

自動車用表面処理鋼板のプレス成形性に及ぼす摺動特性の影響に関する研究

2005年9月

横浜国立大学附属図書館



11656210

山崎雄司

寄贈者：山崎雄司

11656210

自動車用表面処理鋼板のプレス成形
性に及ぼす摺動特性の影響に関する

377.2
-1A

自動車用表面処理鋼板のプレス成形性に及ぼす摺動特性の影響に関する研究

2005年9月

横浜国立大学附属図書館



11656210

山崎雄司

目 次

第1章 緒 論	1
1.1 緒 言	2
1.2 自動車用表面処理鋼板の種類と変遷	7
1.3 自動車用表面処理鋼板の成形性と摺動特性に関する従来研究	10
1.3.1 プレス成形性に及ぼす鋼板の機械的特性の影響に関する基礎的研究	12
1.3.2 プレス成形性に及ぼす鋼板の機械的特性の影響に関する実部品成形試験研究	14
1.3.3 プレス成形性に及ぼす摺動特性の影響に関する基礎的研究	14
1.3.4 表面処理鋼板の摺動特性とプレス成形性に関する研究	16
1.4 本研究の目的	18
1.5 論文の構成	19
参考文献	20
第2章 亜鉛合金系めっき鋼板の実プレス成形性評価のための平板摺動試験条件の適正化	22
2.1 緒 言	23
2.2 実験方法	23
2.2.1 供試材	23
2.2.2 摺動試験方法	24
2.2.3 実部品のプレス試験方法	25
2.3 実験結果	27
2.3.1 摩擦係数の測定結果	27
2.3.2 実部品のプレス試験結果	29
2.4 考 察	30
2.4.1 割れ限界に及ぼす摺動特性と機械的特性の影響	30
2.4.2 しわ限界に及ぼす摺動特性と機械的特性の影響	31
2.4.3 成形余裕量に及ぼす摺動特性と機械的特性の影響	35
2.5 まとめ	36
第3章 亜鉛合金系めっき鋼板で適正化された平板摺動試験条件の純亜鉛系めっき鋼板への適用	37
3.1 緒 言	38
3.2 実験方法	38
3.2.1 供試材	38
3.2.2 摺動試験方法	39

3.2.3	実部品のプレス試験方法	40
3.3	実験結果	42
3.3.1	摩擦係数の測定結果	42
3.3.2	実部品のプレス試験結果	43
3.4	考察	44
3.4.1	割れ限界に及ぼす摺動特性の影響	44
3.4.2	しわ限界に及ぼす摺動特性の影響	45
3.4.3	成形余裕量に及ぼす摺動特性の影響	47
3.5	まとめ	49
第4章	純亜鉛系めっき鋼板の摺動特性の把握	50
4.1	緒言	51
4.2	実験方法	51
4.2.1	供試材	51
4.2.2	摺動試験方法	51
4.2.3	繰り返し摺動試験	53
4.3	実験結果及び考察	54
4.3.1	摩擦係数に及ぼす面圧と工具長さの影響	54
4.3.2	繰り返し摺動試験結果	68
4.4	不具合対策	80
4.5	まとめ	81
	参考文献	
第5章	実プレスにおける摺動特性評価のための平板繰り返し摺動試験法の提案	82
5.1	緒言	83
5.2	計算方法	83
5.2.1	金型データ	83
5.2.2	材料特性	85
5.2.3	計算条件	85
5.3	計算結果及び考察	86
5.4	まとめ	88
第6章	平板繰り返し摺動試験法の検証	89
6.1	緒言	90
6.2	実験方法	90
6.2.1	供試材	90
6.2.2	摺動試験方法	91
6.3	実験結果	92
6.3.1	摩擦係数の測定結果	92

6.3.2 実部品のプレス試験結果	94
6.4 考察	95
6.4.1 割れ限界に及ぼす摺動特性の影響	95
6.4.2 しわ限界に及ぼす摺動特性の影響	96
6.4.3 成形余裕量に及ぼす摺動特性の影響	98
6.5 まとめ	100
第7章 結論	101

本論文に関する発表論文

謝 辞

第1章 緒論

1.1 緒言

日本の自動車は、1930年代に量産が開始され、第二次世界大戦後本格化した。日本の自動車産業は1960年以降急速に発展し、1991年にピークを迎え、生産台数は年間1350万台に達した。その後バブル崩壊により日本経済は停滞するが、自動車生産台数は1000万台を維持しており、日本経済を支える重要な産業分野に成長している(図1.1¹⁾, 1.2²⁾)。また、国内生産車の約40%が北米、欧州を中心に輸出されており、日本車は世界中で使用され輸送手段として重要な役割を果たしている(図1.3³⁾, 1.4⁴⁾)。

一方国内の自動車用鉄鋼材料の生産は1960年代からはじまり、自動車産業の発展とともに生産量は急速に増加し、年間1億tonの粗鋼生産量となっている(図1.5⁵⁾, 1.6⁶⁾)。鉄鋼材料は自動車生産において、原材料の約55%を占める重要な素材である(図1.7⁷⁾)。また、自動車用鉄鋼材料の生産量は、全鉄鋼生産量の約20%であり、高付加価値材料が多いこともあり、自動車は鉄鋼産業において極めて重要な用途となっている。

表1.1に示すように自動車には多くの性能が求められる。この中に、車両の耐久性向上と環境問題対策としての車両の長寿命化があり、車体の防錆対策が重要な技術課題の一つとなっている。材料面からの防錆対策として、表面処理鋼板が活用されており、現在、自動車用鉄鋼材料の70%は表面処理鋼板である。

1960年代から、北米と欧州で冬季の交通安全対策として道路への融雪塩の散布が行われている。その量は年々増加し、1970年代には融雪塩による自動車車体の腐食が問題となり始めた⁸⁾。そのため、カナダコードI(1978年)、カナダコードII(1981年)、ノルディックコード(1983年)、米国GIG3自主目標(1989年)といった車体の防錆品質目標が提示され防錆対策技術の開発が進められてきた。米国GIG3自主目標「10-5-2-1」⁹⁾すなわち「10年穴あきなし、5年外観錆なし、2年エンジンルーム内錆なし、1年足廻り部品の外観錆なし」は、1990年台前半において世界で最も厳しい防錆目標であった。さらに最近、欧州自動車メーカーは、環境問題対策として自動車の長寿命化と揮発性有害物質を含む防錆副資材の削減を含めた「12年防錆保証」目標を提案し、自動車車体の耐久性向上要求はますます高まっている。

こうした自動車車体の防錆品質目標を達成するために、自動車メーカー、塗料メーカー及び鉄鋼メーカーは、自動車の構造改良、化成処理技術、塗装技術や自動車用表面処理鋼板の開発を行ってきた。表面処理鋼板の目的は防錆であるが、自動車ボディ用材料としては、加工性、溶接性、外板適性などの性能も重要であり、これまでにこれらの性能を考慮した10種類以上の表面処理鋼板が開発されている。

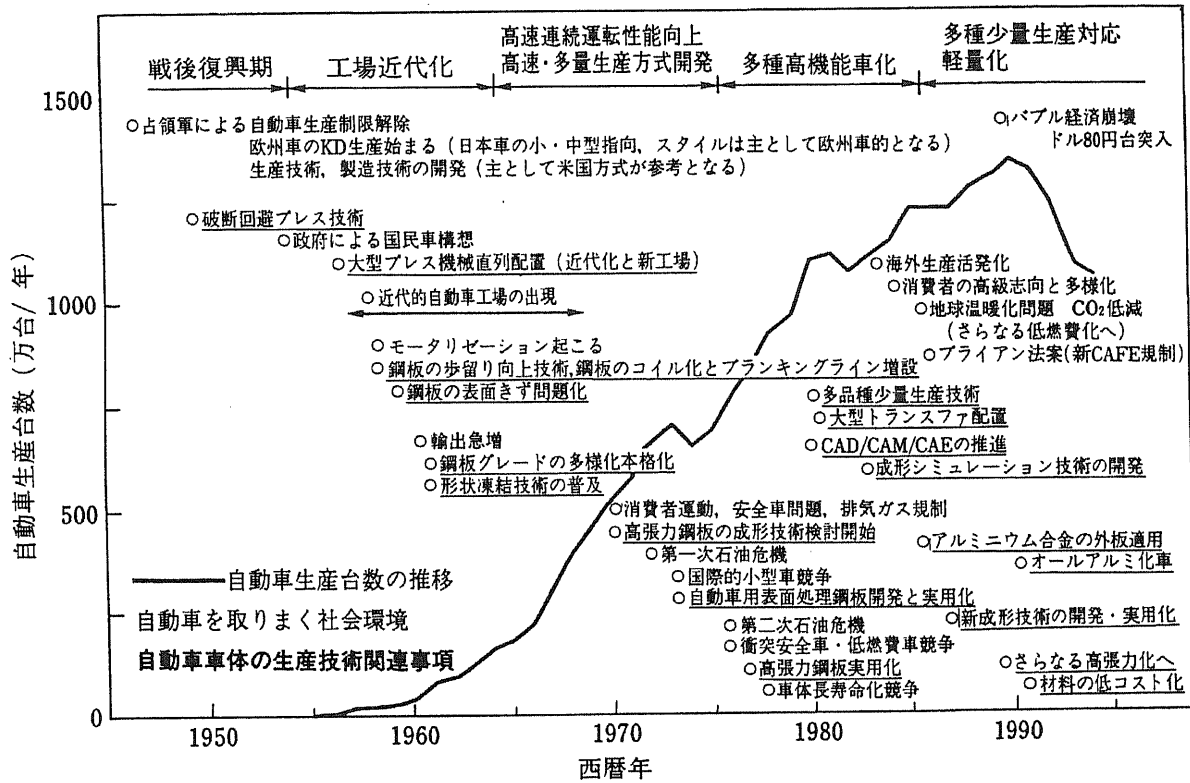


図 1.1 自動車の生産台数の推移，自動車を取りまく社会環境と車体の生産技術関連事項¹⁾

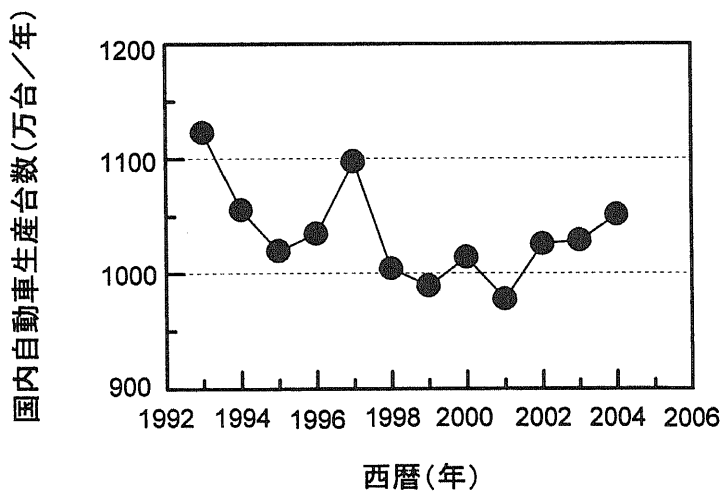


図 1.2 過去 10 年の国内自動車生産台数の推移²⁾

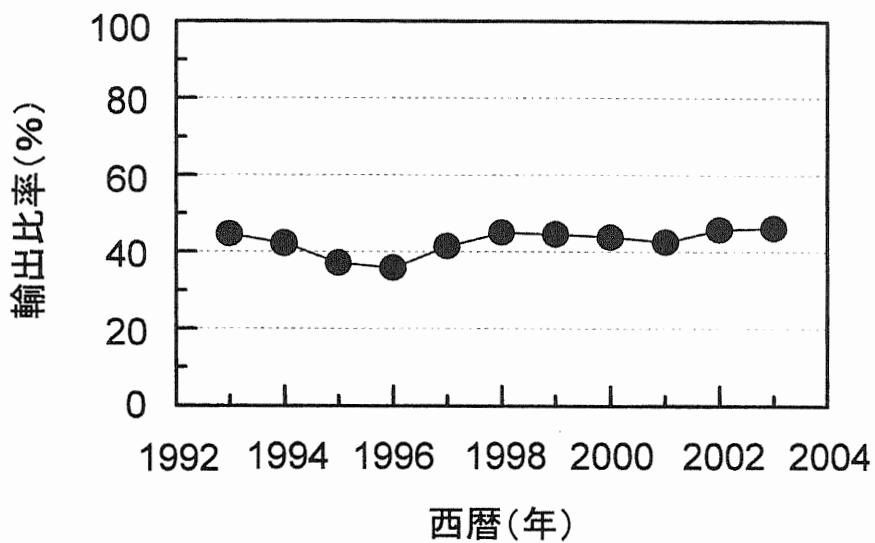


図 1.3 国内自動車生産量に占める輸出比率の推移³⁾

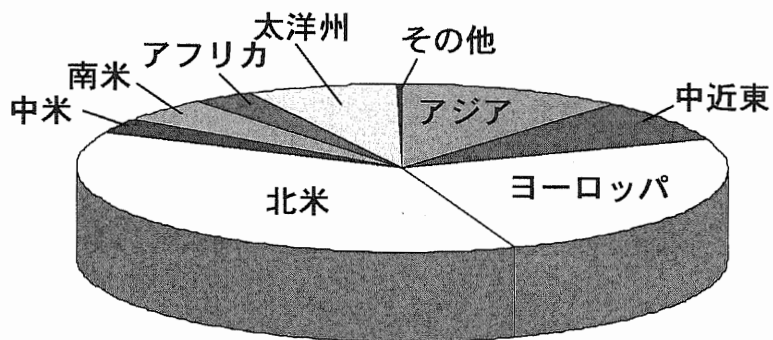


図 1.4 国内生産自動車の輸出先⁴⁾

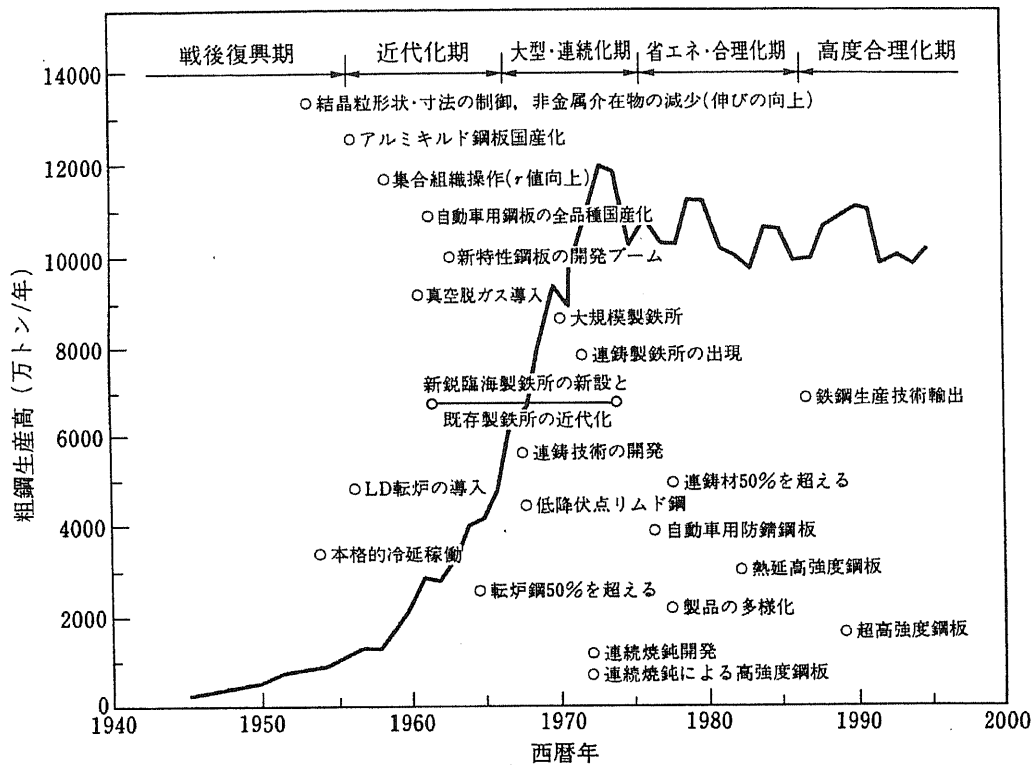


図 1.5 国内鉄鋼生産量の推移と主要な技術環境⁵⁾
 吉田清太：「日中科学技術交流と経済発展」討論会資料(1985)より

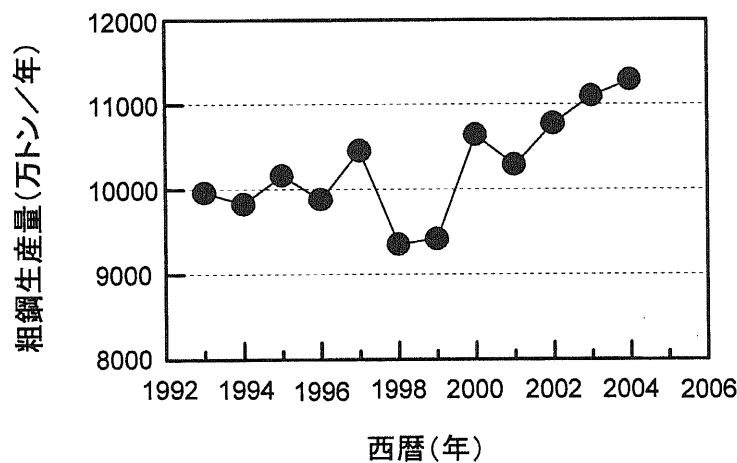


図 1.6 過去10年の国内粗鋼生産量の推移⁶⁾

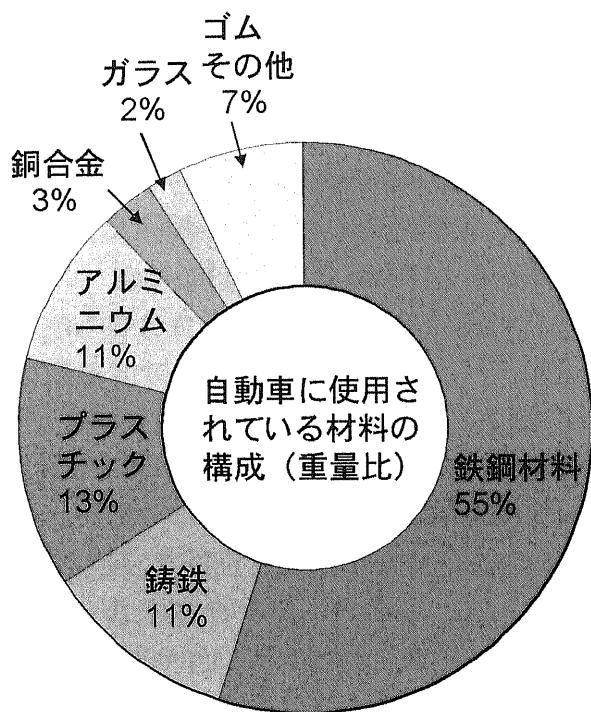


図 1.7 自動車の材料構成(1997年)⁷⁾

表 1.1 自動車用鋼板への要求性能とその対応

車両性能	走行性能	剛性、サスペンション性能
	安全性	強度(Passive Safety) Active Safety
	耐久性	防錆、耐久強度、 メンテナンス性
	車内快適性	防音、防振、断熱、換気、 防塵、防水、広さ
地球環境問題対応	低燃費	軽量化
	長寿命化	防錆、耐久強度、
	リサイクル性	環境調和型超微細鋼
	有害物質排除	

