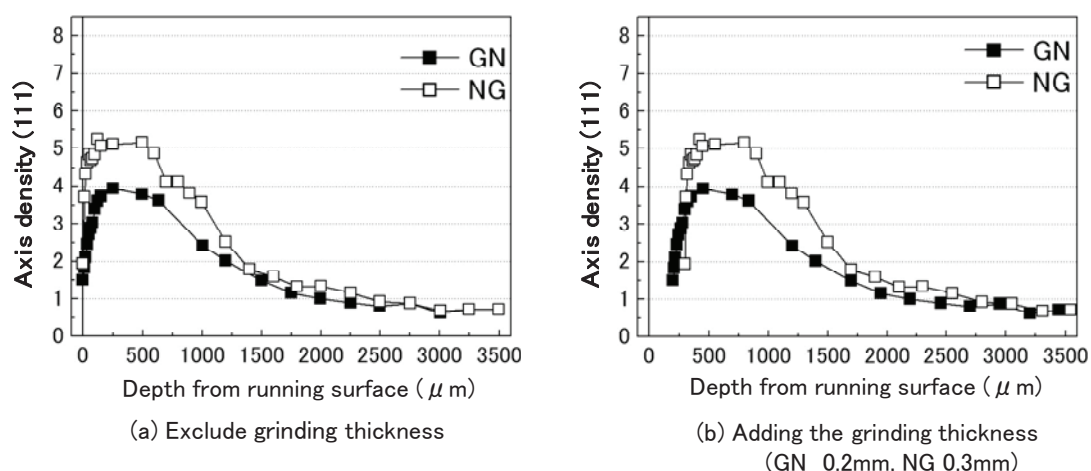


Fig. 5.13 Comparison of the 111 axis density measurement results of the GN and NG.

iv . NG と GG の比較

図 5.14 に NG および GG の 111 軸密度の深さ方向変化の曲線を示す. (a)はレール頭頂面からの深さをそのまま用いた曲線, (b)は第 2 回目の削正量を考慮して NG の曲線を深さ方向へ $300 \mu\text{m}$ 移動, 第 1 回目と第 2 回目の削正量を考慮して GG の曲線を深さ方向へ $500 \mu\text{m}$ 移動した曲線である. NG と GG はいずれも削

正直後であるにもかかわらず，111 軸密度曲線の深さ方向における挙動が異なる．すなわち，NG では表面から深さ約 600 μm までの領域でほぼ均一な軸密度の値を示す．一方，同じ深さ領域の GG の軸密度は，NG に比べて低く，かつ表面から比較的単調に低減している．この結果から，第 1 回目の削正を実施しなかった場合，第 2 回目の削正だけでは 2 回削正したほどに 111 軸密度が低い値まで低下しないことが確認された．この結果は，ある間隔で削正を継続すると 111 軸密度を低く維持できる可能性があることを示唆していると考えた．すなわち，両供試レールの削正量の合計は，NG が 300 μm ，GG は 500 μm である．そのため，仮に GG の二度の合計削正量に相当する削正を NG に対して一度に実施すれば，GG と類似の 111 軸密度曲線が得られる可能性は残る．ただし，削正回数を少なくして一度に深く削正するような削正計画は，車輪／レールの転がり接触の影響を受けた状態を放置するリスク期間の長期化，削正量が多くなることによるレール頭頂面の温度上昇およびそれによる別種の材料的損傷の発生（たとえば白色層や青熱・赤熱脆性など），削正作業量や削正コストの集中化など種々の問題を誘発することが想定される．

NG と GG を比較することにより，削正作業を分散化する効果を検討した．その結果，今回の測定結果だけでの検討では不十分なものの，計画削正の通過トン数と削正間隔を決定する際の着目点を明確化することができた．

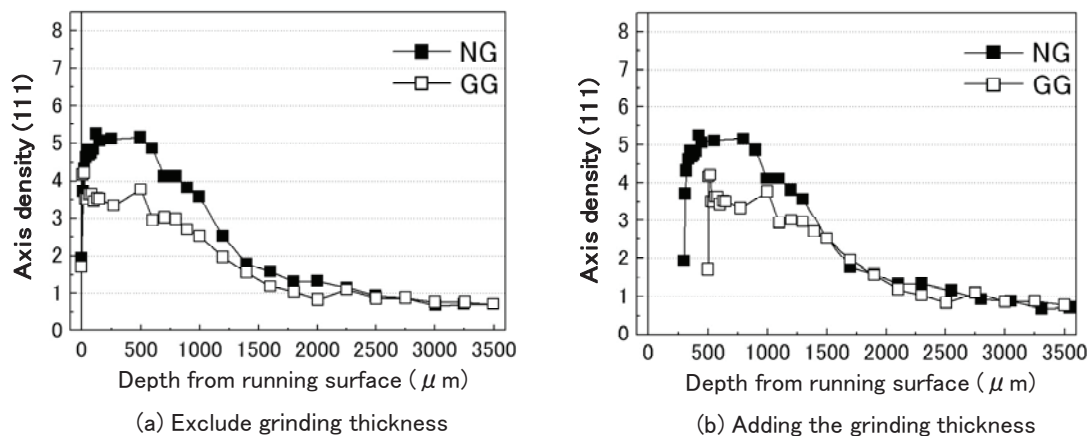


Fig.5.14 Comparison of the 111 axis density measurement results of the NG and GG.

v . GN と GG の比較

図 5.15 に GN と GG の 111 軸密度の深さ方向変化の曲線を示す．(a)はレール頭頂面からの深さをそのまま用いた曲線，(b)は第 1 回目の削正量を考慮して GN の曲線を深さ方向へ $200\mu\text{m}$ 移動，第 1 回目と第 2 回目の削正量を考慮して GG の曲線を深さ方向へ $500\mu\text{m}$ 移動した曲線である．削正分を考慮して表示すると，GN の 111 軸密度曲線には NN に見られるような特徴的な立上がり部が認められない．一方，GG では内部の軸密度分布の状態が直接表面に露出している状況が明瞭になる．さらに，それよりも深い領域では，両者の軸密度の深さ方向変化は，比較的似た挙動を示している．その結果，GG の 111 軸密度曲線は表面から比較的単調に降下する傾向を示している．上記 ii) 項で見たように，GN の 111 軸密度曲線の表層部には，削正後の使用の影響が現れている．GG は，この表層部を除去した状態を明瞭に示している．第 2 回目の削正後，仮に GG を継続的に使用した場合，111 軸密度曲線の表層部には GN と類似の立上がり部が形成されたであろうことが推定される．表層部にこのような特徴が現れてきたら，さらに次の削正を行って表層部を除去することにより，111 軸密度の値を常に低い状態に維持できると考えられる．

GN と GG を比較することにより，表層部に 111 軸密度曲線に見られる特徴的な立上がり部が形成された時期に次の削正を実施すれば，111 軸密度値を常に低く維持できる可能性を提示することができた．

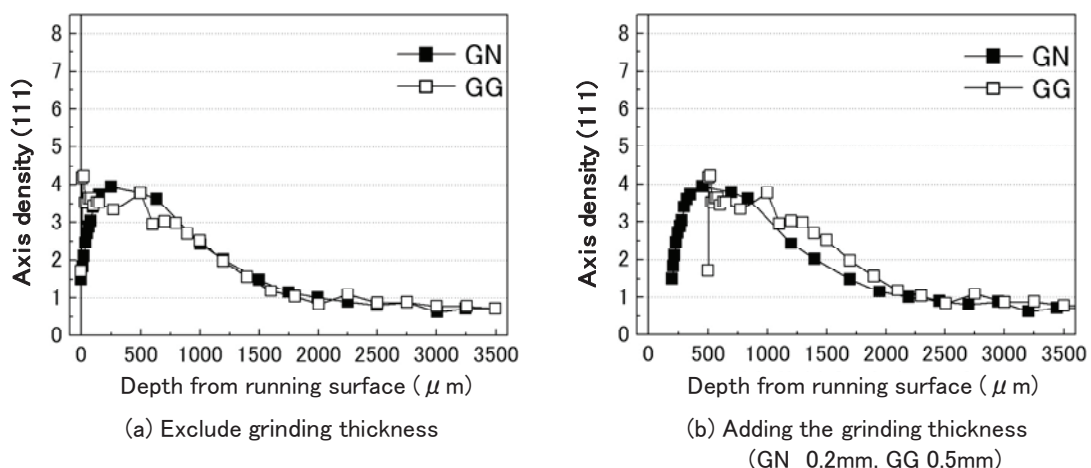


Fig.5.15 Comparison of the 111 axis density measurement results of the GN and GG.

5.3.3.2 EBSD 測定

a. 試験片の採取

図 5.16 に試験片採取位置を示す。EBSD の測定位置は、5.3.3.1 項の X 線回折逆極点測定と同様に、接線力の影響ができるだけ少ないあるいは消失する位置とし、金属組織観察の結果から C 位置で行うことにした。なお、試験片は、X 線回折逆極点測定に用いた試験片を採取した隣接位置から採取した。

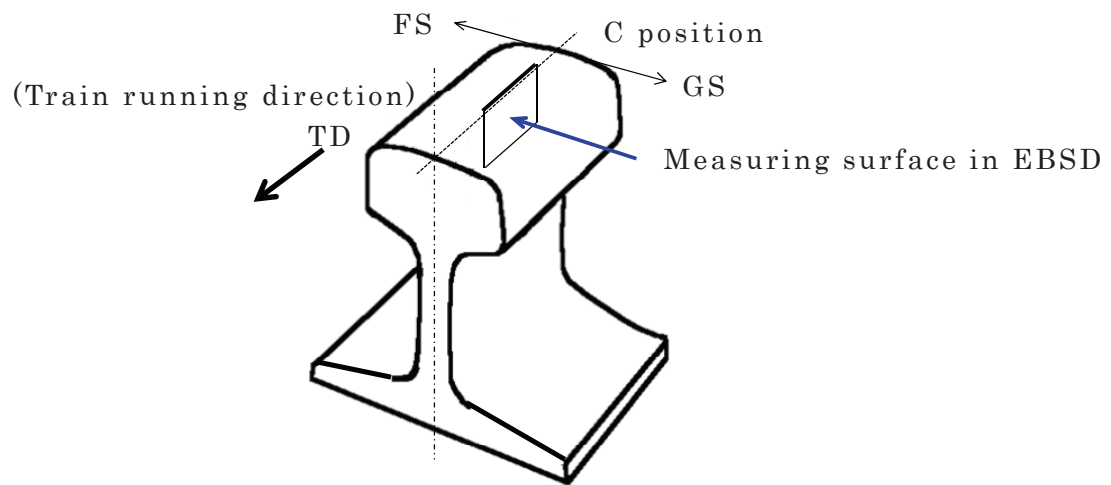


Fig.5.16 The position of the vertical section parallel to train direction on which EBSD measurement.

b. 測定方法

i . EBSD 解析条件

FE-SEM に組み込まれた TSL 社製 OIM™ 解析装置を用いて EBSD 測定した。測定条件は、加速電圧 25kV、走査ステップ 200nm とした。

ii . 測定手順

C 位置の GS 側断面を測定対象面とし、先ず、SiC 研磨紙の砥粒番号を #600, #800, #1000, #1200, #1500, #2400, #4000 と順に換えて湿式で手研磨を行った。次に、粒度 $1\mu\text{m}$ のダイヤモンド研磨剤を用いて精密研磨を行った。さらに、測定対象面の研磨加工による加工ひずみを除去するため、コロイダルシリカを