1.2 自動車用表面処理鋼板の種類と変遷

図 1.8 にこれまでに開発された主な自動車用表面処理鋼板の特徴を示す¹⁰⁾。また、図 1.9 に 1980 年代以降の国内における主な表面処理鋼板の開発経緯を示す¹¹⁾。1980 年代は、母材の機械的特性の選択性（成形性の観点）とめっきの均質性などの理由で Zn-Ni または Fe-Zn の合金亜鉛電気めっき鋼板の開発が主流であった。溶接性が考慮され、付着量 20～30 g/m² のめっき鋼板が適用された。Zn-Ni 電気めっき鋼板は、防錆力と塗装性の向上を目的に開発された薄膜有機複合被服鋼板（Zn-Ni 有機複合被服鋼板）の下地として利用され、Zn-Ni 有機複合被服鋼板は 1990 年代の主要防錆鋼板の一つとなった。

1990 年代は、先述の「10-5-2-1」対応の目的で、Zn-Ni 有機複合被服鋼板と新たに開発された付着量 40～60 g/m² の合金化溶融亜鉛めっき鋼板(GA)が主要防錆鋼板として適用された。しかし、GA は電着塗装におけるクレータリング塗装欠陥が発生しやすく、これを防止する目的で、上層に薄い Fe 電気めっきを施した 2 層型 GA が開発された。この 2 層型 GA は一般の GA に比べて摺動性のも改善されたため適用が拡大した。

1990 年後半からは、自動車製造コストの低減の目的で、低コストで GA の摺動特性を改善する、潤滑皮膜付き GA の開発と適用が進められている。また、Zn-Ni 有機複合被膜鋼板は、環境負荷物質 Cr(VI)を含有することから、GA への転換が急速に進んでいる。

2000 年以降、さらに防錆性能向上の要求が高まっているが、合金化溶融亜鉛めっき鋼板のめっき付着量は 60g/m² が上限とされておりめっき付着量の増加は難しい状況にある。これには以下のような理由によるものである。合金化溶融亜鉛めっき鋼板は、溶融亜鉛めっきを施した後に加熱して、母材の鉄と亜鉛を反応させてめっき層を亜鉛と鉄の合金に変える方法で製造される。合金化反応は鉄と亜鉛の界面から始まり、亜鉛表面へと進行する。図 1.10 に示すように鉄と亜鉛の合金は、鉄の含有量が増えるにつれて δ_1 、 Γ と相を変える¹²⁾。図 1.11 に示すように、 Γ や δ_1 は、延性が低いため発生量が増加するとめっき剥離を発生しやすくなる¹³⁾。めっき付着量が多くなると、鉄と亜鉛の界面付近の Γ の発生を抑えて、めっき層全体を合金化することが困難となるのである。そのため、めっき付着量を増加できる純亜鉛溶融亜鉛めっき鋼板の使用が検討され、一部適用が始まっている。

一方、北米では純亜鉛電気めっき鋼板(EG)が、欧州では内板部品には純亜鉛溶融めっき鋼板(GI)が、外板部品には純亜鉛電気めっき鋼板(EG)が使われてきた。両地域では、それぞれの表面処理鋼板のめっき付着量の増加により、防錆性能向上の要求に応じてきた。1990 年代後半にドイツで新車から 12 年以上経過した廃車のリサイクルに対する自動車メーカーの責任が高まったことを受けて、12 年防錆の動きが加速された。当初外板用にはめっき付着量の多い EG が適用されたが、コストダウンの目的で、外板への GI の適用が進んでいる。

また、近年自動車産業のグローバル化が急速に進んでおり、国内自動車メーカーは、北米、欧州及びアジアを中心に現地での生産を開始、年々生産量を増やしている。海外展開における一つの課題が材料の調達である。欧米自動車メーカーが純亜鉛系のめっき鋼板を

使用してきたため、欧米での GA の調達が困難な場合があり、同一部品を地域により異なる表面処理鋼板で生産せざるを得ない状況が発生している。一方、欧米の自動車メーカーもアジアへ進出しており、国内鉄鋼メーカーはめっき付着量の多い EG と GI の供給をはじめている。

分類 製法	亜鉛めっき鋼板				
	溶融めっき				電気めっき
	溶融亜鉛めっき (GI)	合金化溶融亜鉛めっき (GA)	フラッシュめっき付き合金化溶融亜鉛めっき	溶融亜鉛・アルミニウム合金めっき	電気亜鉛めっき (EG)
皮膜構成	Zn 	Zn-Fe合金 	Feめっき Zn-Fe合金 	Zn・Al(55%)系合金 	Zn
めっき付着量 (目付け量)	45~120g/m ² (片面呼称)	30~90g/m ² (片面呼称)	30~90g/m ² (片面呼称)	60~200g/m ² (片面呼称)	10~50g/m ² (片面呼称)
加工における 皮膜の特徴	MHv:50~100 厚目付けで加工性低下、工具面への凝着性あり	MHv:250~300 縮み変形で微粉を生じやすい	MHv:250~400 摺動性良好、縮み変形で微粉を生じやすい	MHv:90~175 曲げ加工性良好	MHv:50~100 厚目付けで加工性低下、工具面への凝着性あり
分類 製法	亜鉛めっき鋼板		非亜鉛めっき鋼板	塗装鋼板	
	電気めっき			溶融めっき	塗覆装
	電気合金亜鉛めっき (Zn-Ni, Zn-Fe)	有機複合めっき (Dura)	合金化電気亜鉛めっき (EGA)	アルミニウムめっき ターンめっき	亜鉛粉末入り塗装鋼板 ・ジクロロメタル (ZM)
皮膜構成	Zn-Ni, Zn-Fe系合金 	有機皮膜 Zn-Ni 	Fe-Zn系合金 	Al-Si合金 Pb-Sn合金 	ジクロロメット ダクロメット
めっき付着量 (目付け量)	10~40g/m ² (片面呼称)	10~40g/m ² (片面呼称)	~40g/m ² (片面呼称)	40~150g/m ² (Al-Si) 75~150g/m ² (Pb-Sn)	15μm
加工における 皮膜の特徴	MHv:250~400 縮み変形で微粉を生じるも、加工性良好	MHv:250~400 縮み変形で微粉を生じるも、加工性良好	MHv:250~400 縮み変形で微粉を生じるも、加工性良好	厚目付けではなく離しやすい(Al-Si)、軟質皮膜、工具面粗さ小では摩擦係数大(Pb-Sn)	摺動成形ではなく離を生じやすい

図 1.8 自動車用表面処理鋼板の種類と特徴¹⁰⁾

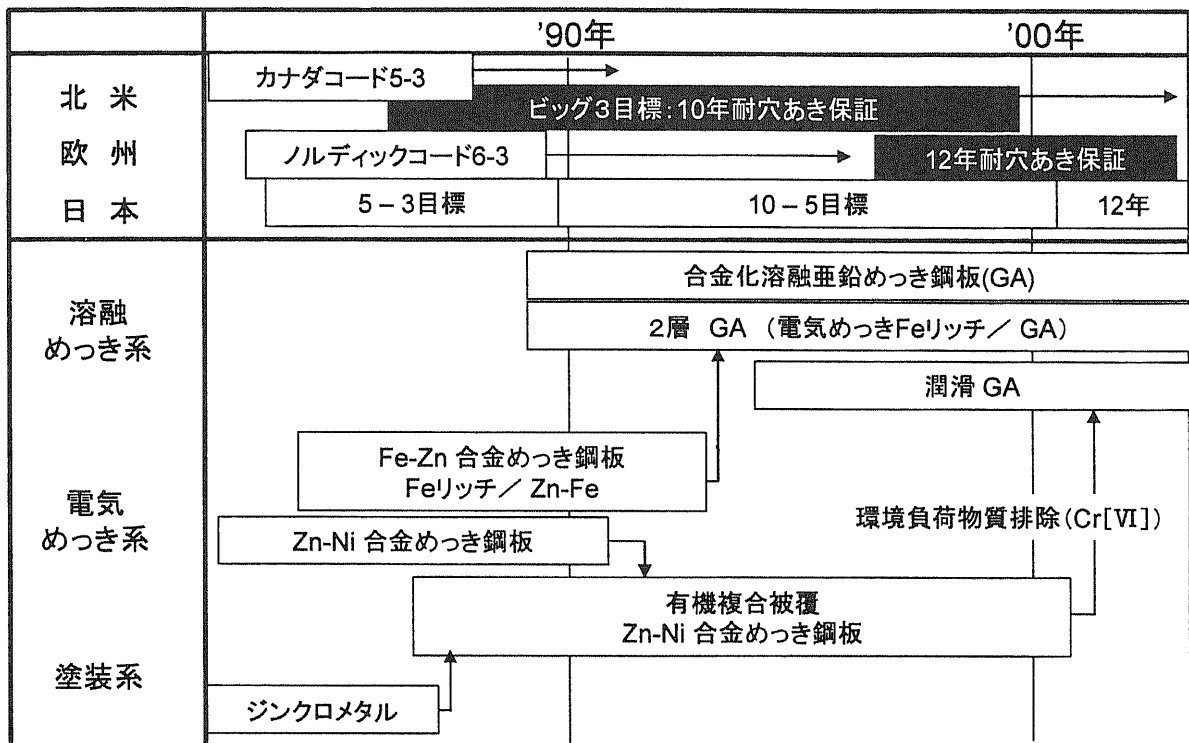


図 1.9 国内における主な表面処理鋼板の開発経緯¹¹⁾

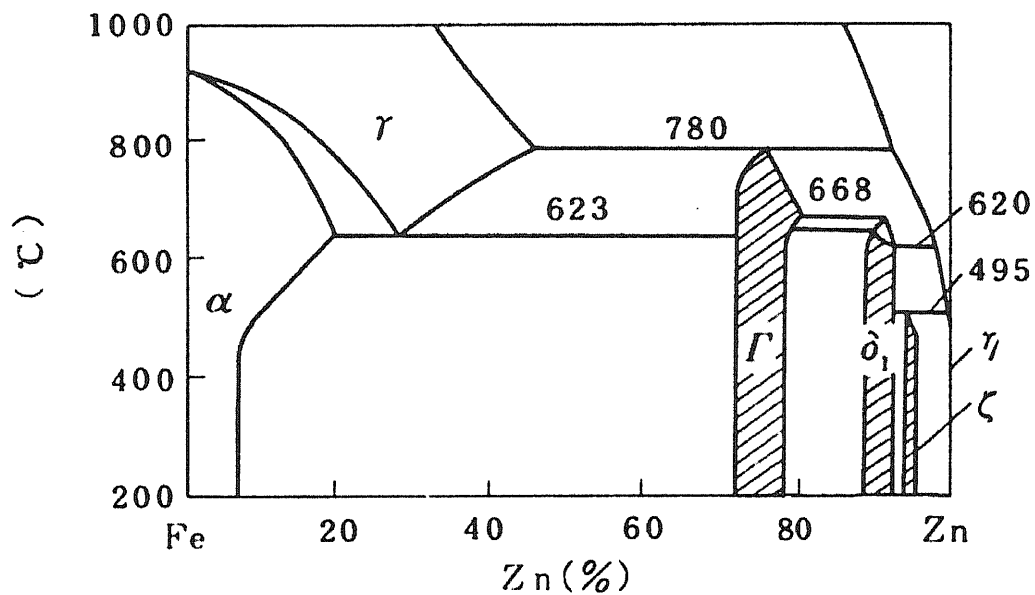


図 1.10 Zn-Fe 系平衡状態図¹²⁾

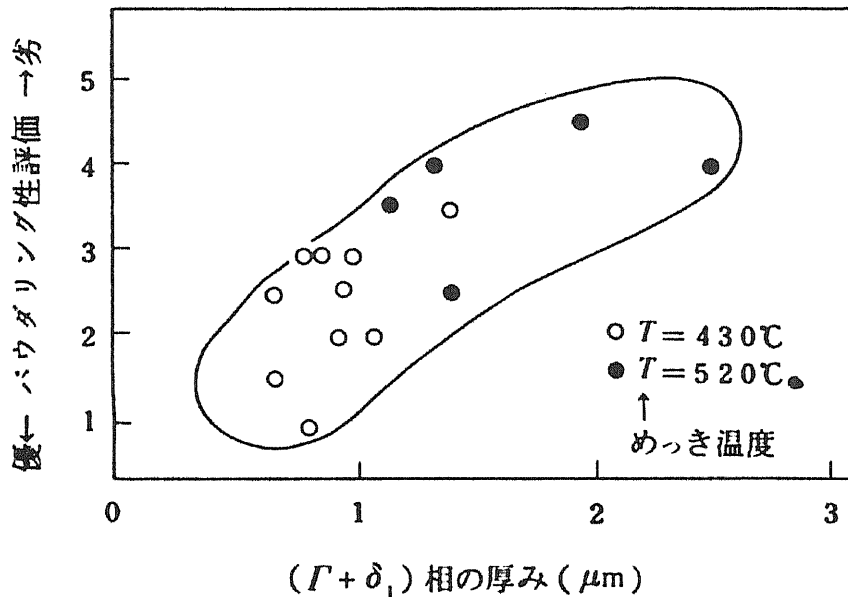


図 1.11 合金化溶解亜鉛めっき鋼板のパウダリング性に及ぼす Γ 及び δ_1 相の影響¹³⁾

1.3 自動車用表面処理鋼板の成形性と摺動特性に関する従来研究

日本の自動車生産は1950年代後半に始まり、1959年に日本最初の自動車専用工場が稼働した。それに併せて広幅を含む自動車用薄鋼板の製造設備が準備された。当時は自動車用鋼板の必要性能が全くわからない状況であったが、図1.12に示すように実際のプレス成形不良と鋼板の特性の間を補完する成形性評価試験の必要性が示され¹⁴⁾、様々な成形不良を評価するための多くの成形性評価法が提案され、それを活用した材料の開発、成形技術の開発が行われたことが現在までの発展の基礎となった。そのため、これまでの研究は実際の成形現象を解析した研究と引張り試験に代表される材料特性、円筒深絞り成形に代表される単純な変形様式の成形試験や実部品の一部を模したモデル試験などの基礎的研究に大別できる。

図1.13に示すように、プレス成形の不良現象とその要因は多様である¹⁵⁾¹⁶⁾が、材料の機械的特性は、プレス成形性を支配する因子であり多くの研究がなされてきた。また、材料の摺動特性の影響も早くから研究がなされてきたが、特に防錆鋼板の使用量が拡大して以降は、プレス成形性を支配する一つの主要因子と認識され、多くの研究がなされてきた。

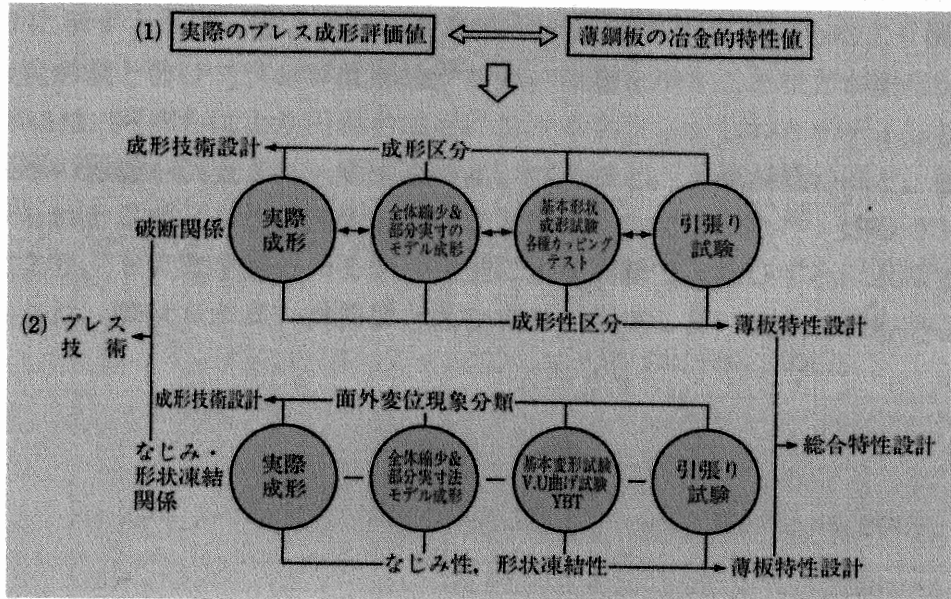


図 1.12 プレス成形と薄板特性の結合や評価のための作業¹⁴⁾

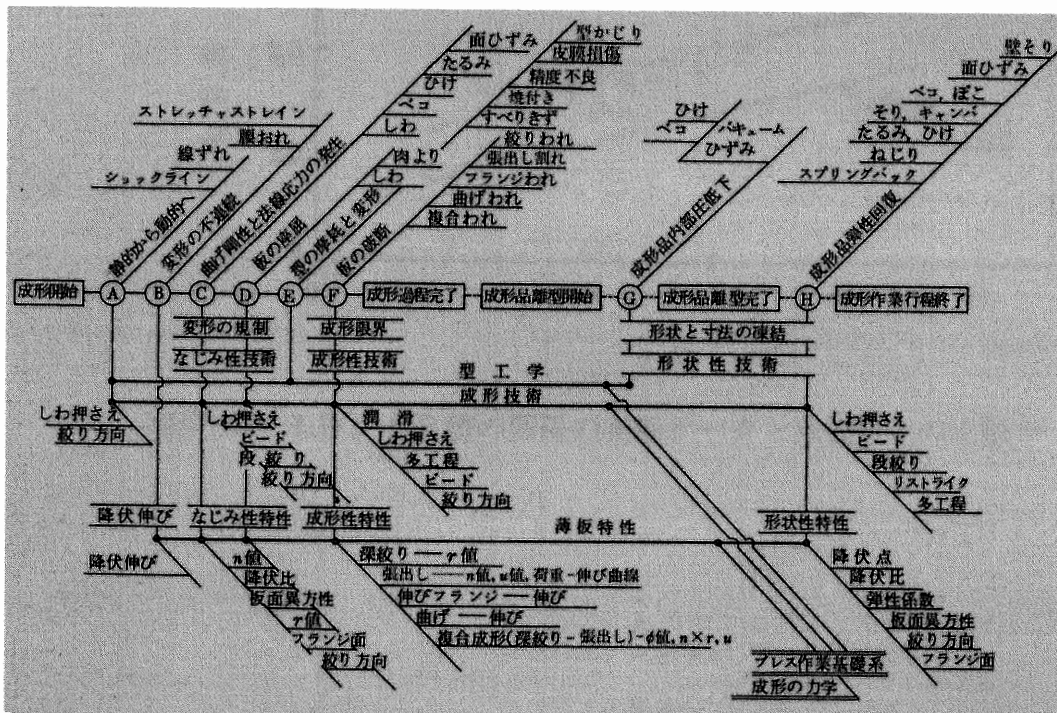


図 1.13 プレス成形の不良現象とその要因¹⁵⁾¹⁶⁾

1.3.1 プレス成形性に及ぼす鋼板の機械的特性の影響に関する基礎的研究

プレス成形性に及ぼす鋼板の機械的特性の影響については、1950年代から1960年代にかけて多くの研究が行われ^{17) -23)}、例えば単純な成形様式の小型モデルの実験によって、1964年に福田により図1.14に示すように r 値と深絞り成形性²⁴⁾が、1968年に小森田らにより図1.15に示すように n 値と張出し成形性²⁵⁾が、1970年に中川らにより図1.16に示すように極限変形能と伸びフランジ成形性²⁶⁾が強い相関を示すことなどが明らかとなった。また、1972年には、阿部らにより円錐台成形におけるフランジしわとボディしわに及ぼす材料特性と板厚の影響が調査され、降伏点の高い材料ほど、 r 値が低いほど、板厚が薄いほどフランジしわとボディしわが発生し易いことが明らかとなった²⁷⁾。1983年には、臼田らと由田らにより、ドア取手部分のモデル金型による実験で、面ひずみに及ぼす材料特性の影響が調査され、降伏点が高い材料ほど面ひずみが発生し易いことが明らかとなった^{28,29)}。