用いて化学・機械研磨を行った．このような試料調整を行った試験片の EBSD 測定を行った．

c. 測定結果

図 5.17 に NN，図 5.18 に NG の ND 方向を参照軸とした表面から深さ 50mm における結晶方位像分布図を示す．この図は，上方がレール頭頂面表面，列車進行方向は左から右である．結晶方位像分布図中に示した結晶方位は，参照軸に平行な結晶軸を付記のカラーキーで示した．また，隣接計測点間の方位差角 15 度以上を高角粒界 (HAGB:High angle grain boundary)，方位差角 2~15 度を低角粒界 (LAGB:Low angle grain boundary) と定義して，それぞれ黒色線と白色線で示した．

i . NN

結晶粒は微細粒であり，せん断帯と推定される組織がレール頭頂面を基準に列車進行方向から見て 120~130° 方向に存在する．他の視野においてもこのような組織すなわち結晶粒が微細化しせん断帯様の組織が認められる箇所が頻繁に見られた．また，粒界分布は，高角粒界に比べて低角粒界が非常に多く存在している．

ii . NG

NG のレール頭頂面表層の結晶粒子の大きさは，NN に比べて大きい．結晶粒は一部に高角粒界が認められるが，大部分は方位差角の小さい境界 (sub boundary) によって分割されており，セル組織が発達していると考えられる．なお，NG は，研削加工による摩擦発熱によって研削面の温度が上昇し，マルテンサイトが形成されている可能性が考えられた．しかし， α -Fe の解析条件で観察域全面の方位が決定できたことから，加工誘起マルテンサイトの発生はないと考えられる．

iii . 未使用新品レール

結晶の初期状態を確認するため，NN および NG と同じ方法で未使用新品レー

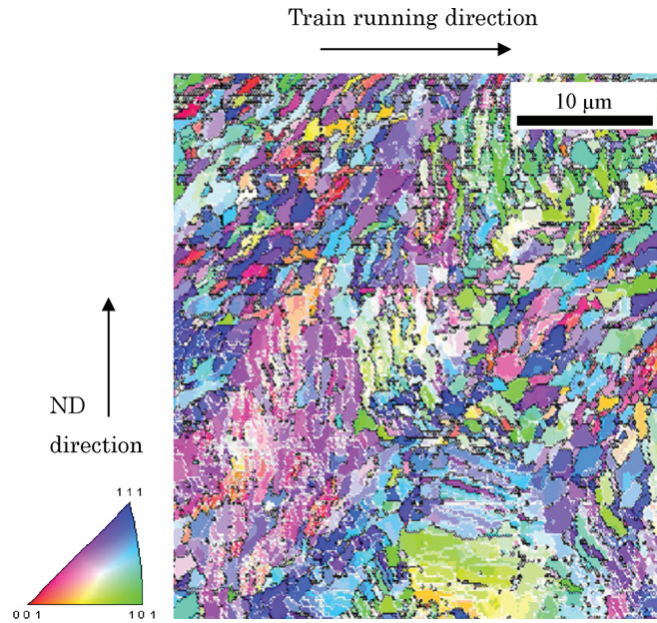


Fig.5.17 Orientation image map (OIM) of NN with color key to represent crystal orientation direction taking ND direction as the reference direction.

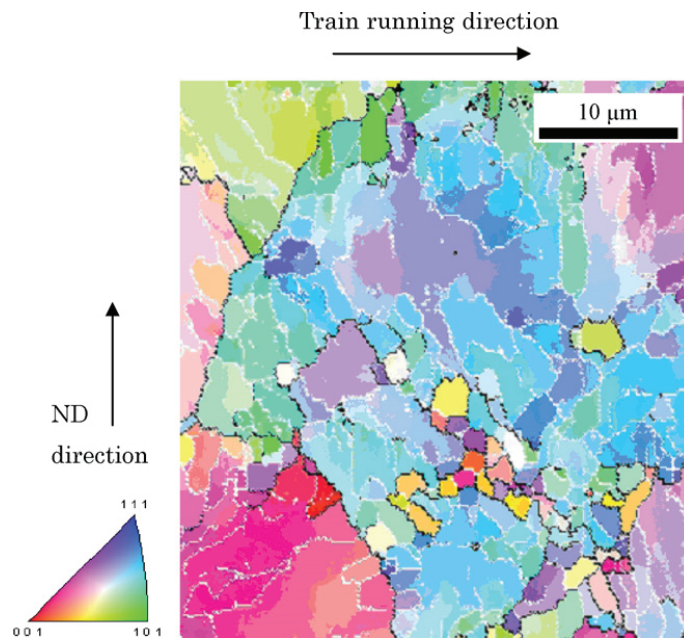


Fig.5.18 Orientation image map (OIM) of NG with color key to represent crystal orientation direction taking ND direction as the reference direction.

ルの解析を行った. 図 5.19 に ND 方向を参照軸とした表面から深さ 50mm までの結晶方位像分布図を示す. この図は, 上方がレール頭頂面表面である. 未使用

新品レールを構成する結晶粒の大きさは、NGと概ね同じと云える。しかし、NGと大きく異なる点は、新品レールの結晶粒は高角粒界で囲まれた大きな結晶粒が低角粒界の密集によって細かく分断されたNGのような結晶構造を持たないことにある。新品レールの解析結果を考慮すると、NGには削正によっても車輪との繰り返し接触によって発現する何らかの影響が除去あるいは緩和されないで残存していることが考えられる。

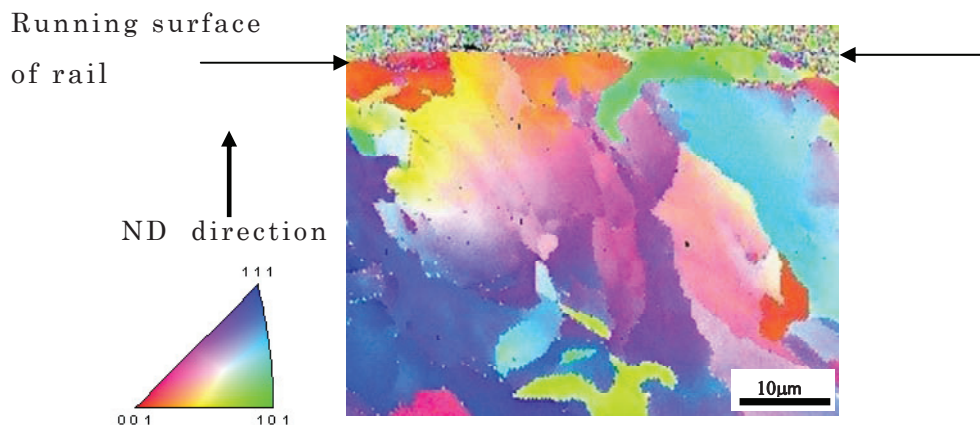


図3 新品レールの方位マップ

Fig.5.19 Orientation image map (OIM) of New with color key to represent crystal orientation direction taking ND direction as the reference direction.

iv . 高角粒界 (HAGB) 密度

図 5.20 に表面から深さ方向における高角粒界密度の変化を示す。図中には、NNとNGの変化曲線を示した。なお、NGは、第1回目の削正で除去された層の厚さを考慮して、測定された値を深さ方向へ300µm移動してプロットした。したがって、深さ300µm位置がGGの表面である。

NNの高角粒界密度は表面が最も高く、深さ約200µmまで減少し、再び増加に転じてピークを形成する。その後、単調に低減して深さ約4000µmで一定の値に収斂する。表面付近で高角粒界密度が高い理由は、表面の観察において頻繁に認められるせん断帯と思われる組織の存在から、車輪との接触により大きなせん断変形が生じ、それによって初期粒が細粒化されたと考えられる。そして、NNの表面下200µm深さ以降に形成されるピークは、車輪との転がり接触によって頭頂面下に作用する応力が初期粒を変形させることによって形成され

るのではないかと考えた。一方、NGの表面付近における高角粒界密度はNNレールに比べて非常に低い。これは、表層部がレール削正によって除去されたことによる。また、表面から概ね1000 μm より浅い位置における値が低くなっているのは、車輪との転がり接触による応力に起因した頭頂面下の変形影響が削正によって緩和されたことによると考えられる。なお、NGの1000 μm 以降の深さ方向における変化はNNとほぼ同じである。これは、削正の影響がこの深さ領域まで及ばず、車輪との繰り返し接触による影響がそのまま残存したものと考えられる。

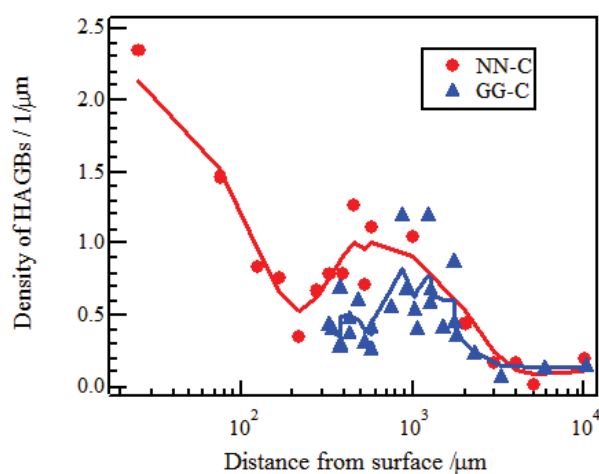


Fig.5.20 Comparison of HAGB variation curves of NN and GG. The curve for GG is given in the figure with a displacement of 300 μm taking the thickness of removed layer in the second grinding into account.

5.4 レール削正時期の検討

本研究では、金属材料学的観点から鉄道用パーライト鋼レールの表面損傷対策の一つであるレール削正効果について検証を行ってきた。その結果、レール削正を行うと車輪との接触繰り返しによって形成される金属組織の塑性流動や結晶配向、微視ひずみの蓄積など車輪との繰り返し転がり接触によって発現する材料影響を除去できることが判明した。さらに、削正砥石が直接接触しないレール頭部内部においても、レール削正が行われることによって車輪との繰り返し

返し接触によって発現する材料影響を緩和あるいは減少させる事を把握した。すなわち、シェリング損傷のトリガーになる頭頂面表層の疲労やその他の欠陥を含むレール頭頂面表層の物質を直接的に削正除去することに加えて、削正することによる影響が頭部部内部に蓄積された疲労や結晶の配向を緩和あるいは減少する効果を持つということをも材料解析によって把握した。

レール削正を効率的に実施するためには削正量と削正間隔が重要なパラメータとなる。このうち、削正深さについては本研究でこれまで述べてきた材料解析によってその指針を提示することができたと考える。削正間隔については、新幹線では新品レールを敷設後概ね 50MGT 毎に削正を行う体制が整っている。しかし、在来線についてはレール削正車の保有数、線路の使用状況から新幹線と同等にレール削正を実施することは非常に困難である。そのため、保有するレール削正車を最大限有効に使用する方策を立てる必要がある。その際、対象線区全線区を同時に削正することは困難であることから、優先順位を付けることになる。その際、累積通過トン数がどの程度の大きさに達するまでに削正を行わなければならないかの目安を合理的に決めることが重要となる。使用開始後の在来線レールのシェリング損傷防止を目的としたレール削正時期に関する材料面からの学術的検討例は、本研究を着手する際に行った既往研究の調査の範囲において見い出せなかった。そこで、同一線区の在来線から累積通過トン数の異なるレールを採取し、累積通過トン数と疲労き裂進展の閾値である下限界応力拡大係数範囲の関係に着目して、削正開始時期の検討を行った。

5.4.1 き裂進展試験

5.4.1.1 試験片

供試レールは、在来線の列車頻度が高い通勤線区において使用されていた 60kg 普通レールである。それらの累積通過トン数は、100MGT、200MGT、600MGT である。き裂進展試験に用いる試験片は、シェリング損傷が表面起点型の転がり疲労損傷であることから試験片はできる限りレール頭頂面に近い位置から採取することを考慮して小型薄肉 CT 試験片とすることにした。表 5.3 に機械的性

質を示す．なお，ここに示した値は機械試験結果の一例を示したものである．試験片は，供試レールのレール頭部から頭頂面に平行に採取した．図 5.21 に試験片の採取位置と形状・寸法を示す．また，シェリング損傷の初期き裂は，レール頭頂面に平行な水平裂として主に列車進行方向に進展する特徴を有することから，試験片のき裂進展方向をレール長手方向と一致させた．供試レールの金属組織は全断面がパーライト組織である．

Table 5.3 Mechanical properties.

0.2% Proof stress	Tensile strength	Elongation	Vickers hardness
450 MPa	910 MPa	15%	262

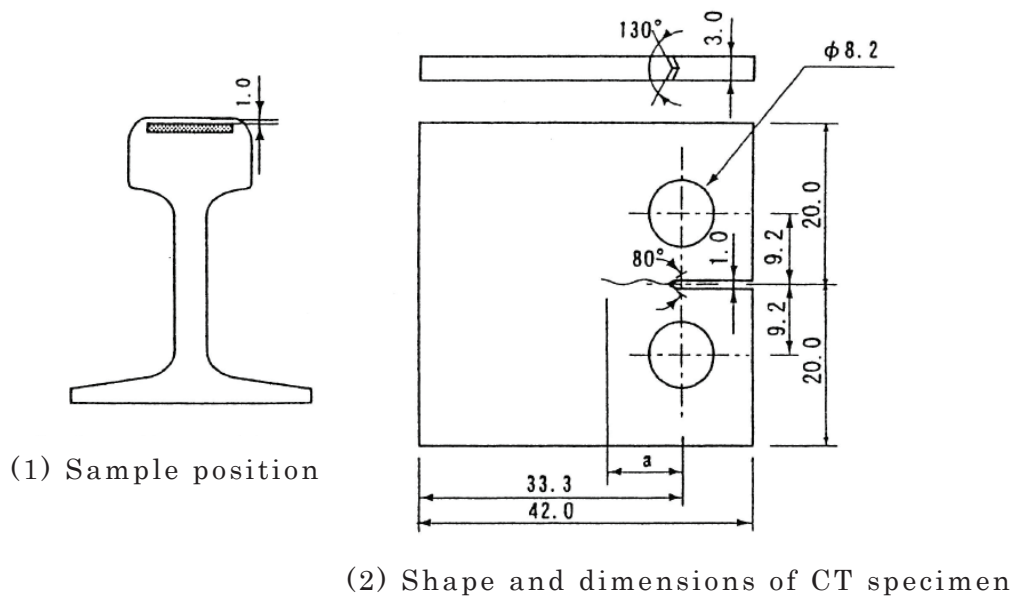


Fig.5.21 Compact tension specimen.

5.4.1.2 試験方法

き裂進展試験は，電気油圧サーボ式疲労試験機を用いて室温・大気中で K 漸減試験によって実施した．実験条件は，荷重減少率 5%，荷重減少後のき裂進展量は減少前の荷重によって生じる静的塑性域寸法の 4 倍以上とし，応力比 $R=0.05$ とした．き裂長さは，光学式読み取り顕微鏡で測定した．また，有効応

力拡大形数範囲 ΔK_{eff} は、背面ひずみ除荷弾性コンプライアンス法 [153] によって測定した。 K 漸減試験は $\Delta K=10\text{MPa}^{1/2}$ 付近から開始し、き裂進展速度 da/dN が 10^{-10}m/cycle 以下となるまで行った。この時の ΔK および ΔK_{eff} をそれぞれ下限界応力拡大係数範囲 ΔK_{th} および下限界有効応力拡大係数範囲 $\Delta K_{eff,th}$ とした。なお、上述の静的塑性域寸法 ω は次式 [154] により求めた。

$$\omega = 0.15 \left(\frac{K}{\sigma_Y} \right)^2 \quad (5.2)$$

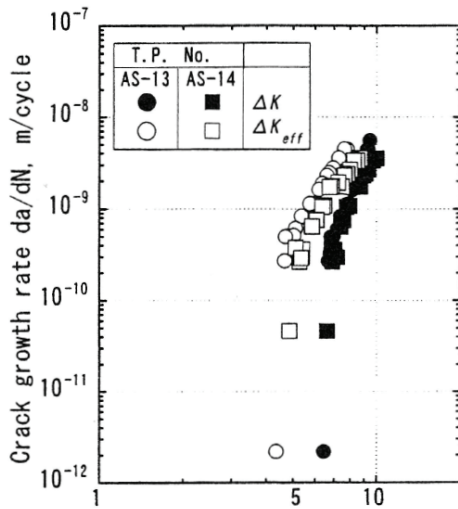
各供試レールから小型薄肉 CT 試験片を 2 枚ずつ採取し、上述の実験条件においてき裂進展試験を行った。

5.4.1.3 試験結果

図 5.22 に試験結果を示す。図中には、それぞれの試験片番号を付記した。100MGT の場合は、 ΔK 、 ΔK_{eff} いずれで整理しても ΔK_{th} 付近を除いて両者のき裂進展曲線に大きな隔たりはない。これに対して、200MGT では全域にわたり両者の曲線に大きな隔たりが見られる。また、600MGT の場合には、高 ΔK 領域は 100MGT に類似し、低 ΔK 領域では 200MGT に類似した挙動を示す。また、累積通過トン数に対する依存性は、図から明らかなように一定の傾向が認められるのは $\Delta K_{eff,th}$ であり、しかもその変化は僅かである。しかし、それらと未使用新品レールの結果を比較すると累積通過トン数の影響は明確に現れている。

図 5.23 に ΔK_{th} 、 $\Delta K_{eff,th}$ によって累積通過トン数の影響を評価した結果を示す。 $\Delta K_{eff,th}$ は累積通過トン数が比較的少ない段階で低下が大きく進行し、その後は変化が少ないものの継続して低下する傾向を示す。一方、 ΔK_{th} には累積通過トン数の影響は見られない。このような結果から、疲労の蓄積に伴う結晶学的変化も同様の傾向をたどることが推測される。

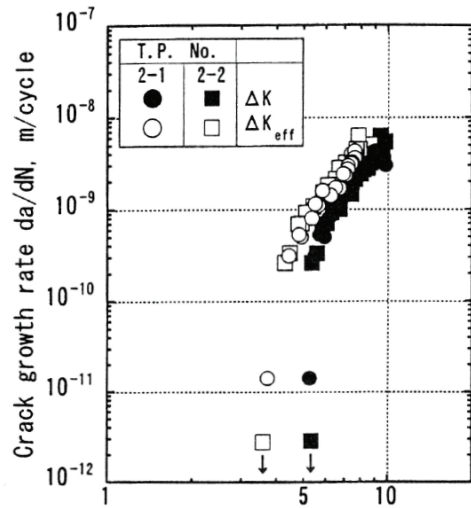
図 5.24 に ΔK_{th} に至った疲労破面のき裂先端付近の SEM 像と各試験片の脆性破面の SEM 像を比較した結果を示す。疲労破面を示した図中には、レーザーフォーカス変位計を用いて測定した疲労破面の中心線平均粗さ値 (Ra) を付記した。疲労破面の破面粗さは、100MGT、600MGT、200MGT の順に粗くなる。パーライト鋼の破壊はパーライトブロックを単位として生じ、パーライトブロックの



Stress intensity range

$$\Delta K, \Delta K_{eff}, \text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$$

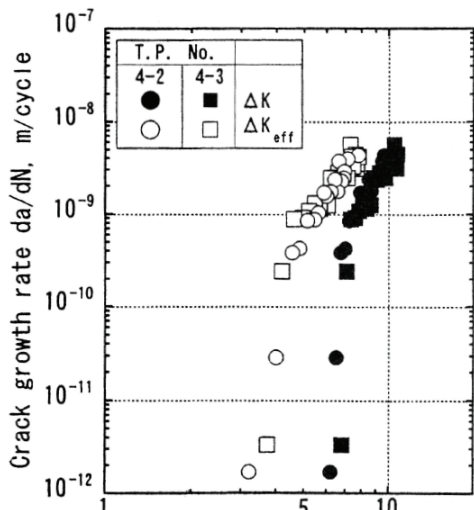
(1) Rail unused in service



Stress intensity range

$$\Delta K, \Delta K_{eff}, \text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$$

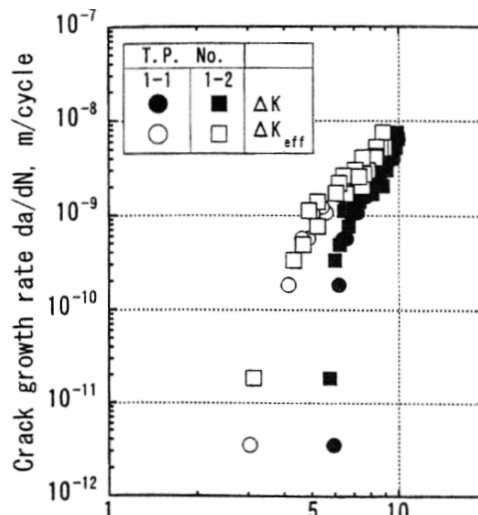
(2) 100MGT



Stress intensity range

$$\Delta K, \Delta K_{eff}, \text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$$

(3) 200MGT



Stress intensity range

$$\Delta K, \Delta K_{eff}, \text{MPa} \cdot \text{m}^{1/2}$$

(4) 600MGT

Fig.5.22 Relationship of the crack growth rate and the stress intensity factor range of each test piece.

径は脆性破面の破面粒度に対応することが高橋らにより明らかにされている [155].そこで、各試験片の疲労破面と脆性破面の粒度を比較することにした。脆性破面粒度の観察は、き裂進展試験後の疲労破面観察を行うために各試験片のき裂を強制開口した際の脆性破面において行った。観察位置は、疲労の影響を避けるため、疲労き裂先端から十分離れた位置の試験片幅方向の中央位置と

し、走査型電子顕微鏡を用いて破面観察を行った。図 5.24 に示すとおり、各試験片の強制破断面はいずれも脆性破面を呈しており、パーライトブロックを単位とするへき開面の破面粒度は 100MGT, 600MGT, 200MGT の順に大きくなる。これは、き裂進展試験後の疲労破面観察の際に行ったレーザーフォーカス変位計を用いた破面粗さ測定結果の傾向と一致する。一般に、 ΔK_{th} 付近におけるき裂進展は材料の微視組織の影響が大きい [156] と云われているが、上述の様に疲労破面の粗さと破面粒度の関係からもき裂進展が結晶学的影響を強く受けていることが支持される。したがって、疲労き裂の進展に対する累積通過トン数の影響を評価する場合は、疲労破面粗さの影響を強く受ける ΔK_{th} よりも、材料の正味き裂進展抵抗と見なせる $\Delta K_{eff, th}$ を用いることが望まれる。

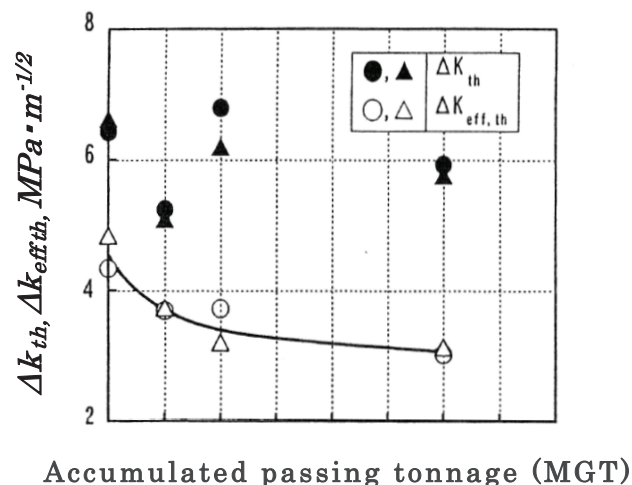


Fig.5.23 Influence of the accumulated passing tonnage to stress intensity factor range.