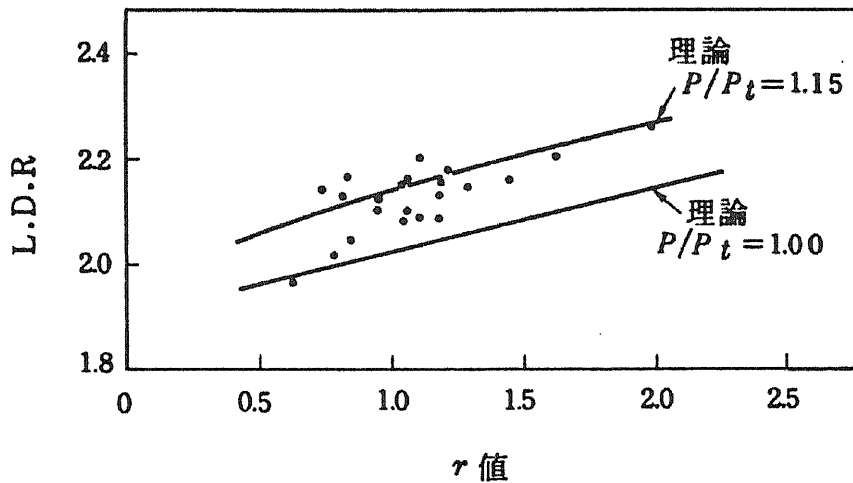


図1.14 L.D.R とR値の関係の実験データと理論値との比較²⁴⁾

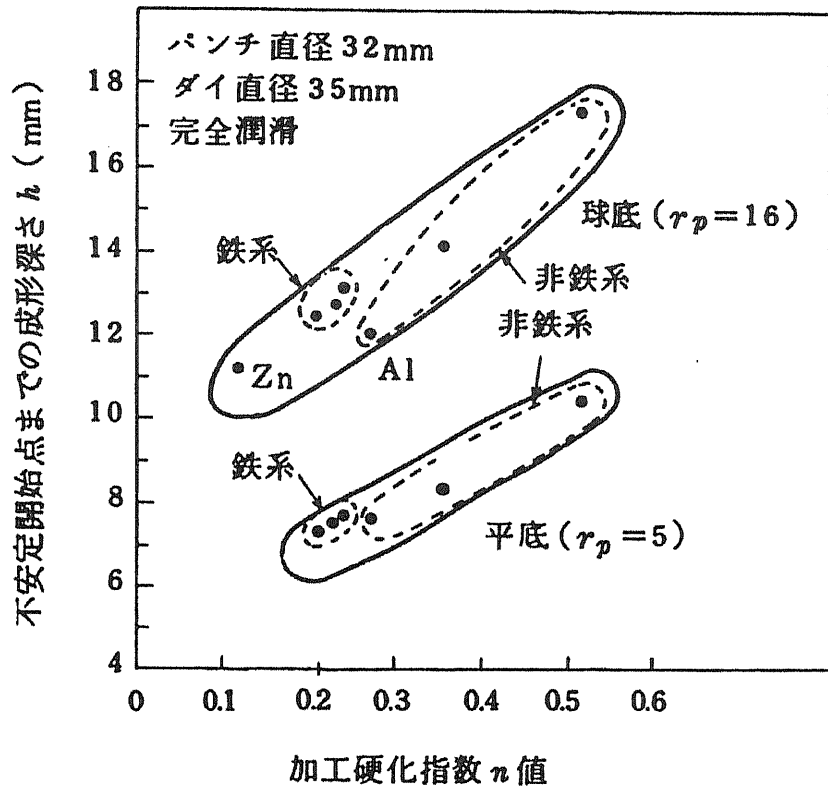


図 1.15 球頭パンチ張出しにおける限界成形深さと n 値との関係²⁵⁾

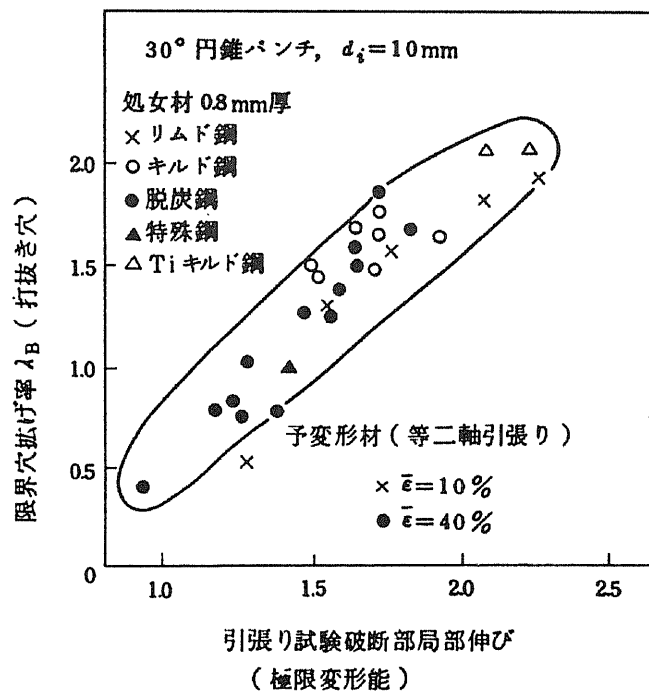


図 1.16 せん断縁の穴拡げ率と引張り試験の局部伸び (極限変形能) の関係²⁶⁾

1.3.2 プレス成形性に及ぼす鋼板の機械的特性の影響に関する実部品成形試験研究

実際の自動車部品の成形実験による研究は少ない³⁰⁾⁻³³⁾が、1961年には、神月らによりフロントフェンダ、ボンネット、ルーフの実部品成形試験結果とコニカルカップ値、硬度、エルクセン値との相関が調査され、表 1.2 に示すように部品によって成形性試験法を選択する必要があることが報告されている³⁴⁾⁻³⁵⁾。1968~1970年には小林らにより、スクライブドサークル法によるフード、フロントフェンダ、ルーフ、ドア、トランクリッド、クォータの変形状態の解析がなされた³⁶⁾⁻⁴⁰⁾。

また、1979年には石垣らにより、フロントフェンダ、トランクリッド、クォータにおける面ひずみの及ぼす材料特性の影響が調査され、降伏応力低いほど、r 値が高いほど面ひずみが発生しにくいことが報告されている⁴¹⁾。

表 1.2 実部品成形試験結果と評価値との対応⁴¹⁾

	硬 度	エルク セン値	コニカル カップ値
フロントフェンダ アッパ右, 左			○
フロントボンネット	○		○
ル ー フ	○	○	

1.3.3 プレス成形性に及ぼす摺動特性の影響に関する基礎的研究

摺動特性の影響については、1960年代に研究が行われ⁴²⁾⁻⁵³⁾、単純な成形様式の小型モデルの実験によって、例えば吉田らにより図 1.17 に示すように材料と金型の間が発生する摩擦力が深絞り成形性に大きな影響を及ぼすこと⁵⁴⁾や林らにより図 1.18 に示すように材料と金型の間が発生する摩擦力が張出し成形性に大きな影響を及ぼすこと⁵⁵⁾が明らかとなった。

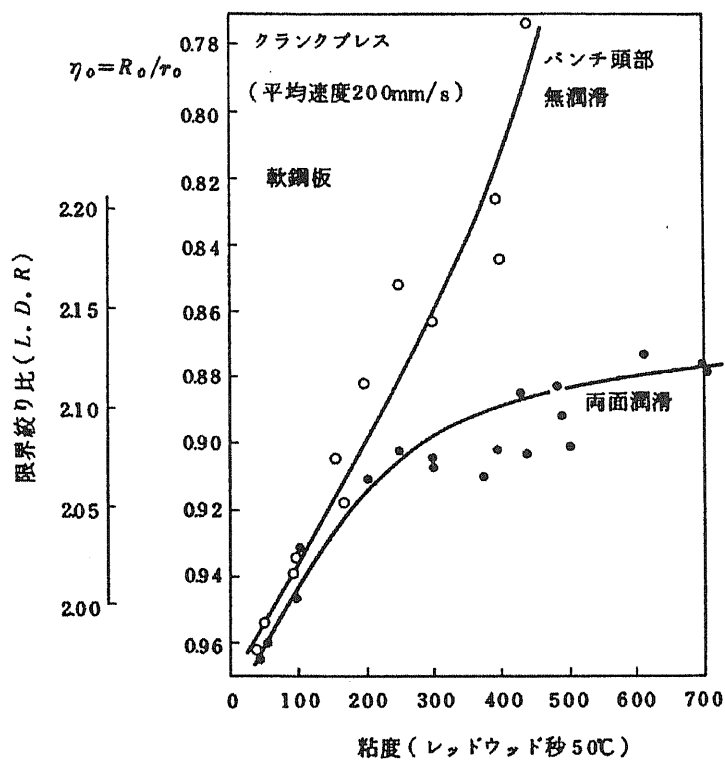


図 1.17 深絞り成形限界に及ぼす潤滑の影響⁵⁴⁾

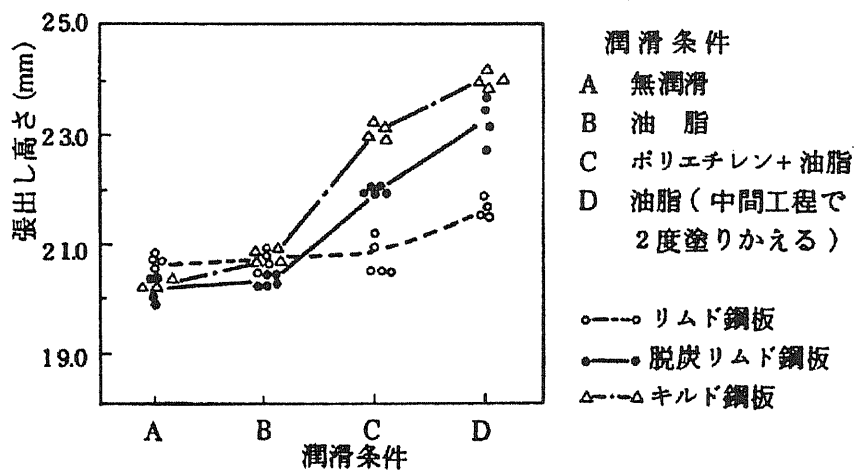


図 1.18 限界張出高さに及ぼす潤滑の影響⁵⁵⁾

1.3.4 表面処理鋼板の摺動特性とプレス成形性に関する研究

種々の表面処理鋼板の成形性や摺動特性に関する研究も行われてきた⁵⁶⁾⁻⁶¹⁾。異なる表面処理鋼板で摺動試験を行った場合に、摩擦係数が面圧や摺動速度により変化する⁶²⁾こと、繰返し摺動により摩擦係数が変化し、型かじりに至ること⁶³⁾などが報告されている。

一方、実際の自動車部品の成形実験による研究は極めて少ないが⁶⁴⁾、1992年に冷延鋼板、合金化溶融亜鉛めっき鋼板、純亜鉛電気めっき鋼板、純亜鉛溶融めっき鋼板、Zn-Ni合金電気めっき鋼板、Zn-Ni片面有機被膜鋼板およびFe-Zn合金電気めっき鋼板の実プレス成形性に及ぼす摺動特性の影響に関する研究がなされ⁶⁵⁾、実部品プレス成形性は、平板摺動試験により得られる摩擦係数との相関(図1.21)よりも、図1.22に示す形状の絞りビードとダイ肩R通過を模擬した摺動試験(PRIKEN simulator)で得られる見かけの摩擦係数との相関が強い(図1.23)と報告されている。

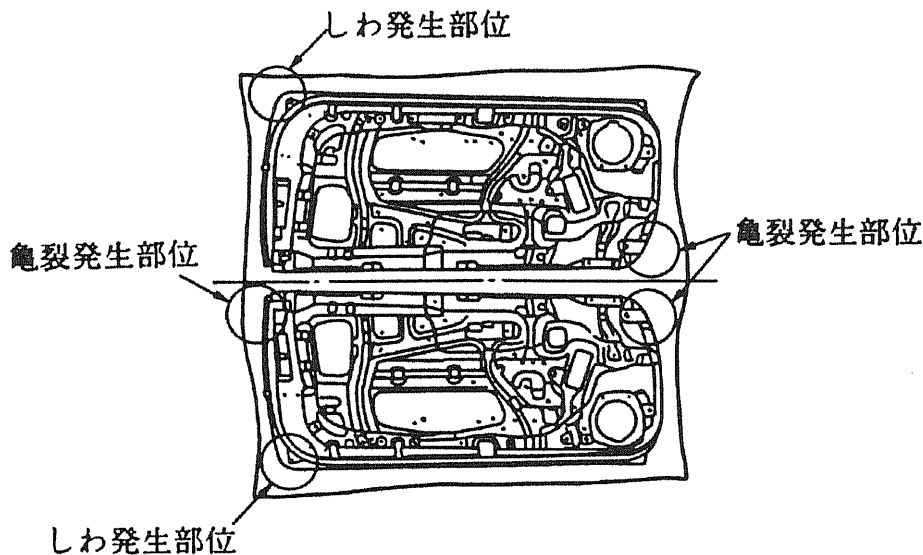


図 1.19 実プレス成形性評価に使用されたドアインナーパネル⁶⁵⁾

	しわ押さえ力 (kN)										
	(-400)	(-300)	(-200)	(-100)	(標準)	(+100)	(+200)	(+300)	(+400)	(+500)	(+600)
	200	300	400	500	600	700	800	900	1000	1100	1200
CR	斜線	斜線						斜線	斜線	斜線	斜線
Fe-Zn	斜線						斜線				
GI	斜線	斜線									
ZnNi	斜線										斜線
GA45	斜線	しわ						斜線	斜線	亀裂	斜線
GA60	斜線							斜線	斜線		斜線
Dura	斜線	斜線									
EG	斜線	斜線						斜線	斜線	斜線	斜線

図 1.20 各種表面処理鋼板の実プレス成形試験における成形可能範囲⁶⁵⁾

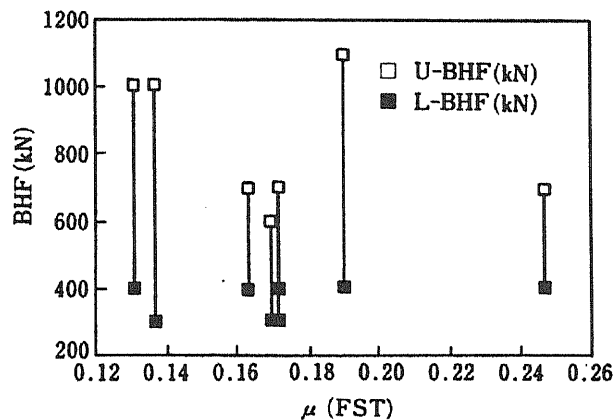


図 1.21 各種表面処理鋼板の平板摺動による摩擦係数と成形可能範囲の関係⁶⁵⁾

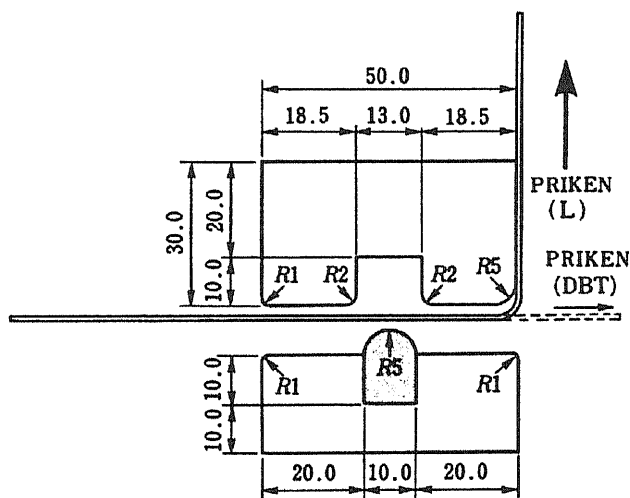
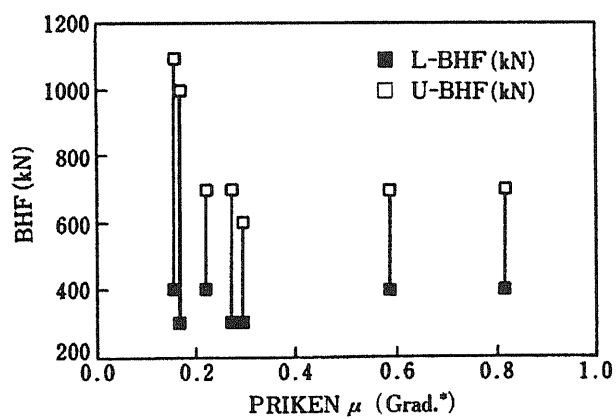


図 1.22 PRIKEN simulator の工具の形状・寸法 (奥行き 50mm)⁶⁵⁾



* 押付け力を変え、引抜き力の変化率より求めた μ

図 1.23 各種表面処理鋼板の PRIKEN simulator による傾き摩擦係数と成形可能範囲の関係⁶⁵⁾

1.4 本研究の目的

先述のように自動車用表面処理鋼板の実部品成形性に及ぼす摺動特性の影響を PRIKEN simulator でえられる傾き摩擦係数で評価する方法が提案されてはいるが、実プレス成形性の差を摺動特性の差で明確に評価できているとは言い難い。その原因としては、摺動試験の絞りビード形状が実部品の絞りビード形状と異なっていることが考えられる。実際の金型の絞りビードと同じ形状の工具で同様の評価を行えば、結果は改善されることが予想されるが、図 1.24 に示すように、実部品成形金型では、様々な形状、寸法の絞りビードが使われるため⁶⁶⁾、実用的な評価方法とは言い難い。一方、平板摺動の摩擦係数は、傾き摩擦係数に比べて相関が低いと結論づけられているが、摩擦係数は摺動条件により変化するため、摺動条件が適切でなかった可能性もある。また、実用性からも基本的な材料特性である平板摺動試験の摩擦係数をベースとした評価方法の確立が望まれる。そこで、まず従来から国内自動車メーカーが自動車用表面処理鋼板として使用してきた、合金化溶融亜鉛めっき鋼板や Zn-Ni（電気めっき）片面有機皮膜鋼板などの合金亜鉛めっき鋼板について、実部品プレス成形に及ぼす摺動特性影響を評価するための平板摺動試験条件の適正化に着手した。その後、グローバル化や防錆性能向上要求の高まりから純亜鉛めっき鋼板の評価が必要となり、冷延鋼板まで含めた自動車用鋼板のプレス成形のための平板摺動試験方法の確立に向けて研究を展開した。

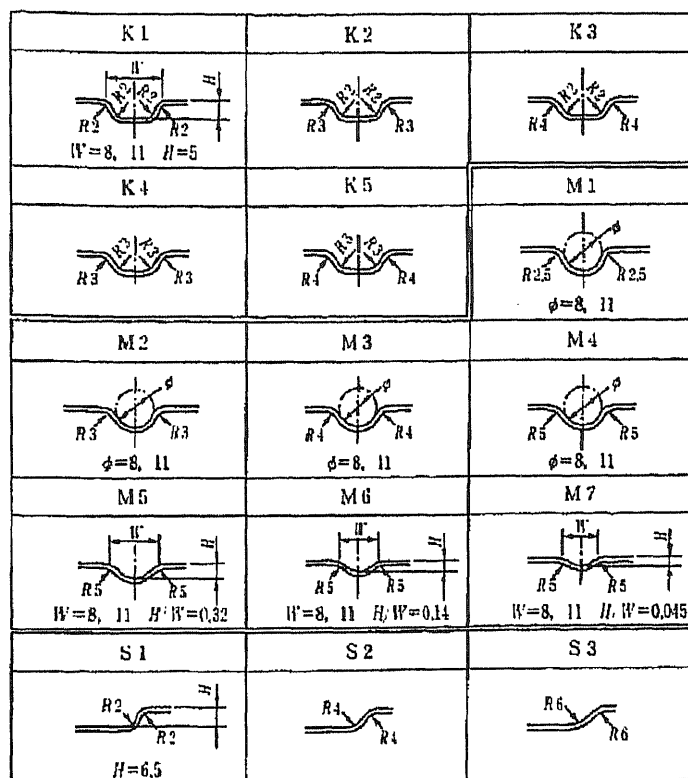


図 1.24 実プレス成形金型の絞りビード形状・寸法の一例⁶⁶⁾

1.5 論文の構成

第2章 亜鉛合金系めっき鋼板の実プレス成形性評価のための平板摺動試験条件の適正化では、これまで国内の主要な自動車用表面処理鋼板であった合金化溶融亜鉛めっき鋼板、Zn-Ni 有機複合被覆鋼板などの亜鉛合金系表面処理鋼板の実プレス成形性に及ぼす摺動特性の影響を調べるため、実部品スケールのフロントフェンダモデル金型による成形試験を行い、割れとしわが発生しないクッション力（しわ押さえ力）の条件を調べ、成形性の比較を行う。同時に異なる2種類の条件での平板摺動試験により摩擦係数の測定を行い、得られた摩擦係数と実プレス成形性の対応を調べ、実プレス成形における摺動特性を評価できる平板摺動試験条件を明らかにする。

第3章 亜鉛合金系めっき鋼板で適正化された平板摺動試験条件の純亜鉛系めっき鋼板への適用では、純亜鉛溶融めっき鋼板、純亜鉛電気めっき鋼板及び冷延鋼板について、第2章と同様の実プレス成形試験と、第2章において実プレス成形性と高い相関を示した条件での平板摺動試験による摩擦係数測定を行う。摩擦係数と実プレス成形性の対応を調べ、第2章で選択された摺動試験条件による、統一的な評価の可能性を明らかにする。

第4章 純亜鉛系めっき鋼板の摺動特性の把握では、第3章で、第2章で選択された摺動試験条件による統一的な評価が不可能であることが明らかとなった結果を受け、純亜鉛溶融めっき鋼板、純亜鉛電気めっき鋼板及び合金化溶融亜鉛めっき鋼板の基礎的な摺動特性である、摩擦係数に及ぼす面圧と工具長さの影響を明らかにする。また、型かじり性についても明らかにする。さらに、面圧と工具長さを変えた繰り返し摺動試験を行い、繰り返し摺動による摩擦係数の変化と摩擦係数変化に及ぼす面圧と工具長さの影響を明らかにする。

第5章 実プレスにおける摺動特性評価のための平板繰り返し摺動試験法の提案では、第4章での繰り返し摺動試験結果を受け、繰り返し摺動試験による実プレス成形における摺動特性の評価方法を提案する。さらに、市販の FEM プログラムで成形シミュレーションを行い、割れとしわが発生する近傍の絞りビード部と材料の接触面圧と接触長さを求める方法を提案し、対象としたフロントフェンダについて、接触面圧と接触長さを求める。

第6章 平板繰り返し摺動試験法の検証では、第5章で提案した評価方法の有効性を検証するため、合金化溶融亜鉛めっき鋼板、Zn-Ni 有機複合被覆鋼板、純亜鉛溶融亜鉛めっき鋼板、純亜鉛電気めっき鋼板及び冷延鋼板について、工具長さ 3mm、面圧 30MPa の繰り返し摺動試験を行う。5回の繰り返し摺動試験による平均摩擦係数と実プレス成形性の対応を調べ、繰り返し摺動試験による評価方法と、成形シミュレーションによる摺動条件決定方法の有効性を検証する。

第7章 結論では、本研究で得られた知見をまとめる。

参考文献

- 1)林央：プレス技術,32-9(1994), 10.
- 2)社団法人日本自動車工業会ホームページ(<http://www.jama.or.jp>)データベースより.
- 3)社団法人日本自動車工業会ホームページ(<http://www.jama.or.jp>)データベースより.
- 4)社団法人日本自動車工業会ホームページ(<http://www.jama.or.jp>)データベースより.
- 5)薄鋼板成形技術研究会編：プレス成形難易ハンドブック, (1997), 5, 日刊工業新聞社.
- 6)社団法人日本鉄鋼連盟ホームページ(<http://www.jisf.or.jp>)統計・分析より.
- 7) 社団法人日本自動車工業会ホームページ(<http://www.jama.or.jp>)データベースより.
- 8)F.O.Wood：Corrosion / 78,PaperNo.7, NACE, Houston(1978).
- 9)菅沼明：防錆技術セミナー [IX] , (社) 鋼材倶楽部防錆特別委員会編, 134, 東京(1990).
- 10)薄鋼板成形技術研究会編：プレス成形難易ハンドブック, (1997), 283, 日刊工業新聞社.
- 11)加藤千昭：第 224 回塑性加工シンポジウムテキスト, (2003), 29-34.
- 12)薄鋼板成形技術研究会編：プレス成形難易ハンドブック, (1997), 287, 日刊工業新聞社.
- 13)徳永良邦, 山田正人, 中山元宏, 辺見直樹, 松原浩司：鉄と鋼, 70-5 (1984), S467.
- 14)吉田清太：塑性と加工, 24-272 (1983), 901.
- 15)吉田清太：塑性と加工, 6-58 (1965), 650.
- 16)林央：塑性と加工, 34-385 (1993), 116.
- 17)C. Weidemann：Metal. Italiana, 60 (1968), 783.
- 18)D. H. Bertran , D. Wulfert：Festigungstech, Betrieb., 18 (1968), 430.
- 19)W. Made, R. Deh：Festigungstech, Betrieb., 18 (1968), 426.
- 20)H. de Goede, S. V. Marinelli：Metal. Italiana, 60 (1968), 800.
- 21)師岡, 山川：第 19 回塑性加工連合講演会, (1968), 325.
- 22)田中, 尾崎, 菅野：東京工奨報告, 19 (1968), 10.
- 23)S. Z. Yudovich, Yu. P. Vedmed, D. E. Tsivirko：Ind. Lab., 33(1968), 1208.
- 24)福田実：塑性と加工, 5-36 (1964), 3-15.
- 25)小森田浩, 宮内邦雄, 沼沢吉昭, 吉田清太：理化学研究所報告, 44-1 (1968), 43.
- 26)中川威雄, 滝田道夫, 吉田清太：塑性と加工, 11-109 (1970), 142.
- 27) 阿部英夫, 中川吉左衛門：塑性と加工, 13-143 (1972), 949-959.
- 28)臼田松男, 石井良男, 佐藤泰一, 雨池龍男：鉄と鋼, 69-13 (1983), S1471.
- 29)由田征史, 下村隆良：塑性と加工, 24-275 (1983), 1260-1267.
- 30)S. P. Keeler：Sheet Metal Ind., 45 (1968), 633, S. A. E. Paper [680092] (1968) 1.
- 31)G. M. Goodwin：Sheet Metal Ind., 45 (1968), 767, S. A. E. Paper [680093] (1968) 1.
- 32)小林：塑性と加工, 9-85 (1968), 117.
- 33)小林, 飯田, 佐藤：第 19 回塑性加工連合講演会, (1968), 269.
- 34)神月章, 東馬述夫：塑性と加工, 2-10 (1961), 683-688.
- 35)中村敏雄, 山田元彦：塑性と加工, 2-10 (1961), 689-698.

- 36)小林敏郎, 松野亮, 飯田博孝, 宮西勝秋: 塑性と加工, 2-10 (1961), 699-706.
- 37)小林徳夫, 村田庫一, 石垣秀生: 塑性と加工, 9-90, (1968), 451-458.
- 38)小林徳夫, 村田庫一, 石垣秀生: 塑性と加工, 10-106, (1969), 793-800.
- 39)小林徳夫, 村田庫一, 石垣秀生: 塑性と加工, 11-109, (1970), 100-107.
- 40)小林徳夫, 村田庫一, 石垣秀生: 塑性と加工, 11-109, (1970), 495-502.
- 41) 石垣秀生, 岡本勲夫, 梅原有二, 有馬幸一, 青木至: 第 30 回塑性加工連合講演会論文集, (1983), 397.
- 42)E. Dannenmann : Ind. Anz., 91-93 (1970), 2253.
- 43)M. H. Pope, L. Robins, J. T. Berry : ASLE Trans., 13-2 (1970), 148.
- 44)G. Krestschmer : Werkstattstechnik, 60-2 (1970), 71.
- 45)加藤 : 第 31 回塑性加工シンポジウム, (1970-5), 48.
- 46)田中, 菅野, 片岡 : 東京工奨報, 21 (1970), 9.
- 47) K. Suzuki, N. Ogoshi, I. Gokyu : ibid., 499.
- 48)竹内, 田中, 横井 : 金属学会秋季講演, (1970-1), 83.
- 49)加藤, 内田 : 塑性と加工, 11-118 (1970), 825.
- 50)河合, 近藤, 中村 : 第 21 回塑性加工連合講演会, (1970-11), 127.
- 51)河合 : 潤滑, 15-1 (1970), 5.
- 52)河合, 平岩, 荒川 : 日本機学会論文集, 36-284 (1970), 681.
- 53)河合, 前田 : 日本機学会論文集, 36-284 (1970), 689.
- 54)吉田清太, 今岡経雄, 福井伸二 : 理化学研究所報告, 37-5 (1961), 43.
- 55)薄鋼板成形技術研究会編 : プレス成形難易ハンドブック, (1997), 258, 日刊工業新聞社.
- 56)加藤ほか : 第 29 回塑性加工連合講演会, (1978), 278-280.
- 57)松藤ほか : 昭和 53 年春季塑性加工講演会, (1978), 377-380.
- 58)W. D. Bingle, et al. : Sheet Metal Indust., 55-10 (1978), 1076-1085.
- 59)A. Knauschner et al. : Neue Hutte, 23-1 (1978), 28-31.
- 60)松藤ほか : 日本鋼管技報, 77 (1978), 12-19.
- 61)小川ほか : 川崎製鉄技報, 10-1 (1978), 121-127.
- 62)比良隆明, 鏑田征雄, 安田顕, 阿部英夫 : 塑性と加工, 34-393 (1993), 1141-1146.
- 63)橋本浩二, 栗山幸久, 伊藤耿一 : 塑性と加工, 44-504 (2003), 35-39.
- 64)飯田ほか : 第 29 回塑性加工連合講演会, (1978), 275-277.
- 65)JDDRG : Proc. 17th IDDRG Biennial Congress, Shenyang, China, (1992), 16.
- 66)坂本達治, 氏原新, 古林忠 : 塑性と加工, 30-337 (1989-2), 206-211.

第2章 亜鉛合金系めっき鋼板の実プレス成形性評価のための 平板摺動試験条件の適正化

2.1 緒言

緒論で述べたように、実プレス成形性に及ぼす材料の摺動特性の影響を明らかにすることは極めて重要であるにも関わらず、未だ明らかとなっていない。

そこで本章では、これまで国内の主要な自動車用表面処理鋼板であった合金化溶融亜鉛めっき鋼板、Zn-Ni 有機複合被覆鋼板などの亜鉛合金系表面処理鋼板の実プレス成形性に及ぼす摺動特性の影響を調べるため、実部品スケールのフロントフェンダモデル金型による成形試験を行い、割れとしわが発生しないクッション力（しわ押さえ力）の条件を調べ、成形性の比較を行った。同時に異なる2条件での平板摺動試験により摩擦係数の測定を行い、得られた摩擦係数と実プレス成形性の対応を調べ、実プレス成形性を評価できる平板摺動試験条件の決定を試みた。あわせて、割れとしわに及ぼす材料の機械特性の影響も調べた。

2.2 実験方法

2.2.1 供試材

成形性に及ぼす機械的特性と摺動特性の影響を分離して評価するため、合金化溶融亜鉛めっき、無機潤滑皮膜付き合金化溶融亜鉛めっき、Zn-Ni 片面有機被膜、Zn-Ni 片面ワックス添加有機被膜、両面ワックス添加有機被膜鋼板の各々について、降伏応力及びr値の機械的特性値の異なる13種類の鋼板を使用した。板厚は全て0.7mmである。各供試材のJIS 5号引張り試験による降伏応力、引張り強さ、伸びおよびr値の機械的特性値（3方向加重平均値）をTable 2.1に示す。

Table 2.1 供試材の 表面処理種と機械的特性値

Material No.	Surface treatment	YS /MPa	TS /MPa	EI /%	r-value
1	Hot dip galvanized	140	294	50.4	2.15
2		165	303	48.2	1.53
3		245	343	39.7	1.52
4	Hot dip galvanized with inorganic film	138	291	50.8	2.09
5		150	300	48.8	1.65
6		254	346	38.7	1.55
7	Zn-Ni / Organic coated	152	289	50.3	2.28
8		145	296	49.5	1.91
9		160	296	49	1.77
10	Zn-Ni / Organic coated with wax	151	286	50.3	2.26
11		145	296	49.4	1.98
12		159	296	49.4	1.75
13	Organic coated with wax	152	286	50.2	2.29

2.2.2 摺動試験方法

Fig. 2.1 に示す平板摺動試験装置⁶⁾により、各供試材の摺動特性を調査した。摺動試験特性値としては、付与した荷重 N と接線力 F を用いて摩擦係数 μ を(1)式として求めた。

$$\mu = F / N \quad (1)$$

ここで、 μ は摩擦係数、 F は引抜き荷重、 N は押し付け荷重である。

表裏面で表面処理種の異なる材料が含まれているため、それぞれの面の摩擦係数を独立に測定した。

摺動試験は、Table 2.2 に示す2種類の試験条件で行った。A条件はダイフェースの絞りビード部における摺動条件を想定し、工具長さ3mm、押し付け面圧130MPa、摺動速度1m/minとした。B条件は、A条件との摺動条件差を大きくするために、工具長を長くし、面圧及び摺動速度を低くした。B条件の工具長さはA条件の約17倍の50mm、押し付け面圧は約1/17の7.8MPa、摺動速度は1/5の0.2m/minである。

試験では潤滑油として市販の洗浄油を使用した。この洗浄油の粘度は、40°Cで2.0mm²/s、密度は0.82g/cm³である。

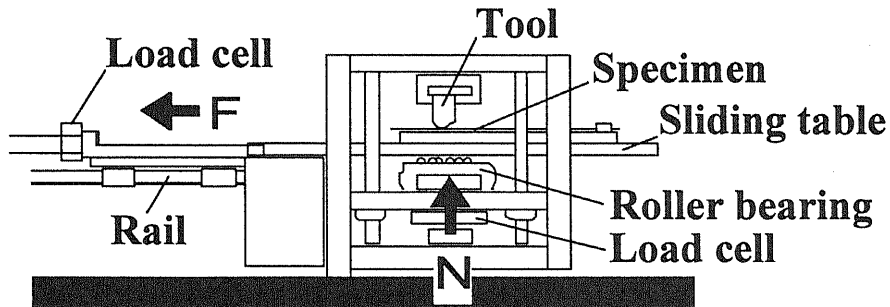


Fig. 2.1 平板摺動試験装置の模式図

Table 2.2 平板摺動試験条件

	Condition A	Condition B
Tool s	W10mm×L3mm	W10mm×L50mm
Normal force	3.9kN	
Sliding speed	1m/min	0.2m/min
Sliding length	120mm	

2.2.3 実部品のプレス試験方法

外板パネルの成形性を調べるため、Table 2.1の13種類の供試材を用いて、実機部品スケールのフロントフェンダーモデル金型を使用し、Fig. 2.2に示す11800kNシングルアクションメカニカルプレス機にて10SPM（1分間に10回の成形、成形ストロークは250mm）の速度で成形試験を行った。クッション力条件は、900～2300kNの範囲で変化させた。Fig. 2.3に成形品外観形状を示す。本成形試験では、全供試材においてFig. 2.3の①部におけるFig. 2.4に示すボディしわと、②部におけるFig. 2.5に示す割れによって成形可否を判定した。成形試験でも摺動試験と同一の市販の洗浄油を潤滑油として使用した。

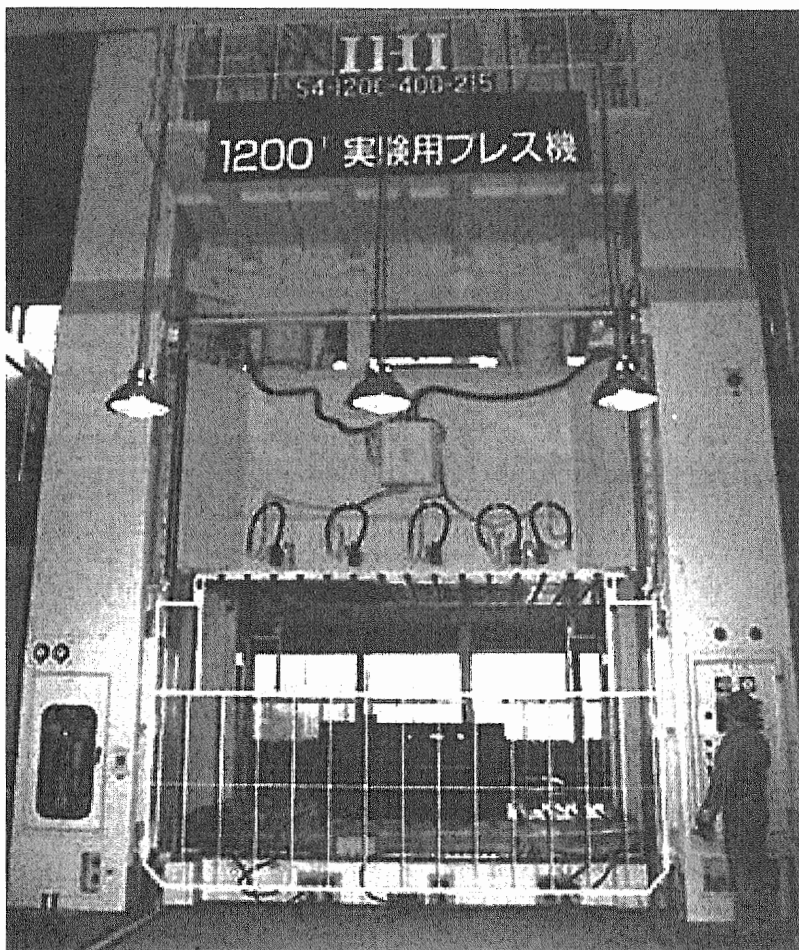


Fig. 2.2 11800kN シングルアクションメカニカルプレス機の外観

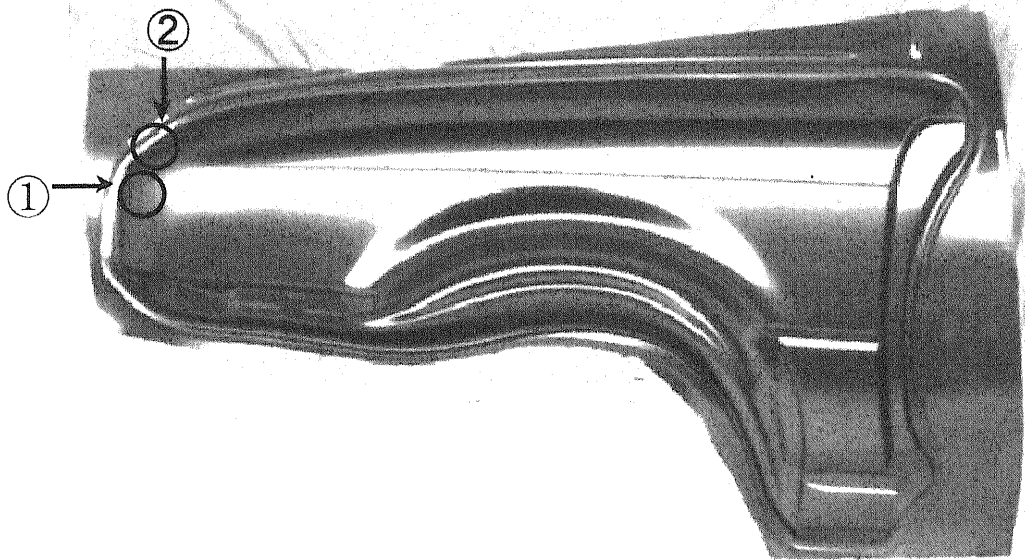


Fig. 2.3 フロントフェンダモデル成形品外観

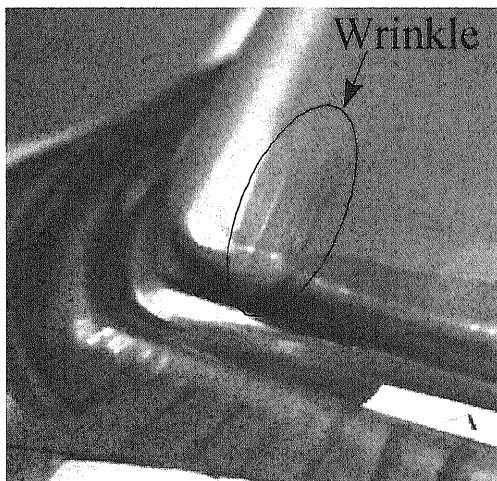


Fig. 2.4 ボディしわの外観
(Fig. 2.3 の①部)