5.5 表面損傷対策としてのレール削正効果

5.5.1 転がり接触の影響程度

車輪との繰り返し転がり接触によって材料に発現する材料影響は、一般に転がり接触疲労と呼ばれる。今回行った EBSD 解析によれば、レール頭頂面からの深さに応じて転がり接触疲労の程度に違いがあるように見える。レール頭頂面表層における転がり接触疲労の程度は、金属組織の強い塑性流動、EBSD 解析に

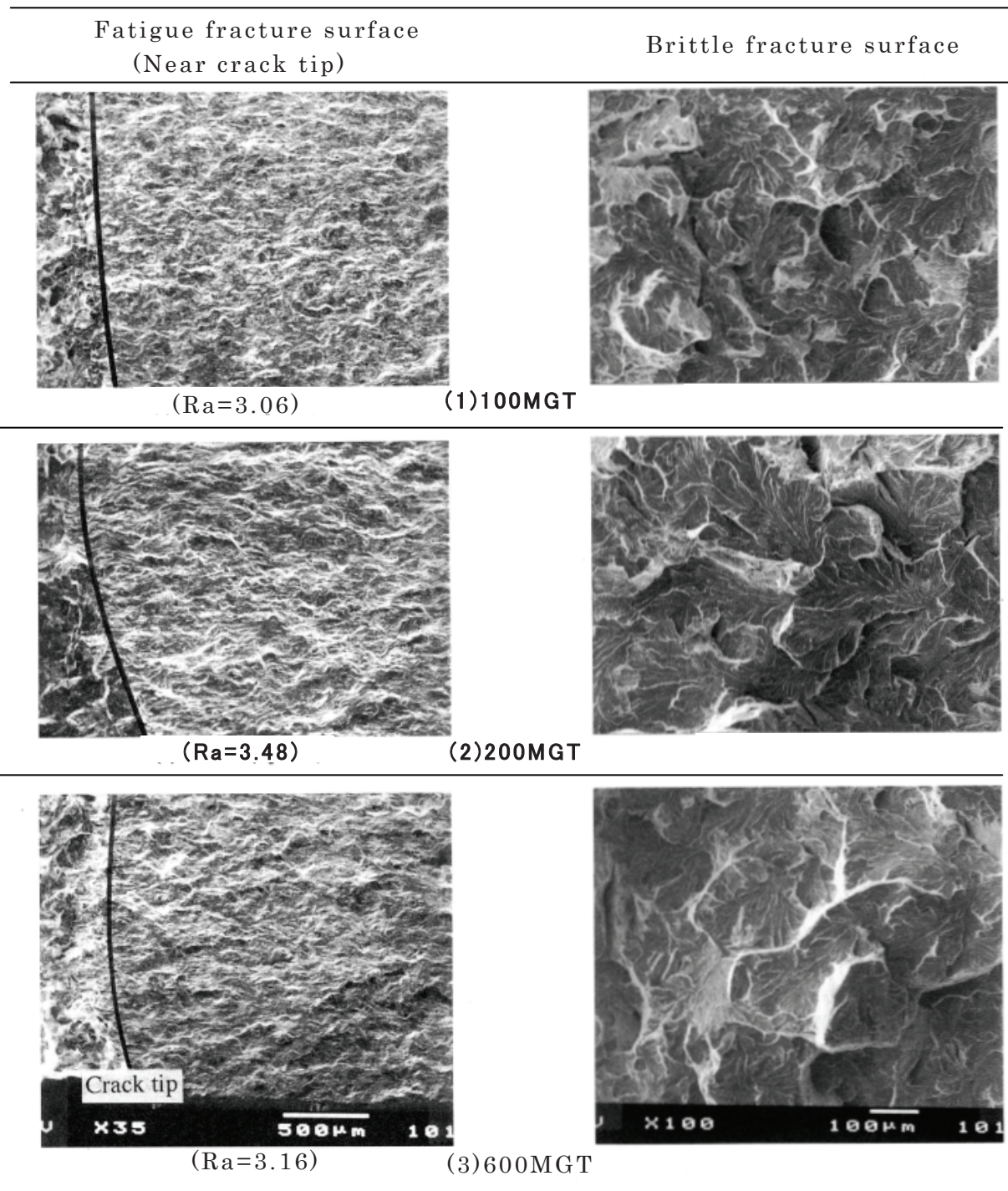


Fig.5.24 Comparison of fatigue surface and brittle fracture surface of each test piece.

において測定される高角粒界密度の高い値とレール頭頂面表層を構成する結晶粒子の微細粒化によって特徴付けられる。また、光学顕微鏡観察による金属組織の変化、例えば塑性流動のような現象を明示的に観察することができなくても、

車輪との転がり接触によって発生する応力が誘起する表面下の材料応答は X 線回折による 111 軸密度や EBSD 解析による高角粒界密度などの変化によって検知することができる。車輪との繰り返し転がり接触によるレール頭頂面の疲労層はレール削正によって除去されるが、一方で削正砥石による研削加工を直接受けないレール頭頂面下の疲労については除去されずに残存したままのように思われる。しかしながら、本研究で実施した X 線回折および EBSD 解析によって得られた結果をみると、削正砥石が直接接触することがないにもかかわらず、レール頭頂面下の疲労はレール削正の研削影響によって緩和あるいは減少していると推測される。

このようなことから、レール削正は転がり接触によってもたらされるレール頭頂面の疲労層を直接除去することに加えて、表面下に蓄積される疲労についても減少あるいは緩和する効果を持つと推定される。

5.5.2 削正効果の検証

本章で取り扱った削正試験に供試されたレールの解析結果と第 3 章で述べた在来線レールの解析結果を総合すると、111 軸密度の深さ方向変化曲線は表層部および内部の 2 つのピークから構成されていると推定される。すなわち、 $\{111\}$ 結晶面をレール頭頂面に平行に配向するメカニズムとして、それぞれのピークに対応した 2 種類のものがあると推定される。メカニズムの具体的な作用は現時点では特定できないが、車輪とレールの表面性状や接触形状、さらには接触領域内の接線力分布や摩耗挙動の影響を受けて、これらの 2 種類のメカニズムは相対的に強度を変化させながら種々の形状の 111 軸密度の深さ方向変化曲線を与えるものと考えられる。すなわち、第 3 章で取り扱った供試レールのように頭頂面表層部のピークが顕著に表れる場合がある一方で、削正試験における供試レールのようにピークのスロープに変曲部として弱く観察される場合も起こりうると解釈される。

国内の在来線における車輪接触環境下で発生したシェリング損傷の形態観察を行ってきた範囲では、シェリング損傷はほぼ表面から発生していると推定される。この観察結果に基づけば、前述の 2 つのピークのうち、より表面に近い

ものがシェリング損傷の原因である転がり接触疲労に対してより深くかかわっているのではないかと考えられる。この推定に従えば、表層のピーク位置に相当する深さ $100\ \mu\text{m}$ 程度までをレール削正によって除去すれば、在来線における表面損傷の発生を相当程度まで抑制することが可能と考えられる。

5.5.3 削正開始時期の検証

転がり接触疲労層の深さは、在来線においても新幹線と同様にレール頭頂面が最も疲労被害を受けており、その深さは少なくとも $100\ \mu\text{m}$ より浅い領域に存在することを第3章において明らかにした。したがって、在来線レールについても新幹線の場合と同様に車輪との繰り返し転がり接触によって疲労したレール頭頂面表層部を除去すれば、シェリング損傷の発生を相当程度抑制できる可能性があることを金属材料学的観点から確認することができた。一方、転がり接触疲労損傷の発生メカニズムについては未だ解明するまでに至っていないが、その予防対策として期待されるレール削正の効果について実線路での削正試験に使用された供試レールの解析を行って検証を行った。その結果、累積通過トン数が 222MGT 時点で深さ $300\ \mu\text{m}$ 削正した結果、レール頭頂面の疲労層の除去および、表面下に蓄積された疲労についても減少あるいは緩和されることが推定された。また、累積通過トン数が 148MGT 時点で深さ $200\ \mu\text{m}$ 削正すると、222MGT で削正されたレールと比べて表面下に蓄積された疲労がさらに減少あるいは緩和されることが推定された。一方、上述と同様の通勤線区から累積通過トン数の異なる供試レールを選定し、それらの供試レールから試験片を採取してき裂進展試験を行った。その結果、疲労き裂の進展に対する累積通過トン数の影響を評価する場合は、疲労破面粗さの影響を強く受ける ΔK_{th} よりも、材料の正味き裂進展抵抗と見なせる $\Delta K_{eff, th}$ を用いることが望ましいことが明らかになった。本研究の実験範囲において、 $\Delta K_{eff, th}$ が累積通過トン数 100MGT までの間にその値が大きく低下する傾向を示すことが判明した。

以上のことから、レール削正されるまでの期間が長いことによって転がり接触疲労き裂の発生あるいはそれによる疲労き裂進展のリスクが増加すると考えられること、またレール削正深さを深くすることによって生じる削正作業上の

リスクなどを勘案すると、現状では本研究の削正実験で結果を得た累積通過トン数 74MGT、き裂進展試験の結果からは少なくとも累積通過トン数 100MGT 以内にレール削正を実施することにより、在来線における表面損傷の発生を相当程度まで抑制することが可能であると推察される。

5.6 本章のまとめ

鉄道用レールの主な表面損傷形態であるシェリング損傷対策として、レール交換、レール材質変更による耐シェリング損傷レールの投入およびレール削正が挙げられる。これらのうち、レール交換は対処療法であり、現時点では損傷の発生を予測することが困難なことから不定期に繰り返し続ける必要がある。また、耐シェリング損傷レールとして評価されたベイナイトレールを対象線区に全て敷設するには相当な時間と費用が必要となる。これに対して、レール削正は、シェリング損傷を含む表面損傷の主たる防止対策としてこれまでも多く実施されてきている。新幹線では定期的にレール削正を実施することにより、シェリング損傷によるレール折損の抑制に効果を上げている。しかしながら、在来線については新幹線の削正指針をそのまま援用している場合が多いようである。新幹線と在来線ではレールへの負荷条件が異なる。そのため、効率的な削正を行うためには在来線の負荷状況に見合った削正条件を設定することが必要である。

本章では、在来線の列車頻度の高い通勤線区において約 2 年の間隔でレール削正を 2 回行う実線路での削正試験に供された試験レールの解析を実施した。削正試験では、第 1 回目と第 2 回目の削正区間を若干ずらすことにより、1 回目の削正の有無、2 回目の削正の有無の組み合わせによって 4 通りの削正条件を供試レールに付与した。それらの供試レールに対して本研究でこれまで行ってきた X 線回折による α -Fe 結晶の配向測定を中心に据えた解析を実施することによって、レール削正を受けた際の材料応答および削正後の車輪接触の繰り返しによって発現する材料応答を詳細に調べた。さらに、室内試験によるき裂進展試験を実施して、疲労き裂親展及ぼす累積通過トン数の影響を検討した。

それらの結果から、レールの表面損傷対策の一つであるレール削正の効果に

ついて以下の点が明らかになった。

- (1)車輪との繰り返し転がり接触によってレール頭頂面に形成される疲労層を除去することができる。
- (2)削正砥石が直接接触しないレール頭部内部においても，レール削正が行われることによって車輪との繰り返し接触によって発現する材料影響を緩和あるいは減少させる
- (3)レール削正を繰り返すことによって，その後の車輪との繰り返し転がり接触によって招来される影響を抑制することができる。
- (4)実線路でのレール削正試験によれば，在来線での初回削正は金属結晶に着目した解析結果からは累積通過トン数 74MGT，き裂進展試験の結果からは少なくとも累積通過トン数 100MGT に到達する前に実施することが必要であると推定された。

第6章 結 言

6.1 本研究の結論

本研究は、車輪との繰り返し転がり接触を受けた鉄道用パーライト鋼レールの材料負荷応答を金属結晶の挙動に着目した解析によって把握し、得られた知見を基にして即効対策として実施されているレール削正の削正深さおよび削正周期の有効性の検証を目的として行った。

ここで対象としたレール削正とは、円筒砥石を回転させて押しつけることによってレール頭頂面の転がり接触疲労層を除去する作業である。実際のレール保守作業では、レール削正車と呼ばれる保守用車両によって実施される。研究を始めるにあたって、レール表面損傷に関する既往の研究について調査を行った。その結果、レール交換要因の多くが損傷寿命によるものであり、要因の大半が車輪との転がり接触疲労に起因した表面損傷によって占められていることを突き止めた。この表面損傷は、シェリング損傷と呼ばれる。新幹線ではレール削正を定期的実施することによってシェリング損傷に起因したレール折損の防止に効果を上げている。その削正条件は実験力学的手法によって提言された削正指針を基に実線路で削正試験を行って決められた。この提言は、金属材料面からの検証が行われていない。そのため、新幹線のレール保守コスト削減の観点から、過剰削正になっていないか評価することが重要と考えた。一方、在来線については1987年の国鉄の民営化以降にシェリング損傷に起因したレール折損が顕在化し、その対策として1993年頃からレール削正が行われ始めている。在来線におけるレール削正条件は、騒音環境対策を兼ねた削正や新幹線を対象としたレール削正指針をそのまま踏襲している場合など様々である。新幹線を対象としたレール削正指針を在来線へそのまま適用することは、両者のレールへの負荷条件に違いがあることから合理的でない。在来線のシェリング損傷をレール削正によって効率的に抑制するためには、在来線で使用されたレールの転がり接触疲労状態を把握した上でレール削正条件を決定する必要があると考えた。

第1章では、本研究に着手するにあたりレールの表面損傷に関する既往の研究について調査を行った。その結果、シェリング損傷に関して材料分野からの体系的な研究が希少であることが判明した。そこで、第2章では新幹線においてシェリング損傷によって損傷寿命を迎えたレールを供試材として選定し、金属材料学的観点から解析を行った。第3章では新幹線と同レベルの累積通過トン数を持つ在来線レールを解析対象として選定し、第2章で適用した解析手法に加えて金属結晶レベルでの負荷応答解析を実施した。次の第4章では、第2章および第3章で取り扱った新幹線および在来線で使われたレールに発現した材料応答に及ぼす接触条件の影響を要因別に整理するため、室内試験を行った。最後に、第5章においてレールの表面損傷対策の一つである回転砥石を用いたレール削正保守方法の削正条件の妥当性を検証した。この章では、実線路において実施された削正試験の供試レールを解析対象とし、金属結晶の負荷応答挙動に着目した解析を行った。以下にこれらの研究成果をまとめる。

第2章では実使用レールの転がり疲れ状態の検証を目的として、東海道新幹線でシェリング損傷によって損傷寿命に至って交換されたレールを解析対象とし、車輪との繰り返し転がり接触を受けて発現した材料応答の挙動を調べた。その結果、以下のことが明らかになった。

- (1) 高速走行中の車輪は、雨水等による水が介在しない状態では、空転・滑走することなく転がり接触していることが推定された。
- (2) 摩耗による形状変化によって標準断面形状同士を接触させた場合に比べて、Hertz 接触圧力は約 40% 低下する。
- (3) レール頭頂面表層には塑性流動が認められた。塑性流動は、レール軸芯位置を境にして流動方向が反転する。また、軸芯位置には塑性流動が認められない。このような塑性流動の原因は、車輪の踏面こう配に基づく差動すべりにあると推定される。
- (4) 塑性流動の流動状態から、走行中の車両運動に伴って輪軸が横移動してもレールの車輪との接触位置は変わらないとする推定が正しいことを確認した。
- (5) 差動すべりによる接線力がレール頭頂面の金属組織の塑性流動、鱗片状のせり出し、硬さの増加およびレールを構成するパーライト鋼の金属結晶粒の配向に寄与している。

これらの結果から、新幹線の高速区間で使用されるレールは、車輪と接触する頭頂面の表面が最も疲労被害を受けていることが推定された。一方、調査の過程でレール頭頂面の微細き裂を伴う鱗片状のせり出し、ピットおよび車輪の空転・滑走による摩擦熱に起因した熱変態組織など、シェリング損傷のトリガーとなり得る欠陥の存在が観察された。それらの欠陥は、新幹線におけるレール削正深さの目安とされる 0.1mm 削正で十分除去できることを確認した。

第 3 章では、在来線の直線区間においてシェリング損傷により損傷寿命に至って交換されたレールの解析を行った。このレールの頭頂面の表層部に対して、X 線回折および SEM-EBSD を用いた結晶方位解析、透過型電子顕微鏡による局所領域の観察を行った。その結果、次のことが明らかになった。

- (1) レール頭頂面表層部では、 α -Fe 結晶粒子の {111} 結晶面が頭頂面に平行に配向している。
- (2) 111 軸密度によって評価される配向度は、表面からの深さによって変化し、深さ約 100 μ m で最大値を示す。
- (3) レール頭頂面表層部における SEM-EBSD 解析から、金属結晶粒子の細粒化およびレール長手方向への伸長という形態変化が判明した。

これらの結果から、在来線では車輪との繰り返し転がり接触によって形成される転がり接触影響層は少なくとも深さ 100 μ m より浅い領域に形成されていることが判明した。したがって、この部分をレール削正によって除去することによってシェリング損傷の発生を予防することができる可能性を見い出した。

第 4 章では、試作した二円筒転がり接触型疲労試験を用いて、レール頭部から採取した試験片の転がり接触試験を行った。線路で使用されたレールの負荷履歴には、軸重、すべりおよび潤滑など多くの要因が重畳して影響を及ぼしている。そのため、実使用レールのみでの解析からだけでは、表面損傷を発生させる支配要因を分離・特定して寄与度を明確にすることは難しいのではないかと考えられた。そこで、接触圧力、すべりおよび潤滑をパラメータとして、他の因子の影響を極力排除するように配慮して実験を実施した。試験後の試験片に対して、第 3 章で用いた転がり接触面表層部の結晶方位解析を主体とした解析を

実施し、以下の結果を得た。

a. Hertz 接触圧力の影響

すべりおよび強制潤滑を与えない条件で試験を行った結果、次のことが明らかになった。

- 1) 標準断面形状の車輪とレールを静的に接触させた際に発生する Hertz 接触圧力が 0.9GPa 以下では、軸密度および局所結晶方位にほとんど影響を与えない。
- 2) 新幹線が走行中に発生する輪重変動のうちで著大とされる輪重を想定して、それに相当する Hertz 接触圧力=1.4GPa を常時負荷すると、111 軸密度の変化が実使用レールに較べて過大になり過ぎる。
- 3) 実使用レールの軸密度の応答挙動に近くなるのは、Hertz 接触圧力=1.2GPa である。

b. すべり率の影響

Hertz 接触圧力を 1.2GPa、潤滑条件は大気中強制潤滑なし、すべり率を 0%、0.2%および 0.6%の 3 水準として試験を実施した。その結果、次のことが明らかになった。

- 1) すべりを与えると転がり接触面表層に塑性流動が生じる。
- 2) すべり率 0.2%を付与した条件では、111 方位以外の方位の軸密度に変化が現れた。一方、すべり率 0.6%を付与した試験では、どの方位の軸密度にもほとんど変化が現れなかった。
- 3) EBSD 解析によって得られる結晶方位像分布図および回折線品質像分布図は、すべり率の増加による結晶粒の細粒化を可視化するとともに、ひずみあるいは転位の集積を敏感に捉えることが判明した。
- 4) すべりを与えると軸密度の深さ方向における変化および局所方位が実レールの結果と乖離する。
- 5) 実使用レールの塑性流動状態、軸密度の深さ方向における変化および局所方位の状態に最も近い挙動を試験片に与えるすべり率は 0%である。

c. 潤滑の影響

Hertz 接触圧力を 1.2GPa、潤滑環境は水（連続潤滑）、すべり率を 0%として試験を行った結果、次のことが明らかになった。

- 1) 接線力係数，転がり接触面の金属組織，断面硬さ分布および 111 軸密度に及ぼす水潤滑の影響は小さい。
- 2) 潤滑を行うと，転がり接触面直下の高角粒界長さ潤滑なしの場合の 1/3 程度となる。

第 5 章では，第 3 章および第 4 章で採用した金属結晶粒子レベルでの解析手法を適用して，レール削正によるシェリング損傷の発生防止効果について検証した。試験は，在来線の列車頻度の高い通勤線区において行われ，レール削正が約 2 年の間隔で 2 回行われた。さらに，き裂進展に対する累積通過トン数の影響を検討するため，破壊力学実験法に基づいてき裂進展試験を行った。その結果，次のことが明らかになった。

- (1) 車輪との繰り返し転がり接触により，レール頭頂面に形成される疲労層は，現用レール削正車で除去可能な深さに存在する。
- (2) 直接的にレール削正を受けない領域においても，転がり接触の繰り返し負荷の影響が減少あるいは緩和される。
- (3) レール削正を繰り返すことによって，その後の車輪との繰り返し転がり接触によって招来される影響を抑制することができる。
- (4) 在来線の初回の削正開始時期は，金属結晶に着目した解析結果から累積通過トン数が 74MGT，き裂進展試験の結果からは少なくとも累積通過トン数が 100MGT に到達する前に実施することが望まれる。

6.2 今後の課題

本研究を進めることによって，いくつかの新たな課題が認識できたので，それらを以下にまとめた。

第 4 章において実施した室内試験のうち，大気中強制潤滑なしで巨視すべり領域のすべりを与えた実験では， α -Fe 結晶の軸密度のいずれの方位にも特徴的な変化は認められなかった。近年，曲線区間の外軌で使用されるレールに，ゲージコーナキ裂 (Gauge corner crack) が増加する傾向にある。この損傷は，車輪フランジ付け根の喉元部 (Throat) と接触する位置に発生する表面損傷で