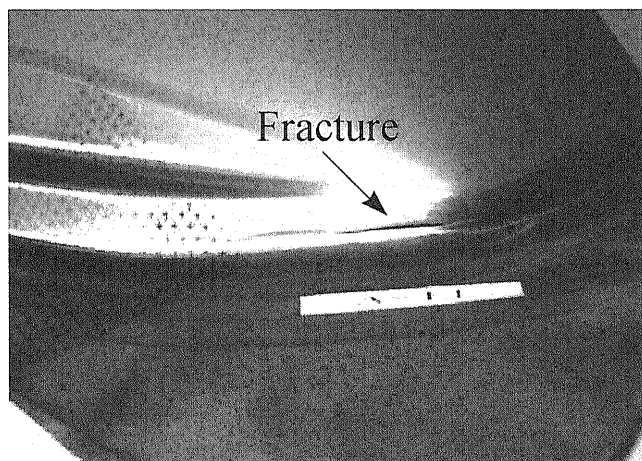


Fig. 2.5 割れの外観
(Fig. 2.3 の②部)

2.3 実験結果

2.3.1 摩擦係数の測定結果

Table 2.3 に各供試材の A 及び B 条件の平板摺動試験による摩擦係数測定結果を示す。

No. 1~3 の合金化溶融亜鉛めっき鋼板は、表裏面とも同一の表面処理種で、A 条件で 0.160~0.170、B 条件で 0.220~0.240 と摺動条件によらず供試材表面処理種中最も高い摩擦係数レベルであった。No. 4~6 の無機潤滑皮膜付き合金化溶融亜鉛めっき鋼板も、表裏面とも同一の表面処理種で、A 条件で 0.130 程度、B 条件で、0.170~0.180 の摩擦係数であった。No. 7~9 の Zn-Ni 片面有機被膜鋼板は、表裏面で異なる表面処理種であるが、摩擦係数は表裏面とも同等で、A 条件で 0.130 程度、B 条件で 0.145~0.155 であった。無機潤滑皮膜付き合金化溶融亜鉛めっき鋼板と Zn-Ni 片面有機被膜鋼板は、A 条件の摩擦係数は同等であるが、B 条件の摩擦係数は無機潤滑皮膜付き合金化溶融亜鉛めっき鋼板の方が Zn-Ni 片面有機被膜鋼板に比べて高い値を示した。No. 10~12 の Zn-Ni 片面ワックス添加有機被膜鋼板も、表裏面で異なる表面処理種であり、表面の Zn-Ni めっき面は、No. 7~9 の Zn-Ni 片面有機被膜鋼板と同等の、A 条件で 0.130 程度、B 条件で 0.145~0.155 であつが、裏面のワックス添加有機被膜面は、A 条件で 0.07~0.10、B 条件で 0.125~0.145 と供試材表面処理種中、最も低い摩擦係数レベルであった。No. 13 の両面ワックス添加有機被膜鋼板は、表裏面とも同一のワックス添加有機被膜面であり、No. 10~12 の Zn-Ni 片面ワックス添加有機被膜鋼板のワックス添加有機被膜面と同等の A 条件で 0.07~0.10、B 条件で 0.125~0.145 の摩擦係数を示した。なお、No. 7~9 の Zn-Ni 片面有機被膜鋼板と No. 10~12 の Zn-Ni 片面ワックス添加有機被膜鋼板は、いずれも裏面が有機被膜面であり、プレス成形試験時にはパンチに接触する面として使用される。

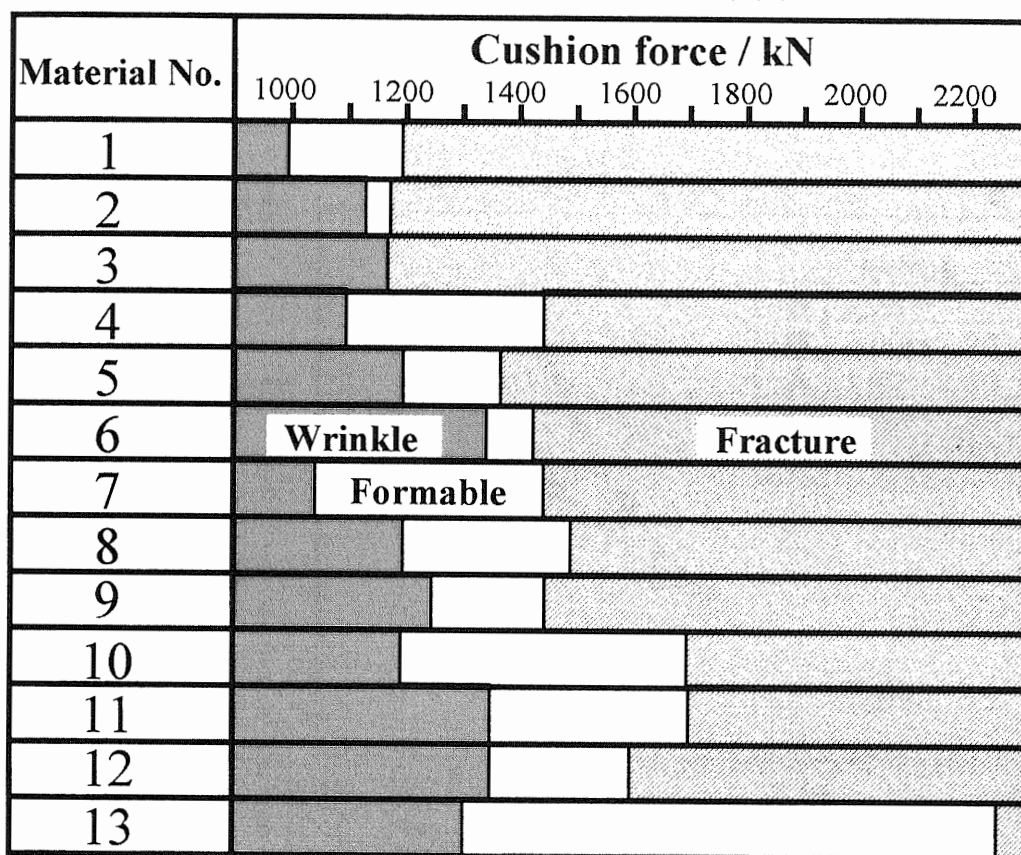
Table 2.3 平板摺動試験による摩擦係数測定結果の一覧

Material No.	Surface	Condition A	Condition B
1	Upper	0.171	0.233
	Lower	0.165	0.238
2	Upper	0.161	0.236
	Lower	0.162	0.233
3	Upper	0.166	0.225
	Lower	0.163	0.221
4	Upper	0.128	0.173
	Lower	0.131	0.176
5	Upper	0.131	0.174
	Lower	0.132	0.177
6	Upper	0.129	0.177
	Lower	0.131	0.171
7	Upper	0.129	0.149
	Lower	0.129	0.151
8	Upper	0.126	0.144
	Lower	0.114	0.152
9	Upper	0.128	0.148
	Lower	0.126	0.156
10	Upper	0.129	0.149
	Lower	0.097	0.141
11	Upper	0.126	0.144
	Lower	0.069	0.124
12	Upper	0.128	0.148
	Lower	0.095	0.143
13	Upper	0.088	0.148
	Lower	0.095	0.144

2.3.2 実部品のプレス試験結果

Fig. 2.6に各供試材の成形可能範囲を示す。成形可能領域は白抜き、しわ発生領域はドット、割れ発生領域は斜線で示した。表面処理方法が同じで機械的特性が異なる供試材，例えばNo.1～3，では，成形可能範囲の広さはNo.1>2>3の順となった。このとき，割れ限界クッション力の差は比較的小さく，しわ限界クッション力の差が大きい傾向を示した。また，機械的特性の同等の材料，例えばNo.1,4,7,10,13，では，成形可能範囲の広さはNo.13>10>7>4>1の順となった。

Fig. 2.6 プレス実験における各供試材の成形可能範囲



2.4 考察

2.4.1 割れ限界に及ぼす摺動特性と機械的特性の影響

Fig. 2.7 に供試材の r 値別の割れ限界クッション力と A 条件の摩擦係数 (表裏面平均値) との関係を示す. 全ての r 値の範囲で摩擦係数の低下に伴い割れ限界クッション力が著しく上昇する. 一方, 割れ限界クッション力に及ぼす機械的特性の影響は, 摩擦係数 0.130 以上の領域では認められず, 0.130 以下の領域でかつ $r \geq 2.2$ の鋼板にのみ認められ, 上昇量は摩擦係数の低下とともに大きくなる. これは, 摩擦力の低下に伴い材料が自由変形状態に近づき, r 値の影響が顕著に現れるためである.

Fig. 2.8 に供試材の r 値別の割れ限界クッション力と B 条件の摩擦係数との関係を示す. 摩擦係数が 0.140 程度の領域で, 機械特性値が同等にもかかわらず割れ限界クッション力に大きな差が認められ, A 条件摩擦係数との関係に比べて相関が低いことがわかった.

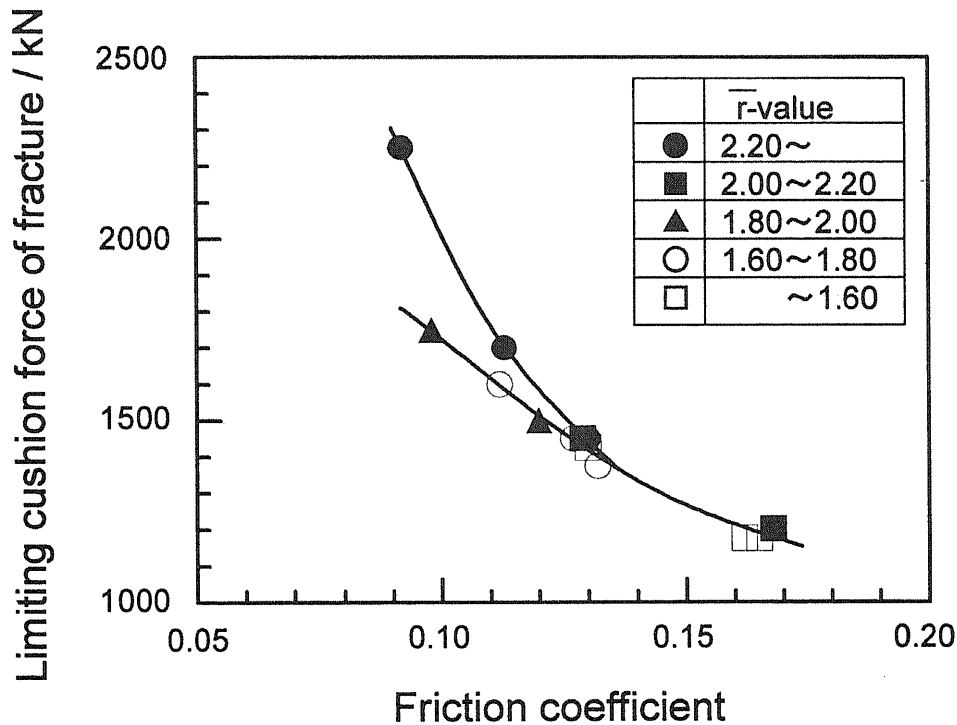


Fig. 2.7 A条件の平板摺動試験による摩擦係数と割れ限界クッション力の関係

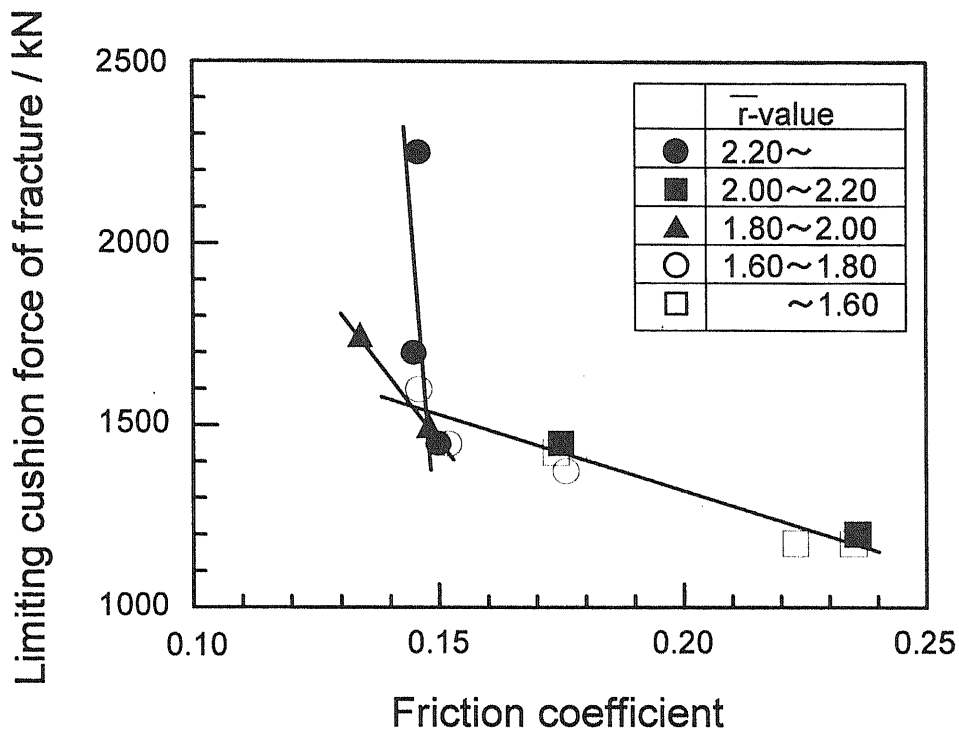


Fig. 2.8 B条件の平板摺動試験による摩擦係数と割れ限界クッション力の関係

2.4.2 しわ限界に及ぼす摺動特性と機械的特性の影響

Fig. 2.9にr値別のしわ限界クッション力とA条件の摩擦係数との関係を示す。全てのr値の範囲の材料で摩擦係数の低下に伴いしわ限界クッション力が上昇する。これは、摩擦係数の低下にともない、しわを抑制する後方張力が低下するためである。しわ限界クッション力に及ぼす機械的特性の影響は、対象とした摩擦係数とr値のすべての領域で現れており、同等の摩擦係数レベルでは、r値の高い材料ほどしわ限界は低い。

しわ発生に影響を及ぼす機械的特性としては、r値とYSが考えられる。そこで、摩擦係数0.130程度の材料を対象に、r値とYSのそれぞれの影響について調べた。Fig. 2.10にr値としわ発生限界クッション力との関係を示す。しわ発生限界クッション力に及ぼすr値の影響は認められるが、No.5材が他の材料と異なった傾向を示す。

Fig. 2.11にYSとしわ発生限界クッション力との関係を示す。しわ発生限界に及ぼすYSの影響は認められるが、No.7材が他の材料と異なった傾向を示す。

Fig. 2.10とFig. 2.11でNo.5とNo.7の材料が、他の材料と異なる傾向を示した原因を調べるために、YSとr値の関係を調べた。Fig. 2.12に、Fig. 2.10及び2.11で対象とした材料のYSとr値との関係を示す。Fig. 2.12から、Fig. 2.10のr値としわ発生限界クッション力との関係で他の材料から外れる傾向を示したNo.5材は相対的にYSが低い材料であ

り、また Fig. 2.11 のYS としわ発生限界クッション力との関係で他の材料から外れる傾向を示した No.7 材は相対的に r 値が高い材料であることがわかった。このため、これらの材料のしわ発生限界クッション力が相対的に低い値を示したと考えられる。

以上の結果より、しわ発生限界クッション力には、YS と r 値の両方の機械的特性が影響していると考えられる。

つづいて、Fig. 2.13 に供試材の r 値別のしわ発生限界クッション力と B 条件の摩擦係数との関係を示す。摩擦係数が 0.140 程度の領域で、機械特性値が同等にもかかわらず、しわ発生限界に大きな差が認められ、A 条件摩擦係数との関係に比べて相関が低いことがわかった。