あるため、大きなすべりが付与される条件で発生することが推定される。室内試験の結果からは、すべり率が高くなると α -Fe結晶の軸密度に変化が見られなくなることから、軸密度が材料の負荷応答指標として適用できない可能性がでてきた。しかし、本研究で着目したEBSD解析から得られる高角結晶粒界長さは、すべり率に対応した結果を示す。そのため、レールのゲージコーナ部に発生する表面損傷すなわちすべり率の高い接触条件を付与された材料の負荷応答指標としての適用が期待される。したがって、大きなすべりを受けて発生する表面損傷についても、その負荷応答を詳細に解析することは可能と考える。

さらに、第4章において実施した室内試験において、潤滑の有無にかかわらず強制すべりを付与すると試験片の円周方向に周期的な凹凸が形成される現象が生じた。この現象は、レールの波状摩耗と同類の現象と推定されることから、接触圧力、すべり率および累積回転数の影響を受けているものと思われる。この現象が生じると、荷重およびトルクの変動を受けて転がり接触面表層部の塑性流動状態に違いが生じることを別途確認している。そのため、本研究ではその影響をさけるため累積回転数を 1×10^5 回に留めざるを得なかった。今後、レールのゲージコーナ部に発生する表面損傷を取り扱う研究を行う場合は、試験片の円周方向に周期的な凹凸が形成されないように室内試験を実施することが必要であり、それを満足するための試験機の開発あるいは実験条件の設定が課題となることが判明した。

参考文献

第 1 章の参考文献

- [1] 高速鉄道研究会編, “新幹線 高速鉄道技術のすべて”, 初版(2003), pp. 39-41. 山海堂.
- [2] 廣田良輔, “整備 5 線完成後の鉄道高速化を問う”, JREA, Vol. 59, No. 1(2016), pp. 40117-40119.
- [3] 住田俊介, “在来線鉄道における最高速度 130km/h 以上の運行状況”, 運転保安, Vol. 48, No. 1(1997), pp. 4-11.
- [4] 白石茂智, “進化を続ける鉄道車両駆動用主電動機”, 鉄道車両と技術, Vol. 133, No. 6(2007), pp. 7-12.
- [5] 野本浩, “JR 東日本の通勤電車の開発経緯”, Technical review JR EAST, No. 8(2004), pp. 11-17.
- [6] 北村直久, 佐藤真哉, 池田覚, 八木遵, 渡辺昌夫, “超高密度線区用車上主体型デジタル ATC の開発と実用化”, 鉄道と電気技術, Vol. 16, No. 10(2005), pp. 24-28.
- [7] 平栗滋人, “列車群を効率よく走らせる”, RRR, Vol. 65, No. 7(2008), pp. 26-29.
- [8] 小田和祐, “貨物輸送の速達性向上の技術開発”, RRR, Vol. 64, No. 7(2007), pp. 6-9.
- [9] 田代直之, “JR 貨物 機関車の動向”, 鉄道ピクトリアル, Vol. 798, No. 1(2008), pp. 20-25.
- [10] 奥田仁, “モーダルシフトの拡大に向けた設備投資の進捗状況”, JR gazette, Vol. 736, No. 10(2010), pp. 27-30.
- [11] 西澤寛, 浅倉康二, 中川哲朗, “M250 系直流貨物電車(スーパーレールカーゴ)の開発”, JREA, Vol. 47, No. 11(2004), pp. 30446-30452.
- [12] 高速鉄道研究会編, “新幹線 - 高速鉄道の技術のすべて -”, 初版(2003), p. 38, 山海堂.
- [13] 国土交通省監修, “数字で見る鉄道 2014”, (2014) 一般財団法人運輸政策研究機構.

- [14] 高速鉄道研究会編，“新幹線－高速鉄道の技術のすべて－”，初版(2003)，
p. 84，山海堂。
- [15] 日本規格協会編，“JIS ハンドブック 2 鉄鋼 II (棒・形・板・帯／鋼管／線・
二次製品)”，第 1 版第 1 刷(2016)，p. 758，一般財団法人日本規格協会。
- [16] 渡辺偕年，杉山亨，“60kg レールと継目板の設計”，鉄道技術研究所速報，
Vol. 68，No. 163(1968)，pp. 24-27。
- [17] 佐々木直樹，“新断面レールの設計”，鉄道技術研究報告，No. 201，施設編
Vol. 75(1961)，pp. 20-30。
- [18] 佐藤栄作，“車輪踏面形状を科学する”RRR，Vol. 56，No. 10(1999)，pp. 12-15。
- [19] 足立吉隆，“コンピュータ支援 3D 計量形態学”，軽金属，Vol. 61，No. 2(2011)，
pp. 78-84。
- [20] 佐藤吉彦，梅原利之，“線路工学”，(1987)，pp. 406-410，日本鉄道施設協
会。
- [21] 新版軌道材料編集委員会，“新版 軌道材料”，初版第 1 刷，(2011)，pp. 41，
鉄道現業社
- [22] 阿部則次，福井義弘，長藤敬晴，石田誠，三浦重，“レール定命延伸のため
の溶接部凹凸管理”，鉄道総研報告，Vol. 8，No. 11(1994)，pp. 17-22。
- [23] 小野寺孝行，“疲労寿命延伸のためのレール管理手法の研究”，日本鉄道施
設協会誌，Vol. 43，No. 8(2005)，pp. 577-579。
- [24] 楠田将之，前田洋明，“J R 西日本におけるロングレール寿命の延伸”，鉄
道技術連合シンポジウム講演論文集(J-RAIL2002)，S2-2-2(2002)，p. 51-54。
- [25] 新版軌道材料編集委員会，“新版 軌道材料”，初版第 1 刷，(2011)，pp. 40，
鉄道現業社。
- [26] 須田義大，吉川和博，山田幸一，目時哲郎，“自己操舵台車における新方式
の開発・導入”，鉄道技術連合シンポジウム講演論文集(J-RAIL' 95)，
45(1995)，pp. 153-156。
- [27] 新版軌道材料編集委員会，“新版 軌道材料”，初版第 1 刷，(2011)，pp. 44-54，
鉄道現業社。
- [28] 小関昌信，片岡慶太，“レール損傷管理技術に関する研究開発の現状”，建
設の施工企画，No. 10(2008)，pp. 22-27。

- [29]Hiroyuki Matsuda, Yukio Satoh, Yoshikazu Kanematsu, Kengo Iwafuchi, “On-site investigation and analysis of flaking damage leading to rail break”, Wear, Vol.271 (2011), pp.168-173.
- [30]International union of railways, “Catalog of Rail defects”, CODE UIC 712R, 4th edition translation(2002), defect type 2223.
- [31]宮内瞳苗, “鉄道におけるトライボロジー”, RRR, Vol.71, No.9(2014), pp.4-7.
- [32]石橋輝, “関門トンネル 防食レールの試験結果及び経過”, 新線路, Vol.68, No.2(2014), pp.20-23.
- [33]平野秀司, “レール電食対策工の試験敷設結果”, 新線路, Vol.67, No.8(2013), pp.12-15.
- [34] International union of railways, “Catalog of Rail defects”, CODE UIC 712R, 4th edition translation (2002), defect type 134.
- [35]名村明, “第21回鉄道総研講演会要旨集「技術の境界を超えて-鉄道システムの調和と知能化-」車輪・レール系の境界技術”, 鉄道総合技術研究所講演会前刷集, No.21(2008), pp.41-50.
- [36]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.
- [37]中村林二郎, 大和久重雄, 榎本信助, “レール黒裂に関する総合報告書”, 鉄道技術研究報告, No.379, 施設編 No.161(1963), pp.1-111.
- [38]伊藤篤, “レール材質の昔と今”, 金属, Vol.961, No.2(2000), pp.93-106.
- [39]石田誠, “レールシェリング対策”, RRR, Vol.70, No.7(2011), pp.30-33.
- [40]中村林二郎, 大和久重雄, 榎本信助, “レール黒裂に関する総合報告書”, 鉄道技術研究報告, No.379, 施設編 No.161(1963), p.52.
- [41]石田誠, “レール／車輪におけるころがり接触理論とシェイクダウン理論の発展と現状”, 鉄道総研報告, Vol.6, No.4(1992), pp.33-41.
- [42]T102グループ研究班, “レール・シェリング対策－グループ研究 T102 昭和60年度研究報告書”, 鉄道技術研究所速報, No.A-87-81(1987), pp.5-6.
- [43]岡本正之, “東海道新幹線のシェリング対策”, 新線路, Vol.43, No.11(1989), pp.14-17.

- [44]多田嘉典, 村上喜英, “新幹線のレール損傷の現状”, 日本鉄道施設協会誌, Vol. 35, No. 4(1997), pp. 263-265.
- [45]Q704 レール研究グループ, “新幹線レールの諸問題と対策”, 鉄道技術研究報告, No. 79-17(1979), pp. 1-111.
- [46]川崎祐征, “東海道新幹線におけるレール探傷の現状”, 土木学会年次学術講演会講演概要集, IV-444(1998), pp. 888-889.
- [47]高木眞一, 高山伴巳, “東海道新幹線におけるレール削正”, 日本鉄道施設協会誌, Vol. 41, No. 4(2003), pp. 281-284.
- [48]新版軌道材料編集委員会, “新版 軌道材料”, 初版第1刷, (2011), p. 76, 鉄道現業社.
- [49]瀧川光伸, “曲線外軌レールの表面損傷に関する研究”, 学位論文(2014), p. 8.
- [50]奥村悠樹, 小林潤, “レール削正及びレール傷管理の効率化に対する取り組み”, 新線路, Vol. 62, No. 12(2008), pp. 13-15.
- [51]西亮樹, “シェリング傷の発生と効率的保守管理に関する研究”, 土木学会年次学術講演会講演概要集, 4-078(2004), pp. 155-156.
- [52]兼田英樹, “JR九州におけるシェリング検査周期見直しの検討”, 新線路, Vol. 70, No. 11(2016), pp. 37-39.
- [53]佐藤吉彦, 梅原利之, “線路工学”, (1987), pp. 301-304, 日本鉄道施設協会.
- [54]西宮裕騎, 片岡宏夫, 平出壮司, “スラブ軌道におけるロングレールの敷設範囲拡大”, 鉄道総研報告, Vol. 29, No. 8(2015), pp. 11-16.
- [55]石田誠, 阿部則次, “レールシェリング予防削正効果に関する実験的研究”, 鉄道総研報告, Vol. 9, No. 12(1995), pp. 19-24.
- [56]黒田祐介, “新幹線のシェリングの現状と取り組み”, 日本鉄道施設協会誌, Vol. 33, No. 12(1995), pp. 875-877.
- [57]峰岸大介, “新幹線のレール削正の見直し”, 新線路, Vol. 59, No. 8(2005), pp. 11-13.
- [58]室田仁, 阿部司, “在来線で効果的なレール削正手法の開発”, 日本鉄道施設協会誌, Vol. 44, No. 6(2006), pp. 491-493.

- [59]山田知宏，“効率的な在来線レール削正方法の一考察”，新線路，Vol.59，No.10(2005)，pp.19-21.
- [60]T102 グループ研究班，“レール・シェリング対策－グループ研究 T102 昭和60年度研究報告書”，鉄道技術研究所速報，No.A-87-81(1987)，pp.6-7.
- [61]T102 グループ研究班，“レール・シェリング対策－グループ研究 T102 昭和60年度研究報告書”，鉄道技術研究所速報，No.A-87-81(1987)，p.8.
- [62]石田誠，佐藤幸雄，柏谷賢治，阿部則次，“NHH レールの耐シェリング性能”，新線路，Vol.44，No.12(1990)，pp.23-27.
- [63]佐藤幸雄，辰巳光正，柏谷賢治，横山泰康，“耐シェリング用ベイナイトレールの開発”，鉄道総研報告，Vol.12，No.10(1998)，pp.15-20.
- [64]佐藤幸雄，辰巳光正，上田正治，三田尾眞司，“ベイナイトレールの長期耐久試験による耐シェリング性の評価”，鉄道総研報告，Vol.22，No.4(2008)，pp.29-34.
- [65]五十嵐好宏，“ベイナイトレールの溶接および敷設後の経過”，新線路，Vol.60，No.5(2006)，pp.17-19.
- [66]鈴木啓之，“ベイナイトレールの導入にあたって”，新線路，Vol.67，No.2(2013)，pp.28-30.
- [67]T102 グループ研究班，“レール・シェリング対策－グループ研究 T102 昭和60年度研究報告書”，鉄道技術研究所速報，No.A-87-81(1987)，p.24.
- [68]杉山亨，爪長徹，“シェリング発生実態の二，三の特徴とレール頭頂面削正の効果”，鉄道技術研究所速報，No.84-128(1984)，p.10.
- [69]松山晋作，“シェリングを斬る”，RRR，Vol.44，No.5(1987)，p.28.
- [70]浅見賢三，“在来線におけるシェリングの現状と対策”，新線路，Vol.43，No.9(1989)，p.13.
- [71]T102 グループ研究班，“レール・シェリング対策－グループ研究 T102 昭和60年度研究報告書”，鉄道技術研究所速報，No.A-87-81(1987)，p.11.
- [72]杉山亨，爪長徹，“シェリング発生実態の二，三の特徴とレール頭頂面削正の効果”，鉄道技術研究所速報，No.84-128(1984)，p.3.
- [73]山口義信，黒崎誠蔵，柏谷賢治，佐藤幸雄，坂本博，“在来線におけるシェリング傷の実態分析”，日本鉄道施設協会誌，Vol.29，No.12(1991)，p.933.

- [74] 浅見賢三, “在来線におけるシェリングの現状と対策”, 新線路, Vol. 43, No. 9(1989), p. 14.
- [75] T102 グループ研究班, “レール・シェリング対策—グループ研究 T102 昭和60年度研究報告書”, 鉄道技術研究所速報, No. A-87-81(1987), p. 26.
- [76] 杉野和男, 影山英明, “レール頭頂面の塑性流動より見た接触の条件”, 車輪・レールの接触問題に関するシンポジウム, 日本国有鉄道 鉄道技術研究所(1980), pp. 9-12.
- [77] 栗原利喜雄, “新幹線(東海道)におけるレール頭部表層の疲れ損傷”, 鉄道線路, Vol. 25, No. 3(1977), p. 117.
- [78] 杉野和男, “高強度レールに関する金属材料学的研究”, 学位論文(1987), pp. 103-105.
- [79] 加藤八重夫, “レール RAIL”, (1978), pp. 132-137, 日本鉄道施設協会.
- [80] M. Sato, P. M. Anderson, D. A. Rigney, “Rolling-sliding behavior of rail steels”, Wear, Vol. 162-164(1993), pp. 159-172.
- [81] 兼田禎宏, 松田健次, 村上清人, 西川宏志, 杉野和男, “レールダークスポットの再現”, 日本機械学会論文集(C編), Vol. 61, No. 588(1995), pp. 3402-3409.
- [82] 西田新一, 杉野和男, 浦島親行, 榎本弘毅, “レールの転がり損傷に関する研究(第1報, 高速レール試験機の開発)”, 日本機械学会論文集(A編) Vol. 51, No. 461(1985), pp. 291-295.
- [83] 西田新一, 杉野和男, 浦島親行, 榎本弘毅, “レールの転がり損傷に関する研究(第2報, 高速レール試験機による損傷例の解析)”, 日本機械学会論文集(A編), Vol. 51, No. 461(1985), pp. 296-301.
- [84] 石田誠, 阿部則次, “レールシェリングに関する転動疲労試験結果と予防策正効果”, 鉄道総研報告, Vol. 6, No. 11(1992), pp. 29-38.
- [85] 松山晋作, “シェリングの発生と損傷対策”, 新線路, Vol. 37, No. 10(2013), pp. 16-18.
- [86] 渡邊智暉紀, 大江晋太郎, 関本正直, 中村茂, “新幹線電車高速走行時の空転現象と空転検出”, 電気学会産業応用部門全国大会講演論文集, 302(1996), pp. 411-414.

- [87]栗原利喜雄, “レール損傷に関する研究”, 鉄道技術研究報告, No.1188, 施設編 No.517(1981), pp.234-254.
- [88]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), pp.13-19.
- [89]石田誠, “レールシェリングー転がり接触疲労損傷ー”, RRR, Vol.64, No.10(2007), p.32.
- [90]中村林二郎, 大和久重雄, 榎本信助, “レール黒裂に関する総合報告書”, 鉄道技術研究報告, No.379, 施設編 No.161(1963), p.80.
- [91]Hans Muster, Herbrt Schmedders, Klaus Wick, Henri Pradier, “Rail rolling contact fatigue. The performance of naturally hard and head-hardened rails in track”, Wear, Vol.191(1996), pp.54-64.
- [92]Massimiliano Pau, Francesco Aymerich, Francesco Ginesu, “Distribution of contact pressure in wheel-rail contact area”, Wear, Vol.253 (2002), pp.265-274.
- [93]M. Guagliano, M. Sangirardi, L. Vergani, “Experimental analysis of surface crack in rails under rolling contact loading”, Wear, Vol.265 (2008), pp.1380-1386.
- [94]Stuart L. Grassie, “Rolling contact fatigue on the British railway system:teatment”, Wear, Vol.258(2005), pp.1310-1318.
- [95]The Independent Investigation Board, “Train Derailment at Hatfield”, Office of rail regulation(2006).
- [96]Zill Li, Xin. Zhao, Coenraad Esveld, Rolf Dollevoet, Marija Motodova, “An investigation into the cause of squats—Correlation analysis and numerical modelling”, Wear, Vol.265(2008), pp.1349-1355.
- [97]Jhon E Garnham, Claire Davis, “The role of deformed rail microstructure on rolling contact fatigue initiation”, Wear, Vol.265 (2008), pp.1363-1372.
- [98]R. I. Carroll, J.H. Beynon, “Decarburation and rolling contact fatigue of a rail steel”, Wear, Vol.260(2006), pp.523-537.
- [99]International union of railways, “Catalog of Rail defects”, CODE UIC

712R, 4thed. translation(2002), defect type 222.

第2章の参考文献

- [100]Q704 レール研究グループ, “新幹線レールの諸問題と対策”, 鉄道技術研究所速報, No.79-17(1979), pp.7-8.
- [101]多田嘉典, “東海道新幹線における損傷対策”, 日本鉄道施設協会誌, Vol.37, No.1 (1999), pp.14-17.
- [102]丸山弘志, 白井誠造, 大山忠夫, “高速鉄道車両の粘着と制御”, 潤滑, Vol.25, No.1 (1980), pp.9-14.
- [103]大山忠夫, 丸山弘志, “高速ころがり接触下のすべりと摩擦-乾燥(非潤滑)状態化における実験と二次元接触理論との対応”, 潤滑, Vol.27, No.10 (1982), p.758.
- [104]大山忠夫, “粘着の科学-車輪/レール間における力の伝達”, RRR, Vol.7 (1987), pp.15-20.
- [105]内田清五, 大山忠夫, 野村義夫, “粘着力に基づいた最適ブレーキ制御”, 鉄道総研報告, Vol.14, No5 (2000), pp.9-14.
- [106]辻江正裕, 森久史, 松田博之, 佐藤幸雄, “鉄道用レール表層における白色1層の形成”, まてりあ, Vol49, No.10 (2010), pp.455-461.
- [107]大山忠夫, “高速鉄道車両の車輪とレール間の粘着におよぼす接触条件の影響と粘着力向上に関する研究”, 鉄道総研報告, Vol.1, No.2 (1987), pp.76-77.
- [108]谷藤克也, “新幹線電車の摩耗車輪とレールの接触(幾何学接触による車輪有効勾配の分析)”, 日本機械学会論文集(C編), Vol.54, No.497 (1988), pp.305-311.
- [109]J. ホーリング編・松永正久監訳, “トライボロジ”, 近代科学社(1984), p.53.
- [110]谷藤克也, 咲山武司, “新幹線電車の車輪摩耗特性と走行振動(1/40こう配の円錐踏面車両の場合)”, 日本機械学会論文集(C編), Vol.53, No.492 (1987), pp.1743-1749.
- [111]大山忠夫, “高速鉄道車両の車輪とレール間の粘着におよぼす接触条件の

影響と粘着力向上に関する研究”， 鉄道総研報告， Vol.1, No.2 (1987)，
p. 21.

[112]K. L. JOHNSON & J. A. JEFFERIS, “Plastic flow and residual stresses in rolling
and sliding contact”, Proc.Symp.Fatigue in Rolling Contact Inst
Mech.Eng. (1963), pp.54-65.

[113]柏谷賢治，井上靖雄，佐藤幸雄，松山晋作，“レール頭頂面変形層におけ
る集合組織の発達について”，材料，Vol.36, No.407 (1987)，pp.786-791.

[114]たとえば志摩政幸，岡田和三，木村好次，山本隆司，“ころがり接触にお
ける前進流動の測定”，潤滑，Vol.25, No.12 (1980)，p.817.

[115]井上靖雄，佐藤幸雄，柏谷賢治，“新幹線レール頭頂面下累積通過トン数
の増加に伴う集合組織の発達”，材料，Vol.41, No.461 (1992)，pp.212-218.

第3章の参考文献

[116]佐藤幸雄，井上靖雄，柏谷賢治：“新幹線レールの転がり接触面における
塑性変形挙動”，トライボロジスト，Vol.36, No.8 (1991)，pp.639~647.

[117]E.Wild, L.Wang, T.Wroblewski, A.Pyzalla：“Investigation of the
microstructure and the residual stress state of a worn railway rail”，
in：Proceeding of the Sixth International on Residual Stresses (2000)，
pp.889-896.

[118]A.Pyzalla,L.Wang,E.Wild,T.Wroblewski:” Changes in microstructure”，
texture and residual stresses on the surface of a rail resulting from
friction and wear, Wear, Vol.251 (2001-10), pp.901-907.

[119]長島晋一編著：“集合組織”，丸善(1984)，pp.25-26.

[120]A. J. Schwarts, M. Kumar, B. L. Adams:“Electron Backscatter Diffraction
in Materials Science”，Kluwer Academic Publishers/ Plenum Press
(2000).

[121]堀内繁雄，弘津禎彦，朝倉健太郎：“電子顕微鏡 Q&A - 先端材料解析のた
めの手引き -”，第1版第2刷，アグネ(2000)，p.196.

[122]久保田 博：“最新鉄道車両工学”，改訂5版，交友社(1976)，p.233.