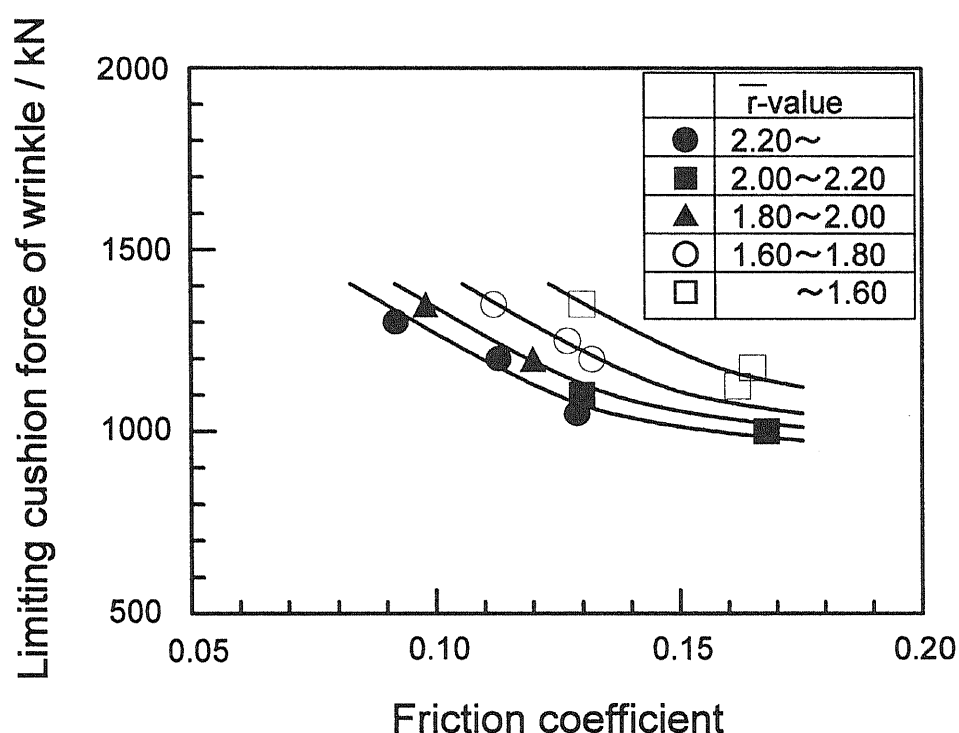


Fig. 2.9 A条件の平板摺動試験による摩擦係数としわ発生限界クッション力の関係

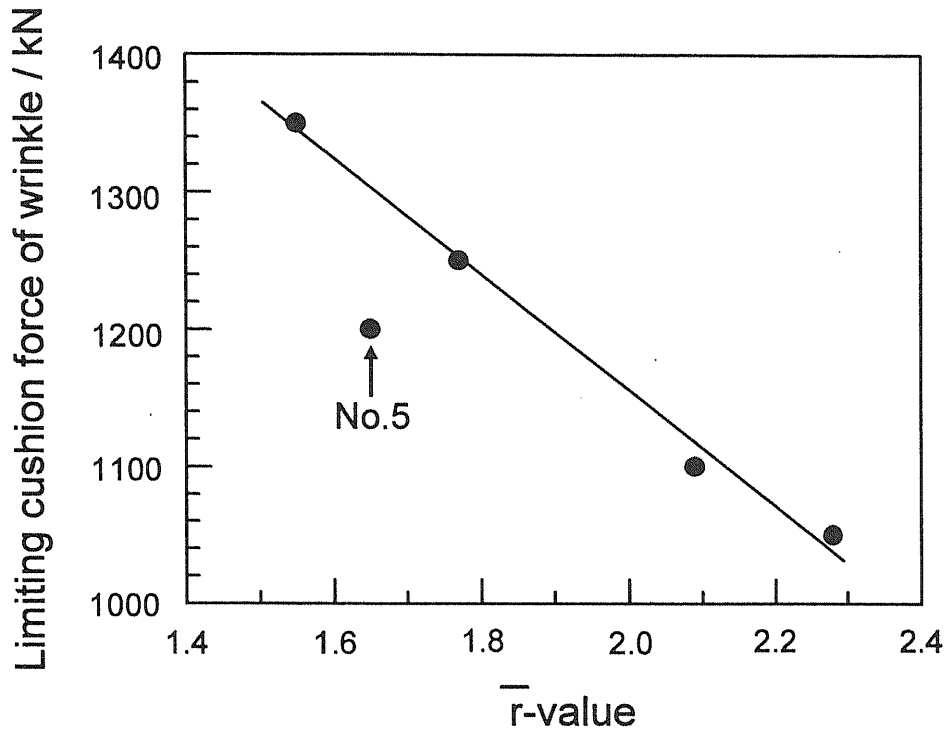


Fig. 2.10 \bar{r} 値としわ発生限界クッション力との関係

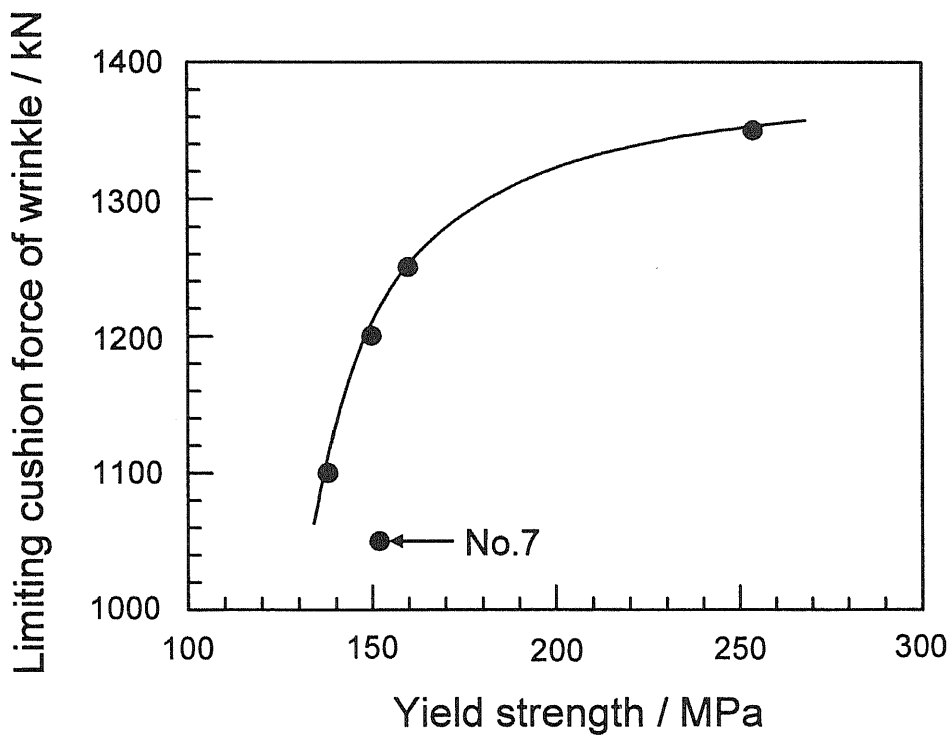


Fig. 2.11 降伏応力としわ発生限界クッション力との関係

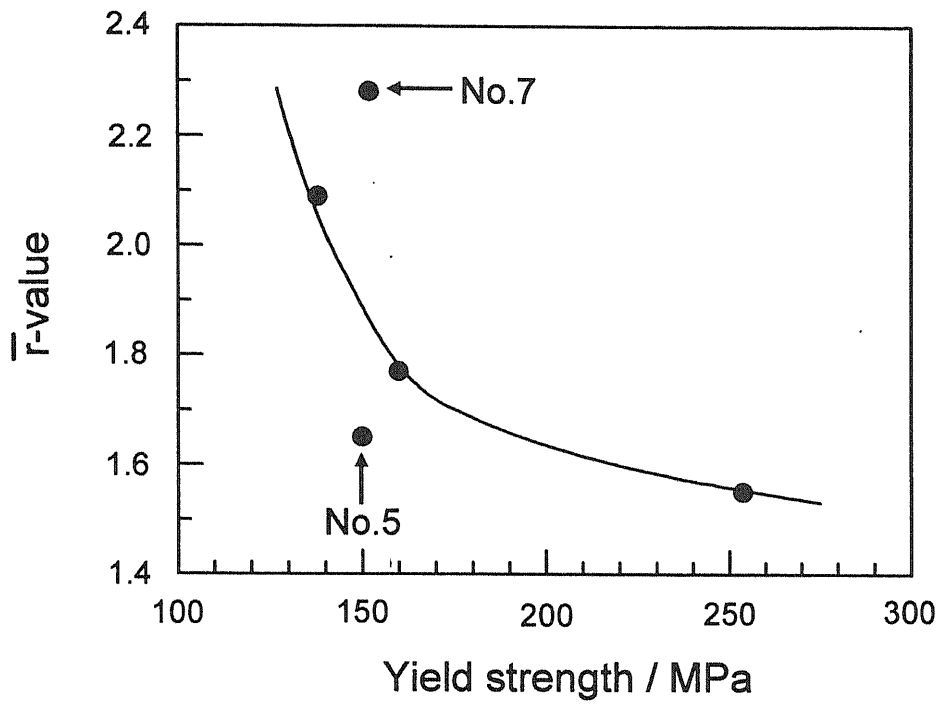


Fig. 2.12 降伏応力と r 値との関係

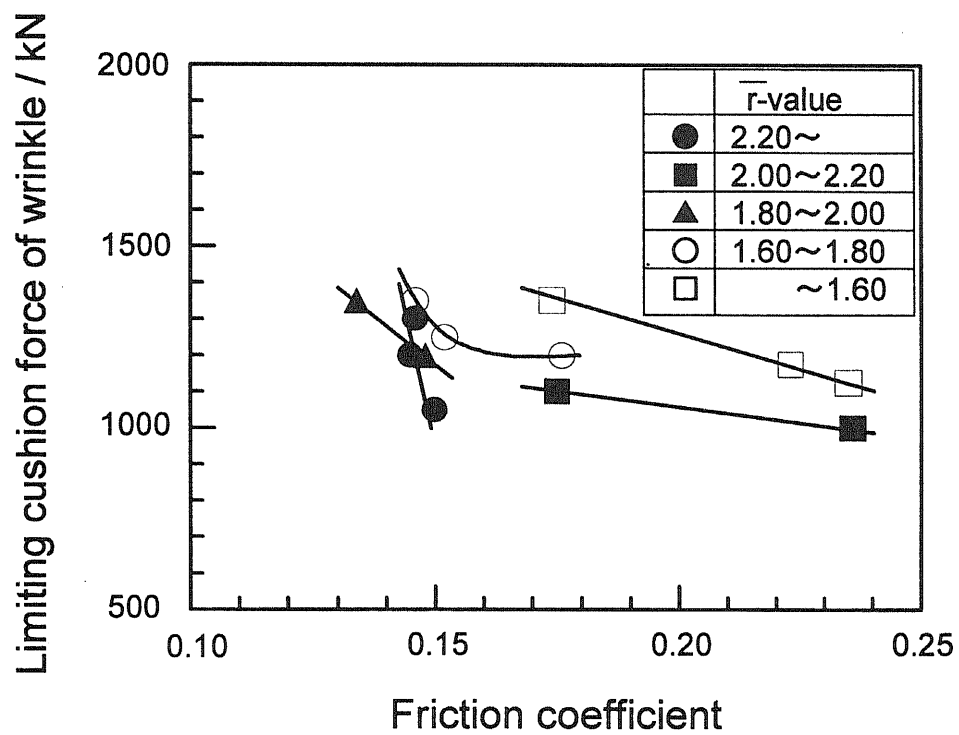


Fig. 2.13 B条件の平板摺動試験による摩擦係数としわ限界クッション力の関係

2.4.3 成形余裕量に及ぼす摺動特性と機械的特性の影響

Fig. 2.14 に r 値別の成形余裕量と A 条件の摩擦係数との関係を示す。ここで、成形余裕量とは、割れもしわも発生しないクッション力の範囲であり、割れ限界クッション力としわ限界クッション力の差である。全ての r 値の範囲で摩擦係数の低下に伴い成形余裕量は増加する。特に摩擦係数が 0.130 以下の領域で急激な増加を示す。

A 条件で測定した摩擦係数が 0.10~0.17 で r 値が 1.6~2.3 の材料では、摩擦係数 0.01 の効果が r 値 0.1 の効果に対応することがわかった。なお、Fig. 2.15 に示すように、B 条件の摩擦係数と成形余裕量との関係は、A 条件の摩擦係数との関係に比べて相関が低い。

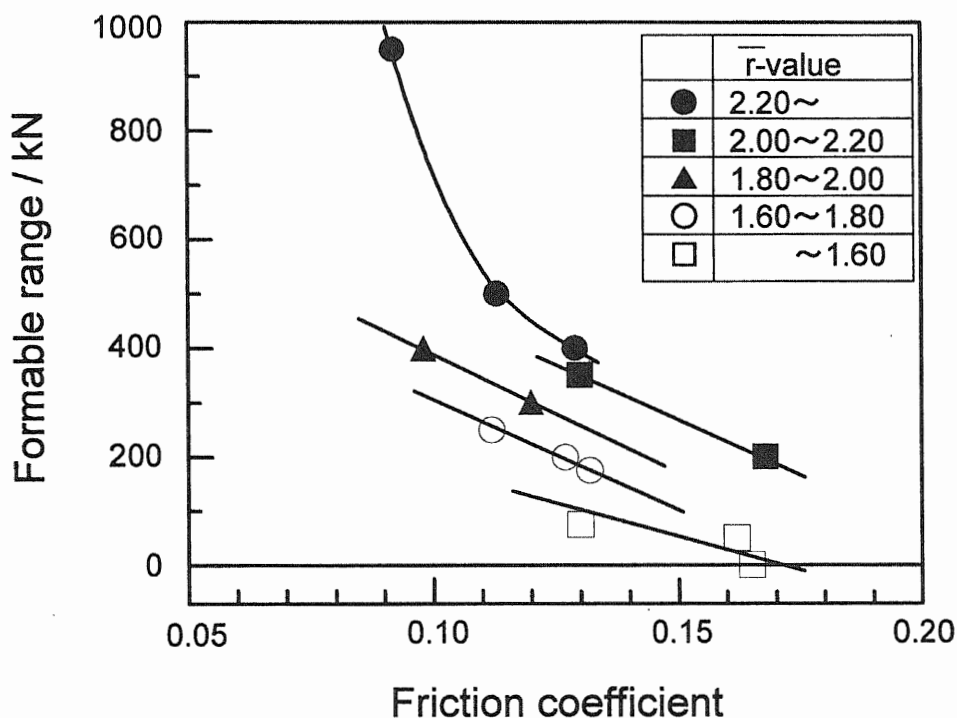


Fig. 2.14 A条件の平板摺動試験による摩擦係数と成形余裕量の関係

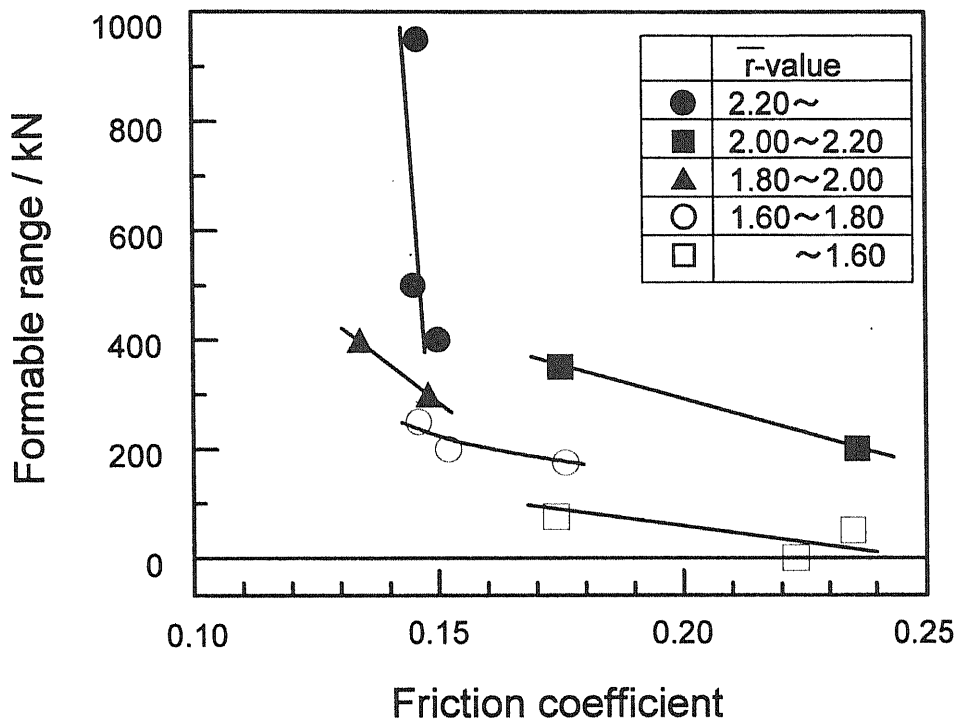


Fig. 2.15 B条件の平板摺動試験による摩擦係数と成形余裕量の関係

2.5 まとめ

自動車外板パネルのような複雑で大型の部品の成形における機械的特性と表面摺動特性の影響を調査するために、材質と表面処理の異なる13種類の鋼板を使用し、実機部品スケールのフロントフェンダモデル金型にて成形試験を行い、その結果を材料の機械的特性と摺動特性で整理し以下の知見を得た。

① 絞りビードを有する金型による、メカニカルプレス機

を使用したプレス成形試験結果は、絞りビード部の摺動条件を想定した、工具長3mm、面圧130MPa、摺動速度1m/minの条件下の平板摺動による摩擦係数と強い相関を示した。

② 摩擦係数の低下に伴い割れ限界クッション力、しわ限界クッション力はともに上昇するが、割れ限界クッション力の上昇量の方が大きいため、成形余裕量が増加する。

③ 割れに対するr値の影響は、摩擦係数 ≤ 0.13 以下、 $r \geq 2.2$ の範囲で認められ、摩擦係数の低下とともにその影響は大きくなる。

④ しわに対するr値の影響は対象としたすべての摩擦係数とr値の領域で認められ、摩擦係数の低下とともにその影響は大きくなる。

⑤ しわ発生に対しては、YSとr値の両方が影響をおよぼしYSは低い方が、r値は高い方がしわが発生しにくい。

第3章 亜鉛合金系めっき鋼板で適正化された平板摺動試験条件 の純亜鉛系めっき鋼板への適用

3.1 緒言

第2章にて、亜鉛合金系表面処理鋼板の実プレス成形における摺動特性を面圧 130MPa, 工具長さ 3mm, 摺動速度 1m/min.の平板摺動試験による摩擦係数で評価できるとの結果が得られた。

そこで本章では、この試験条件が北米及び欧州で主要な自動車用表面処理鋼板である純亜鉛溶融めっき鋼板, 純亜鉛電気めっき鋼板を含めた主要な自動車用表面処理鋼板の実プレス成形における摺動特性を統一的に評価できるかどうかを検討した。第2章と同様の実プレス成形試験と, 第2章において実プレス成形性と高い相関を示した条件での平板摺動試験による摩擦係数測定を行い, 摩擦係数と実プレス成形性の対応を調べた。さらに, 摺動試験工具材質の影響についても調べた。

3.2 実験方法

3.2.1 供試材

主要な自動車用表面処理鋼板である純亜鉛溶融めっき鋼板, 純亜鉛電気めっき鋼板に比較として合金化溶融亜鉛めっき鋼板, Zn-Ni 有機複合被覆鋼板及び冷延鋼板を使用した。板厚は全て 0.7mm である。各供試材の JIS 5号引張り試験による降伏応力, 引張り強さ, 伸びおよび r 値の機械的特性値 (3方向加重平均値) を Table 3.1 に示す。

Table 3.1 供試材の 表面処理種と機械的特性値

Surface treatment	YS / MPa	TS / MPa	EL / %	r-value
Hot dip galvanized (GI)	167	294	51.6	1.85
Electrogalvanized (EG)	159	300	51.2	2.22
Hot dip galvanized annealed (GA)	169	310	47.9	1.72
Zn-Ni / Organic coated (ZNO)	145	296	49.5	1.91
Cold-rolled (CR)	167	298	51.0	2.06

3.2.2 摺動試験方法

第2章と同様に、Fig. 3.1 に示す平板摺動試験装置により、各供試材の摺動特性を調査した。摺動試験特性値としては、付与した荷重 N と接線力 F を用いて摩擦係数 μ を(1)式として求めた。

$$\mu = F / N \quad (1)$$

ここで、 μ は摩擦係数、 F は引抜き荷重、 N は押付け荷重である。

表裏面で表面処理の種類異なる材料が含まれているため、それぞれの面の摩擦係数を独立に測定した。

摺動試験は、第2章で適切と判断された Table 3.2 に示す試験条件で行った。

工具は SKD11 焼入れ焼戻し材と実プレス実験に使用したフェンダモデル金型の材質と同じ FCD400 の2種類の材質で作製した。

試験では潤滑油として市販の洗浄油を使用した。この洗浄油の粘度は、40°Cで $2.0\text{mm}^2/\text{s}$ 、密度は $0.82\text{g}/\text{cm}^3$ である。

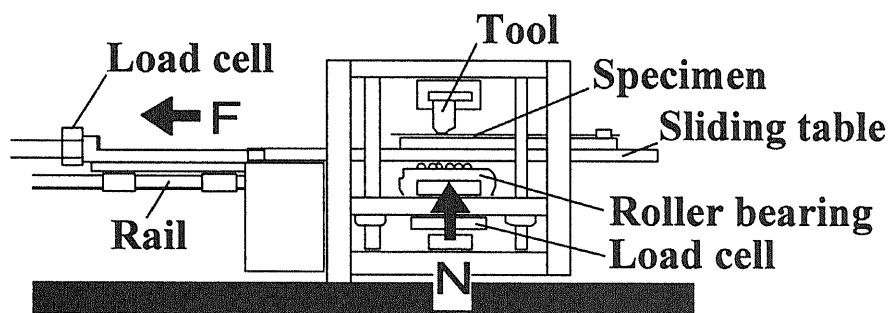


Fig. 3.1 平板摺動試験装置の模式図

Table 3.2 平板摺動試験条件

Tool size	W10mm×L3mm
Normal pressure	130MPa
Sliding speed	1m/min
Sliding length	120mm