- [123] B. D. Cullity 著, 松村源太郎 訳: “カリティ 新版 X線回折要論”(Elements of X-ray Diffraction. 2nded. Addison-Wesley Pub. Co. (1978), アグネ, 3刷(1983), p.290.
- [124] 理学電機 X線研究所編: “回折ハンドブック”, 理学電機(2000), P.28.
- [125] Adum. J. Schwarts, Mukul. Kumar, Brent L. Adams: “Electron Backscatter Diffraction in Materials Science”, Kluwer Academic Publishers/Plenum Press(2000).
- [126] TexSEM Laboratories Inc, 226W 2230 North, #120. Provo. UT84604. USA.

第4章の参考文献

- [127] 杉山亨, 阿部則次, “力学的・熱負荷的条件を考慮したシェリング発生過程の一考察”, 鉄道技術研究所速報, No. A-84-143(1984), pp. 4-7.
- [128] 佐藤吉彦, “東海道新幹線において 951 形式試験電車に発生した著大輪重の原因とその対策”, 日本国有鉄道 鉄道技術研究所, 鉄道技術研究報告, 施設編 No. 374, 通号 No. 824(1972), pp. 4-7.
- [129] 佐藤吉彦, “東海道新幹線において 951 形式試験電車に発生した著大輪重の原因とその対策”, 日本国有鉄道 鉄道技術研究所, 鉄道技術研究報告, 施設編 No374, No. 824(1972), p. 49.
- [130] 曾田範宗, “軸受”, 岩波書店, 第 14 刷(1981), p. 111.
- [131] T102 グループ研究班, “レールシェリング対策—グループ研究 T102 昭和 60 年度報告書—”, 日本国有鉄道 鉄道技術研究所, 鉄道技術研究所速報, No. A-87-81(1987), p. 4.
- [132] 曾田範宗, “軸受”, 岩波書店, 第 14 刷(1981), p. 148.
- [133] TSL ソリューションズ: OIM Analysis 5 簡易取扱説明書, 神奈川県相模原市西橋本 5-4-3 OSIC2-401.
- [134] 木村宏, “改訂材料強度の考え方”, アグネ技術センター, 改訂版第 1 刷(2002), p. 294.
- [135] 土井久代, “車輪とレール間のクリープ力”, 研友社, RRR, Vol. 64, No. 8(2008), pp. 6-9.

- [136]木川武彦, “車輪フランジの接触と摩耗”, 潤滑, Vol.28, No.10(1983), pp.721-726.
- [137]佐藤幸雄 “二円筒ころがり接触試験によるレール鋼の耐波状摩耗性能評価”, トライボロジスト, Vol.38, No.7(1993), pp.636-643.
- [138]幸田成康, “標準金属講座 9-構造欠陥を主にした-改訂 金属物理学序論”, コロナ社, 第32版(1996), p.150.
- [139]Smith J. O. and Liu Chang: Stresses Due to Tangential and Normal Loads on an Elastic Solid With Application to Some Contact Stress Problems, Journal of applied mechanics, (1953) pp.157-166.
- [140]T102 グループ研究班, “レールシェリング対策-グループ研究 T102 昭和60年度報告書-”, 日本国有鉄道 鉄道技術研究所, 鉄道技術研究所速報, No.A-87-81 (1987), p.82.
- [141]Hiroyuki Matsuda, Yukio Satoh, Yoshikazu Kanematsu, Kengo Iwafuchi, “On-site investigation and analysis of flaking damage leading to rail break”, Wear, Vol.271(2011), pp.168-173.
- [142]松山晋作, 杉山亨 “レールの接触疲労-シェリング-”, 潤滑, Vol.30, No.6 (1985), pp.393-397.
- [143]T102 グループ研究班, “レールシェリング対策-グループ研究 T102 昭和60年度報告書-”, 日本国有鉄道 鉄道技術研究所, 鉄道技術研究所速報, No.A-87-81(1987), p.49.

第5章の参考文献

- [144]新版軌道材料編集委員会, “新版 軌道材料”, 鉄道現業社, 初版1刷(2011), p.93.
- [145]神尾義孝, “ベイナイトレール敷設条件についての考察”, 新線路, Vol.55, No.5(1990), pp.22-25.
- [146]浅見賢三, “在来線におけるシェリングの現状と対策”, 日本鉄道施設協会誌, Vol.27, No.9(1989), pp.12-15.
- [147]綿島弘之, “JR九州におけるレールシェリングの取組み”, 日本鉄道施設

- 協会誌, Vol.28, No.11(1990), pp.10-13.
- [148]佐々木政人, “在来線のレール削正, 日本鉄道施設協会誌”, Vol.35, No.8 (1997), pp.14-16.
- [149]茅島修, “レール・溶接管理 JR 九州におけるシェリングレール削正の取組み”, 新線路, Vol.51, No3(1997), pp.10-13.
- [150]餅井絵里香, “効率的・効果的なレール削正に向けた取組み”, 新線路, Vol.63, No.12(2009), pp.11-13.
- [151]石上陽基, “JR 北海道におけるレール削正工事”, 新線路, Vol.63, No3 (2009), pp.10-12.
- [152]阿部司, 小野寺孝行, 佐藤幸雄, 岩渕研吾, “在来線におけるレール疲労層の調査について”, 鉄道技術連合シンポジウム(*J-RAIL'04*)講演論文集, JCM-1-3(2004), pp.53-54.
- [153]國尾武, 中沢一, 林郁彦, 岡村弘之, “破壊力学実験法”, 第2刷, 朝倉書店(1988), p.93.
- [154]西谷弘信編, “総合材料強度学講座 6 疲労強度学”, オーム社, 第1版第1刷 (1985), p.155.
- [155]高橋稔彦, 南雲道彦, 浅野巖之, “共析パーライト鋼の延性支配因子”, 日本金属学会誌, Vol.42, No.7(1978), pp.708-715.
- [156]西谷弘信編, “総合材料強度学講座 6 疲労強度学”, オーム社, 第1版第1刷(1985), p.181.

主論文を構成する論文

1. 著者名 : 佐藤幸雄, 井上靖雄, 柏谷賢治
題 目 : 新幹線レールの転がり接触面における塑性変形挙動
掲載誌 : トライボロジスト, Vol.36, No.8 (1991), pp.639~647.

2. 著者名 : Yukio Satoh, Kengo Iwafuchi
題 目 : Crystal orientation analysis of running surface of Rail
damaged by rolling contact
掲載誌 : Wear, Vol.258 (2005), pp1126~1134.

3. 著者名 : 佐藤幸雄
題 目 : レール鋼の転がり摩擦に及ぼす潤滑条件の影響
雑誌名 : トライボロジスト, Vol.37, No.10 (1992), pp.823~830.

4. 著者名 : Yukio Satoh, Kengo Iwafuchi
題 目 : Effect of rail grinding on rolling contact fatigue in railway
used in conventional line in Japan.
雑誌名 : Wear Vol.265 (2008), pp.1342~1348.

5. 著者名 : 小磯信重, 佐藤幸雄, 松岡小百合, 柏谷賢治
題 目 : レール鋼の疲労き裂進展特性に及ぼす累積通過トン数の影響
掲載誌 : 材料, Vol.53, No.4 (2004), pp.432~436.

謝 辞

本研究は、東京理科大学 理工学部 野口昭治教授のもとにまとめられたものです。野口教授には、多くの助言と励ましをいただきました。ここに記して感謝の意を表します。本研究をまとめるにあたり仕事との両立には厳しいものがありました。しかし、野口教授から適切なご指導を賜ったことから執筆を完了することができました。また、学位論文審査会においても多くの助言をいただきました。本研究をまとめ上げることができたのも、野口教授のお力添えがあったからこそ成し得たものと深く感謝いたしております。

また、東京理科大学 理工学部 溝口博教授、東京理科大学 理工学部 荻原慎二教授、東京理科大学 基礎工学部 向後保雄教授、東京理科大学 工学部 佐々木伸也教授には、学位論文審査会で多くの助言とご指導を賜りました。お忙しい中、貴重な時間をいただきましたことに対して心から感謝申し上げます。

本論文は、国鉄 鉄道技術研究所在籍時代に着手し、所属組織の改組を経て公益財団法人 鉄道総合技術研究所に在籍した時に実施された約 30 年間にわたる研究をまとめたものです。本論文の端緒となった新幹線レールの現場調査および損傷レールの材料調査についてご指導いただいた元国鉄 鉄道技術研究所の栗原利喜雄氏に心から感謝いたします。また、学会発表、査読論文のまとめ方および研究の進め方についてご指導をいただいた元国鉄 鉄道技術研究所の松山晋作博士に深く感謝いたします。同じく、元国鉄 鉄道技術研究所の木川武彦博士ならびに杉山亨氏には研究を進めていく上で活発なご議論と多くの励ましをいただきましたことに対して心から感謝申し上げます。

研究の前半では、転がり接触疲労によって発現する材料の負荷応答挙動を詳細に理解するための解析方法を探しあぐねていました。いろいろと考えた末、どのような測定をすればよいかまでは思い当たりませんでした。金属結晶レベルでの負荷応答挙動が塑性変形や疲労現象を理解するための本質的な情報を与えてくれるのではないかと考えに至りました。この時期、所属研究室に強力 X 線回折装置が導入され、SEM-EBSD が漸く一般に使用可能になった時期と重なりました。そこで、これらの装置を用いて金属結晶の変形挙動解析に注力し

て研究を進めることにしました。その結果、転がり接触面の表面が最も疲労被害を受けていることを確度高く推定することができました。金属結晶の変形挙動に着目して研究を進めるにあたり、活発な議論と多くのご指導をいただいた元財団法人 鉄道総合技術研究所の岩渕研吾博士に深く感謝いたします。また、転がり接触面表層の塑性変形状態の考察について熱心にご議論いただいた、公益財団法人 鉄道総合技術研究所の松井元英博士に深く感謝申し上げます。同じく、参考文献の検索などでご支援をいただいた公益財団法人 鉄道総合技術研究所の兼松義一氏に心より御礼を申し上げます。破壊力学的視点からレール鋼のき裂進展について助言とご指導をいただいた元東京都立大学の小磯信重博士に深く感謝いたします。また、転がり接触面表層における塑性変形や再結晶などについてご議論いただいた元日鐵テクノロジーの山本廣一博士ならびに宮本勝良氏に深く感謝いたします。同じく、EBSDの測定条件設定や得られた結果について熱心にご議論いただいた元日鐵テクノロジーの船木秀一氏に厚く御礼を申し上げます。さらに、レール製造メーカーにおける研究者の立場からレールの転がり接触疲労について広くご議論いただいた元新日本製鐵株式会社の杉野和男氏に感謝申し上げます。同じく、レールの転がり接触疲労現象について熱くご議論いただいた元新日本製鐵株式会社の影山英明氏に深く感謝申し上げます。そして、本論文をまとめるにあたって終始暖かなご声援をいただいた新日鐵住金株式会社の井上義典氏に対して心より感謝申し上げます。

本研究は JR 各社の保線の皆様をはじめとして多くの関係者の方々のご支援とご協力のもとに行われました。関係の皆様には深く感謝申し上げます。

最後になりましたが、レールの研究を開始してから学位論文をまとめるまで献身的に支えてくれた妻の景子、また暖かく見守ってくれた三人の子供達（雄太、華菜子、桃子）に深く感謝し、筆を置くことにします。

平成 29 年 1 月

佐藤 幸雄