3.2.3 実部品のプレス試験方法

外板パネルの成形性を調べるため、第2章と同様の実プレス成形試験を行った。Table 3.1の5種類の供試材を用いて、実機部品スケールのフロントフェンダーモデル金型を使用し、Fig. 3.2に示す11800kNシングルアクションメカニカルプレス機にて10SPM（1分間に10回の成形、成形ストロークは250mm）の速度で成形試験を行った。クッション力条件は、900~2300kNの範囲で変化させた。Fig. 3.3に成形品外観形状を示す。本成形試験でも、Fig. 3.3の①部におけるFig. 3.4に示すボディしわと、②部におけるFig. 3.5に示す割れによって成形可否を判定した。成形試験でも摺動試験と同一の市販の洗浄油を潤滑油として使用した。



Fig. 3.2 11800kN シングルアクションメカニカルプレス機の外観

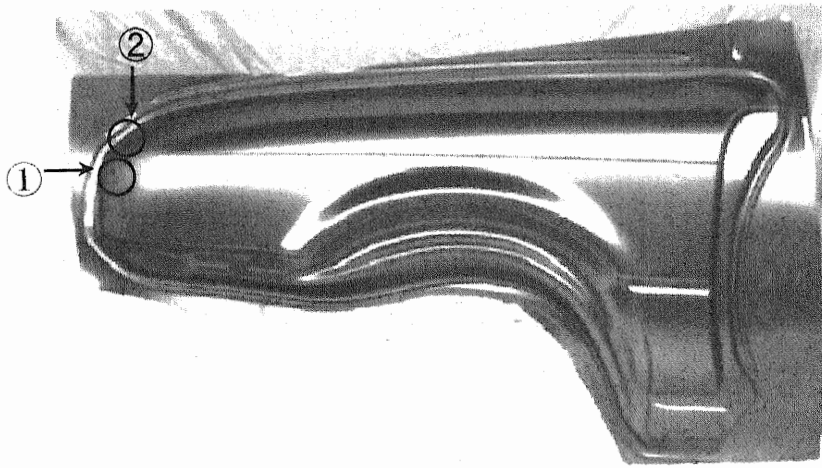


Fig. 3.3 フロントフェンダモデル成形品外観

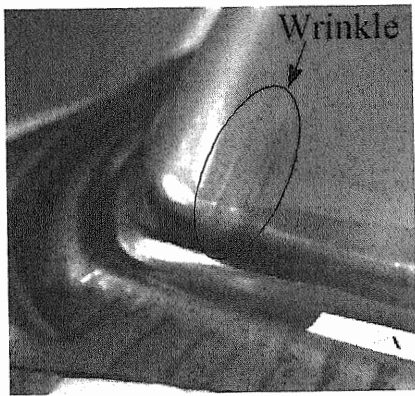


Fig. 3.4 ボディしわの外観
(Fig.3①部)

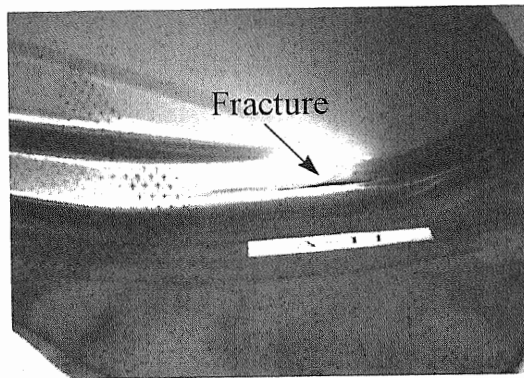


Fig. 3.5 割れの外観
(Fig.3②部)

3.3 実験結果

3.3.1 摩擦係数の測定結果

Table 3.3 に各供試材の SKD11 及び FCD400 の工具による平板摺動試験の摩擦係数測定結果を示す。

純亜鉛溶融めっき鋼板は、表裏面とも同一の表面処理種で、SKD11 で 0.098~0.104, FCD400 で 0.128~0.132 といずれの工具材質においても供試材中最も低い摩擦係数レベルであった。純亜鉛電気めっき鋼板も、表裏面とも同一の表面処理種で、SKD11 で 0.318~0.322, FCD400 で、0.251~0.257 といずれの工具材質においても供試材中最も高い摩擦係数レベルであった。合金化溶融亜鉛めっき鋼板も、表裏面とも同一の表面処理種で、SKD11 で 0.169~0.175, FCD400 で、0.151~0.157 の摩擦係数レベルであった。Zn-Ni 片面有機被膜鋼板は、表裏面で異なる表面処理種であるが、摩擦係数は表裏面とも同等で、SKD11 で 0.129, FCD400 でもほぼ同等の 0.123~0.127 であった。なお、Zn-Ni 片面有機被膜鋼板は、いずれも裏面が有機被膜面であり、プレス成形試験時にはパンチに接触する面として使用される。冷延鋼板は、SKD11 で 0.153~0.159, FCD400 で 0.168~0.174 の摩擦係数であった。

Zn-Ni 片面有機被膜鋼板以外の材料は、工具材質による摩擦係数の変化が認められ、純亜鉛溶融めっき鋼板及び冷延鋼板は、FCD400 による摩擦係数の方が SKD11 による摩擦係数より高くなり、純亜鉛電気めっき鋼板及び合金化溶融亜鉛めっき鋼板は、逆に SKD11 による摩擦係数の方が FCD400 による摩擦係数より高い値を示した。

摩擦係数が工具材質の影響を受けることから、摺動試験は、実プレス成形の金型材質と同一の工具で摺動試験を行う必要があると考えられる。

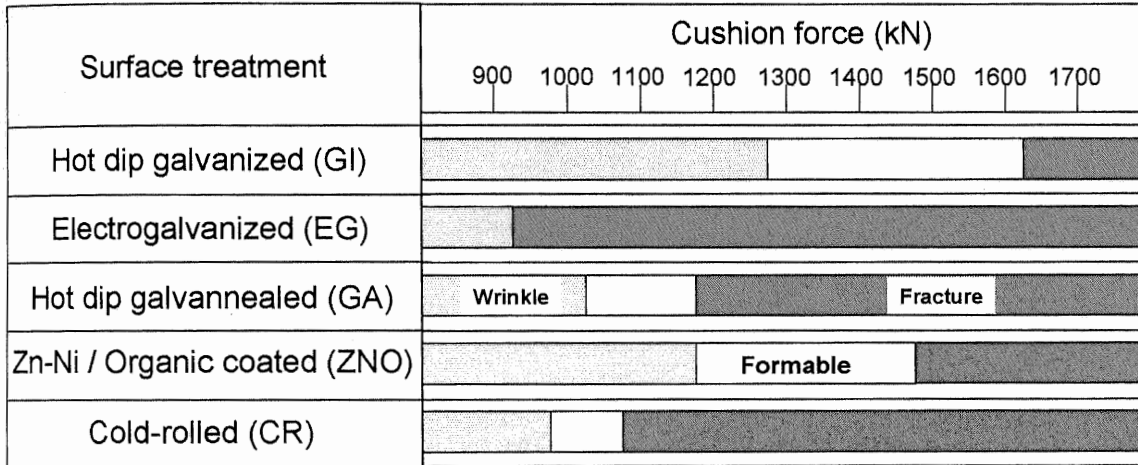
Table 3.3 平板摺動試験による摩擦係数測定結果の一覧

Surface treatment	Surface	SKD11	FCD400
Hot dip galvanized (GI)	Upper	0.098	0.128
	Lower	0.104	0.132
Electrogalvanized (EG)	Upper	0.322	0.257
	Lower	0.318	0.251
Hot dip galvanized (GA)	Upper	0.169	0.151
	Lower	0.175	0.157
Zn-Ni / Organic coated (ZNO)	Upper	0.129	0.127
	Lower	0.129	0.123
Cold-rolled (Non Coat) (CR)	Upper	0.153	0.168
	Lower	0.159	0.174

3.3.2 実部品のプレス試験結果

Fig. 3.6 に各供試材の成形可能範囲を示す。成形可能領域は白抜き、しわ発生領域はドット、割れ発生領域は斜線で示した。成形可能範囲の広さは純亜鉛溶融めっき鋼板>Zn-Ni 片面有機被膜鋼板>合金化溶融亜鉛めっき鋼板>冷延鋼板>純亜鉛電気めっき鋼板の順で純亜鉛電気めっき鋼板は成形可能範囲が存在しなかった。割れ限界クッション力が高い材料ほどしわ限界クッション力も高いが、成形可能範囲は広くなる傾向を示した。

Fig. 3.6 プレス実験における各供試材の成形可能範囲



3.4 考察

3.4.1 割れ限界に及ぼす摺動特性の影響

Fig. 3.7 に割れ限界クッション力と SKD11 の工具による摩擦係数（表裏面平均値）との関係を示す。純亜鉛電気めっき鋼板及び冷延鋼板は、第2章で高い相関を示した合金化溶解亜鉛めっき鋼板と Zn-Ni 片面有機被膜鋼板を結ぶ線上に位置せず、冷延鋼板は低クッション力側に、純亜鉛電気めっき鋼板高クッション力側に位置する結果となった。また、Fig. 3.8 に割れ限界しわ押さえ力と FCD400 の工具による摩擦係数（表裏面平均値）との関係を示す。純亜鉛溶解めっき鋼板及び純亜鉛電気めっき鋼板は、合金化溶解亜鉛めっき鋼板と Zn-Ni 片面有機被膜鋼板を結ぶ線線上に位置せず、純亜鉛溶解めっき鋼板、純亜鉛電気めっき鋼板とも高クッション力側に位置する結果となった。いずれの工具においても工具長さ 3mm、面圧 130MPa、摺動速度 1m/min. の摺動条件による摩擦係数では、純亜鉛溶解めっき鋼板、純亜鉛電気めっき鋼板、合金化溶解亜鉛めっき鋼板、Zn-Ni 片面有機被膜鋼板及び冷延鋼板の実プレス成形の割れ限界クッション力を統一的に評価できないことが明らかとなった。

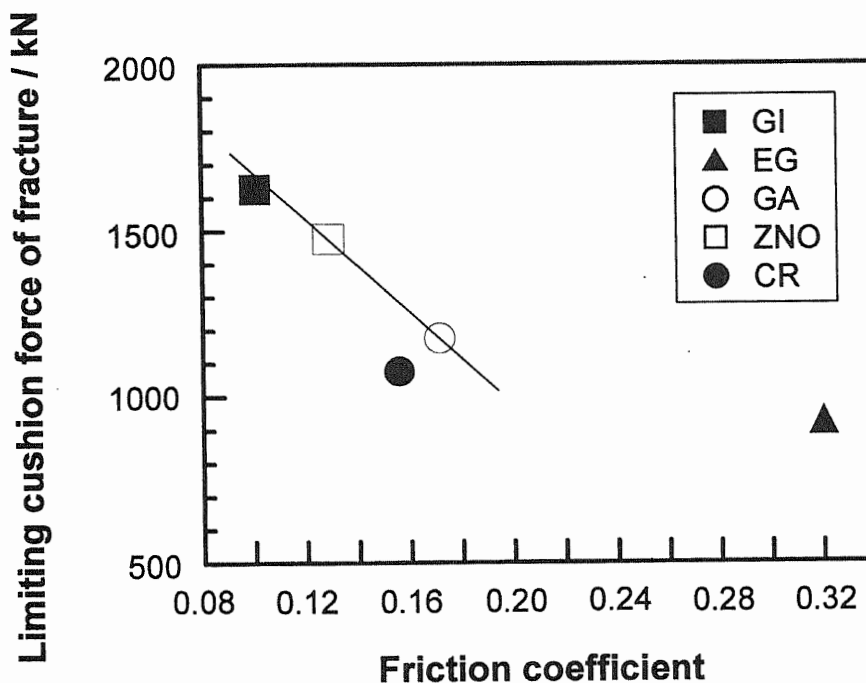


Fig. 3.7 SKD11 の工具による平板摺動試験の摩擦係数と割れ限界クッション力の関係

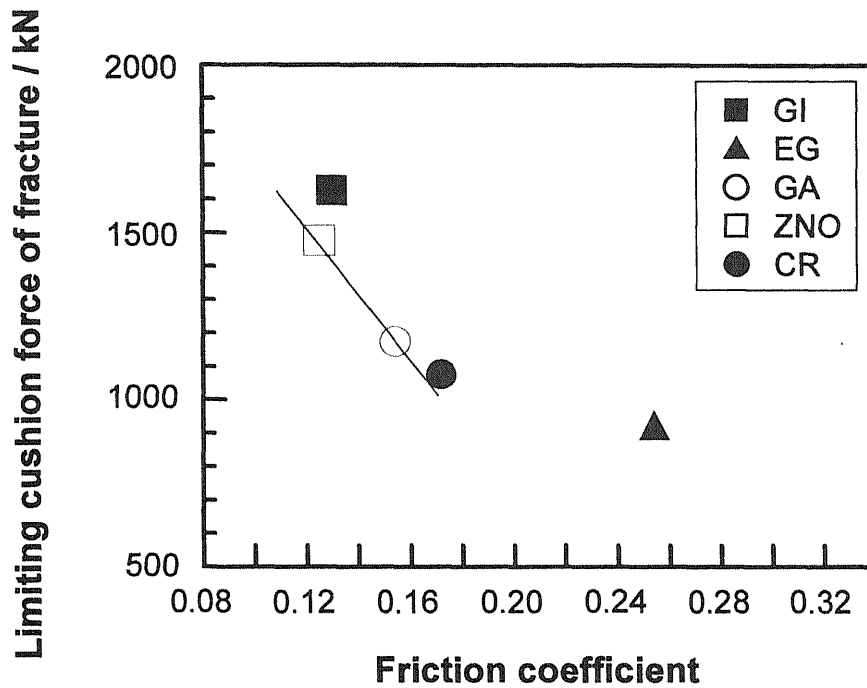


Fig. 3.8 FCD400 の工具による平板摺動試験の摩擦係数と割れ限界クッション力の関係

3.4.2 しわ限界に及ぼす摺動特性の影響

Fig. 3.9 にしわ限界クッション力と SKD11 の工具による摩擦係数（表裏面平均値）との関係を示す。われ限界クッション力との関係と同様に，純亜鉛電気めつき鋼板及び冷延鋼板は，合金化溶融亜鉛めつき鋼板と Zn-Ni 片面有機被膜鋼板を結ぶ線上に位置せず，冷延鋼板は低クッション力側に，純亜鉛電気めつき鋼板高クッション力側に位置する結果となった。また，Fig. 3.10 にしわ限界クッション力と FCD400 の工具による摩擦係数（表裏面平均値）との関係を示す。こちらも，われ限界クッション力との関係と同様に，純亜鉛溶融めつき鋼板及び純亜鉛電気めつき鋼板は，合金化溶融亜鉛めつき鋼板と Zn-Ni 片面有機被膜鋼板を結ぶ線線上に位置せず，純亜鉛溶融めつき鋼板，純亜鉛電気めつき鋼板とも高クッション力側に位置する結果となった。いずれの工具においても工具長さ 3mm，面圧 130MPa，摺動速度 1m/min. の摺動条件による摩擦係数では，純亜鉛溶融めつき鋼板，純亜鉛電気めつき鋼板，合金化溶融亜鉛めつき鋼板，Zn-Ni 片面有機被膜鋼板及び冷延鋼板の実プレス成形のしわ限界クッション力を統一的に評価できないことが明らかとなった。

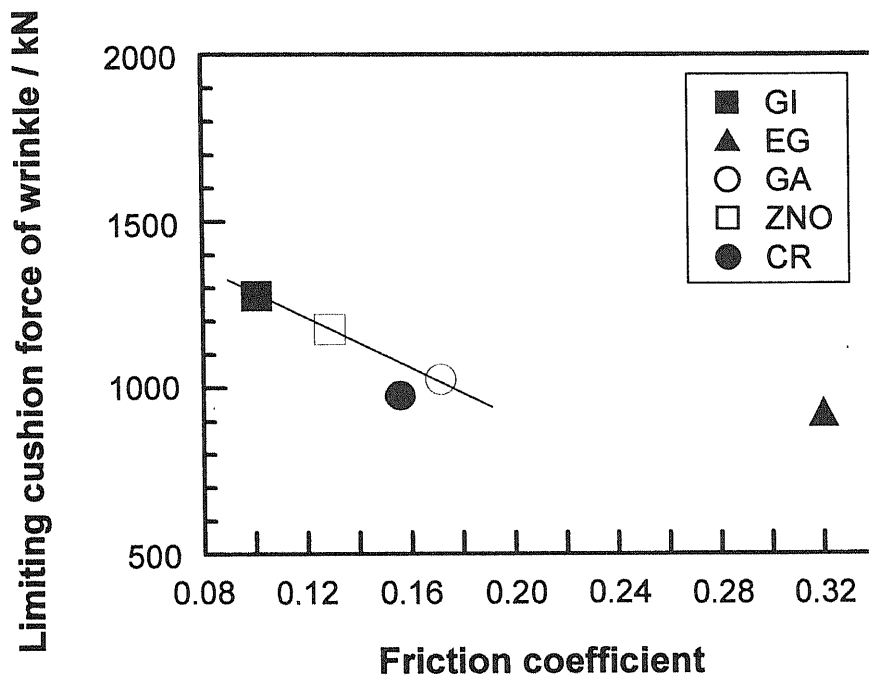


Fig. 3.9 SKD11 の工具による平板摺動試験の摩擦係数としわ限界クッション力の関係

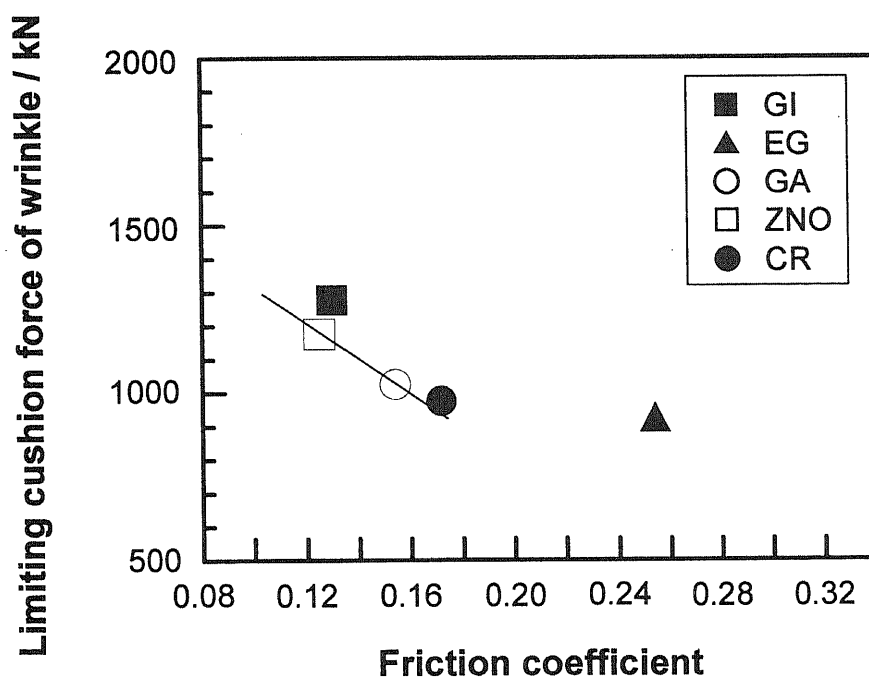


Fig. 3.10 FCD400 の工具による平板摺動試験の摩擦係数としわ限界クッション力の関係

3.4.3 成形余裕量に及ぼす摺動特性の影響

Fig. 3.11 に成形余裕量と SKD11 の工具による摩擦係数(表裏面平均値)との関係を示す。割れ限界クッション力及びしわ限界クッション力との関係と同様に、純亜鉛電気めっき鋼板及び冷延鋼板は、合金化溶融亜鉛めっき鋼板と Zn-Ni 片面有機被膜鋼板を結ぶ線上に位置せず、冷延鋼板は低クッション力側に、純亜鉛電気めっき鋼板高クッション力側に位置する結果となった。また、Fig. 3.12 に成形余裕量と FCD400 の工具による摩擦係数(表裏面平均値)との関係を示す。こちらも、割れ限界クッション力及びしわ限界クッション力との関係と同様に、純亜鉛溶融めっき鋼板及び純亜鉛電気めっき鋼板は、合金化溶融亜鉛めっき鋼板と Zn-Ni 片面有機被膜鋼板を結ぶ線線上に位置せず、純亜鉛溶融めっき鋼板、純亜鉛電気めっき鋼板とも高クッション力側に位置する結果となった。いずれの工具においても工具長さ 3mm, 面圧 130MPa, 摺動速度 1m/min. の摺動条件による摩擦係数では、純亜鉛溶融めっき鋼板、純亜鉛電気めっき鋼板、合金化溶融亜鉛めっき鋼板、Zn-Ni 片面有機被膜鋼板及び冷延鋼板の実プレス成形の成形余裕量を統一的に評価できないことが明らかとなった。

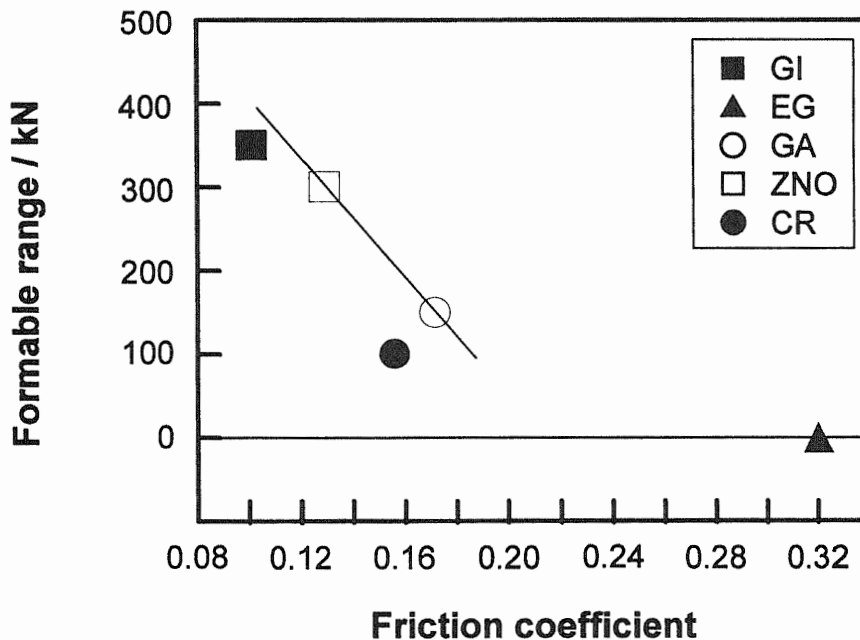


Fig. 3.11 SKD11 の工具による平板摺動試験の摩擦係数と成形余裕量の関係

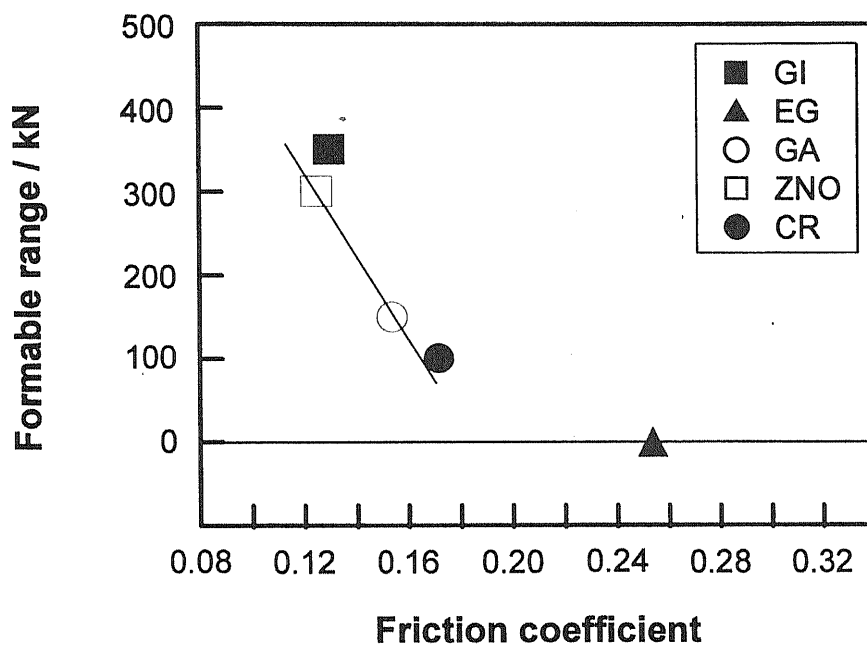


Fig. 3.12 FCD400 の工具による平板摺動試験の摩擦係数と成形余裕量の関係

3.5 まとめ

第2章にて、亜鉛合金系表面処理鋼板の実プレス成形と高い相関を示した面圧 130MPa、工具長さ 3mm、摺動速度 1m/min.の平板摺動試験について、純亜鉛溶融めっき鋼板及び純亜鉛電気めっき鋼板を含めた自動車用表面処理鋼板の実プレス成形における摺動特性を統一的に評価できるかどうかを検討し、以下の知見を得た。

- ①面圧 130MPa、工具長さ 3mm、摺動速度 1m/min.の条件での平板摺動試験は、合金化溶融亜鉛めっき鋼板、Zn-Ni 有機複合被覆鋼板、純亜鉛溶融めっき鋼板、純亜鉛電気めっき鋼板及び冷延鋼板の実プレス成形における摺動特性を統一的に評価できないことが明らかとなった。
- ②摩擦係数は工具材質により変化し、表面処理の種類により変化の程度が異なる。このことから、摺動試験は、実プレス成形の金型材質と同一の工具で摺動試験を行う必要があることが明らかとなった。
- ③実プレス金型と同一材質の FCD400 の工具による摩擦係数と実プレス成形性の関係において、純亜鉛系表面処理鋼板と亜鉛合金系表面処理鋼板及び冷延鋼板が層別された。

第4章 純亜鉛系めっき鋼板の摺動特性の把握

4.1 緒言

第3章において、面圧 130MPa、工具長さ 3mm、摺動速度 1m/min.の条件での平板摺動試験では、合金化溶融亜鉛めっき鋼板、Zn-Ni 有機複合被覆鋼板、純亜鉛溶融めっき鋼板、純亜鉛電気めっき鋼板及び冷延鋼板の実プレス成形における摺動特性を統一的に評価できないことが明らかとなった。さらに、実プレス金型と同一材質の FCD400 の工具による摩擦係数と実プレス成形性の関係において、純亜鉛系表面処理鋼板と亜鉛合金系表面処理鋼板及び冷延鋼板が層別された。

そこで、本章では、純亜鉛系表面処理鋼板の基礎的な摺動特性を明らかにするために、純亜鉛電気めっき鋼板(EG)及び純亜鉛溶融めっき鋼板(GI) に比較として合金化溶融亜鉛めっき鋼板(GA)及び冷延鋼板を加え、摩擦係数に及ぼす面圧と工具幅の影響と繰り返し摺動における摩擦係数の変化について調べた。

4.2 実験方法

4.2.1 供試材

母材の機械的特性がほぼ同一で軟質の自動車用合金化溶融亜鉛めっき鋼板(GA)、純亜鉛溶融めっき鋼板(GI)および純亜鉛電気めっき鋼板(EG)に加え、比較材として軟質の冷延鋼板を用いた。Table 4.1 に各供試材の機械的特性および表面粗度を示す。表中の L が摺動方向、C が摺動直交方向である。

なお、今回供試材とした合金化溶融亜鉛めっき鋼板(GA)のめっき厚さは 約 7 μm で、表面から 0.05~0.10 μm が ζ 相、その下は鋼板面まで δ_1 相であった。

Table 4.1 供試材の機械的特性値と表面粗さ

Label	Kind of sheets	YS / MPa	TS / MPa	EL / %	r-value	Ra / μm	
						L	C
GA	Galvannealed steel sheet	169	310	47.9	1.72	0.757	0.737
GI	Hot dip galvanized steel sheet	167	294	51.6	1.85	0.741	0.737
EG	Electrogalvanized steel sheet	159	300	51.2	2.22	0.761	0.855
CR	Cold rolled steel sheet	167	298	51.0	2.06	1.058	0.958

4.2.2 摺動試験方法

Fig. 4.1 に示す平板摺動試験装置により、各供試材の摩擦係数に及ぼす面圧と工具長さの影響を調査した。摩擦係数 μ は、押し付け荷重 N と引き抜き荷重 F を用いて(1)式として求めた。

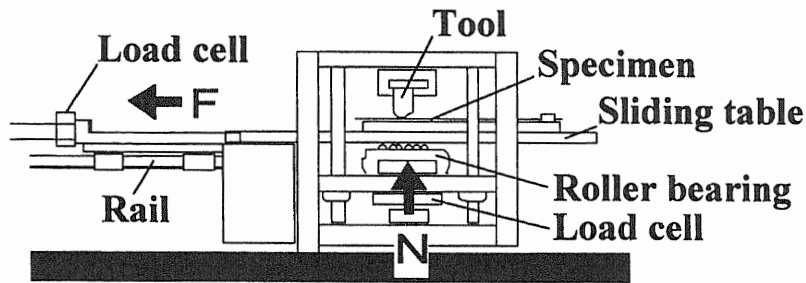


Fig. 4.1 平板摺動試験装置の模式図

$$\mu = F / N \quad (1)$$

摩擦係数に及ぼす工具長さの影響を調べるために、工具長さの異なる4種類の工具を使用した。工具材質は全てSKD11の焼入れ焼戻し材を使用し、工具表面粗さは、#1200サンドペーパーにて摺動方向に仕上げを行い調整した。Table 4.2に各工具の寸法と仕上げ後の表面粗さを示す。

Table 4.2 工具の寸法と表面粗さ

No.	Tool size	Ra / μm	
		L	C
1	L3mm × C10mm	0.047	0.058
2	L10mm × C10mm	0.030	0.055
3	L25mm × C10mm	0.037	0.047
4	L50mm × C10mm	0.033	0.048

また、面圧の影響を調べるため、各工具において3条件（一部2条件）の押付け面圧での摺動試験を行った。Table 4.3に各工具での見かけの面圧条件を示す。

なお、試験では潤滑油として市販の洗浄油を使用し、試験片をアルコールにより超音波洗浄した後、塗布した。この洗浄油の粘度は、40°Cで2.0mm²/s、密度は0.82g/cm³である。

4.2.3 繰り返し摺動試験

繰り返し摺動による摩擦係数変化と型かじりの発生挙動を調べるため、試験片の同じ箇所を繰り返し摺動する試験を行った。繰り返し摺動試験の条件は、工具長さの影響を調べるため、75MPaの同一面圧条件で工具長さ3mm、10mm及び25mmで行った。一回の摺動距離は120mmで、繰り返し数は最大60回とし、途中でかじりが発生した場合には、その時点で試験を終了した。潤滑油は、先述の洗浄油を同様に繰り返しの初回にのみ塗油し、途中の給油は行わなかった。

Table 4.3 平板摺動試験条件

Tool size	Normal pressure / MPa	Cyclic sliding test
10mm × 3mm	75	○
	150	○
	220	○
10mm × 10mm	15	—
	75	○
	150	○
10mm × 25mm	7.5	○
	15	—
	75	○
10mm × 50mm	7.5	○
	15	—

4.3 実験結果及び考察

4.3.1 摩擦係数に及ぼす面圧と工具長さの影響

Figs. 4.2~4.5 にそれぞれ、工具長さの異なる 4 種類の工具を用いた場合の冷延鋼板、合金化溶融亜鉛めっき鋼板(GA)、純亜鉛溶融めっき鋼板(GI)及び純亜鉛電気めっき鋼板(EG)の摩擦係数と面圧の関係を示す。

Fig. 4.2 に示す冷延鋼板の摩擦係数は、面圧が 0.7 から 70MPa の領域では 0.17 程度の一定値を示し、70 から 220MPa の領域では面圧の上昇に伴い低下した。この結果は、小豆島の以前の結果¹⁾と一致した。摩擦係数に及ぼす工具長さの影響は、全ての面圧領域で、0.01 以下であった。

Fig. 4.3 に示す合金化溶融亜鉛めっき鋼板(GA)の摩擦係数は、面圧が 0.7 から 70MPa の領域では 0.225 程度の一定値を示し、70 から 150MPa の領域では面圧の上昇に伴い低下し、220MPa の条件ではかじりが発生した。摩擦係数に及ぼす工具長さの影響は、全ての面圧領域で、0.01 以下であった。

Fig. 4.4 に示す純亜鉛溶融めっき鋼板(GI)の摩擦係数は、面圧が 0.7 から 50MPa の領域では 0.165 程度の一定の値を示し、50 から 220MPa の領域では面圧の上昇に伴い低下し、220MPa では本試験中最も低い 0.11 となった。工具長さの影響は、全ての面圧領域で、0.01 程度であった。

Fig. 4.5 に示す純亜鉛電気めっき鋼板(EG)の摩擦係数は、面圧 0.7 から 70MPa の領域で面圧の上昇に伴い上昇した。面圧 75MPa では長さ 25mm 工具でのみ、面圧 150MPa 以上の条件では全ての工具でかじりが発生した。これは、他の表面処理鋼板とは異なる傾向であった。

以上のように、本研究により合金化溶融亜鉛めっき鋼板(GA)と純亜鉛溶融めっき鋼板(GI)も冷延鋼板と同様に特定の面圧から面圧の上昇に伴い摩擦係数が低下することが明らかとなった。その際硬度の低い純亜鉛溶融めっき鋼板(GI)は、冷延鋼板と合金化溶融亜鉛めっき鋼板(GA)より低い面圧から摩擦係数が低下した。

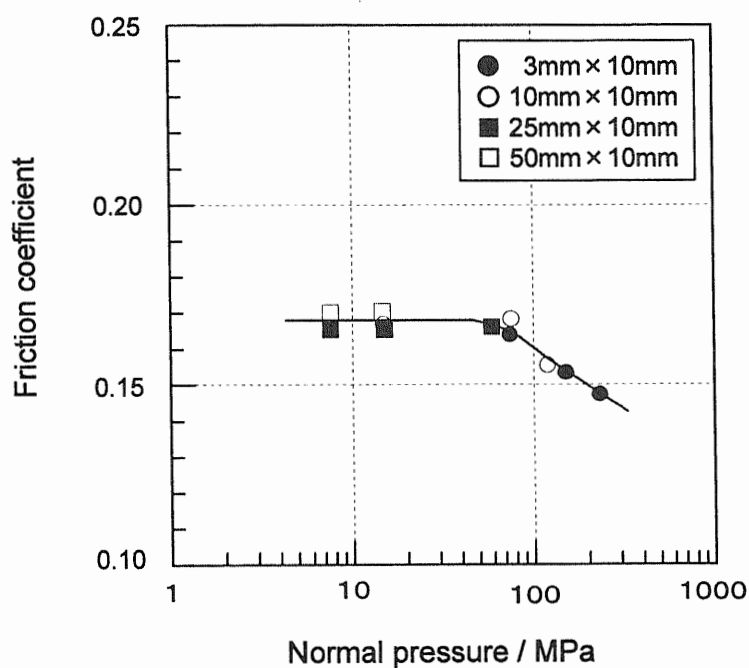


Fig. 4.2 冷延鋼板の摩擦係数に及ぼす接触面厚と工具長さの影響

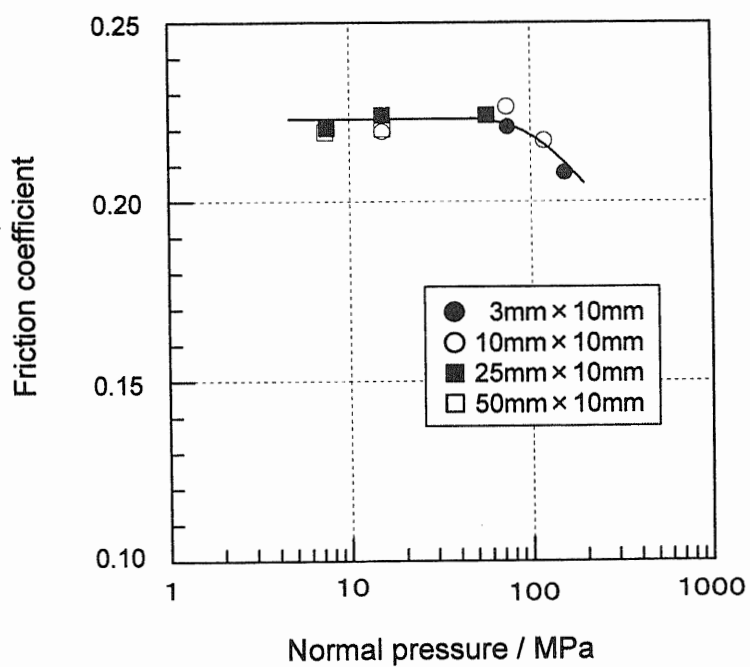


Fig. 4.3 合金化溶解亜鉛めっき鋼板の摩擦係数に及ぼす接触面厚と工具長さの影響

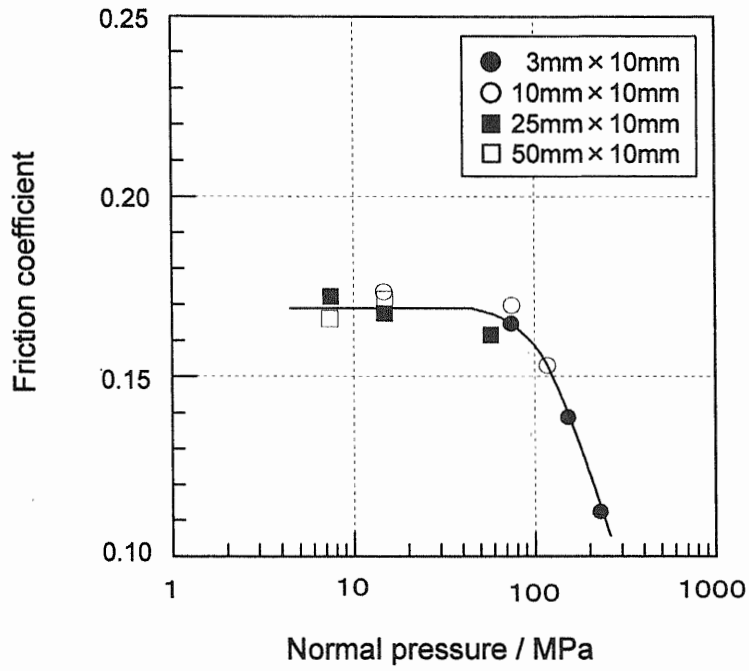


Fig. 4.4 純亜鉛溶融めっき鋼板の摩擦係数に及ぼす接触面厚と工具長さの影響

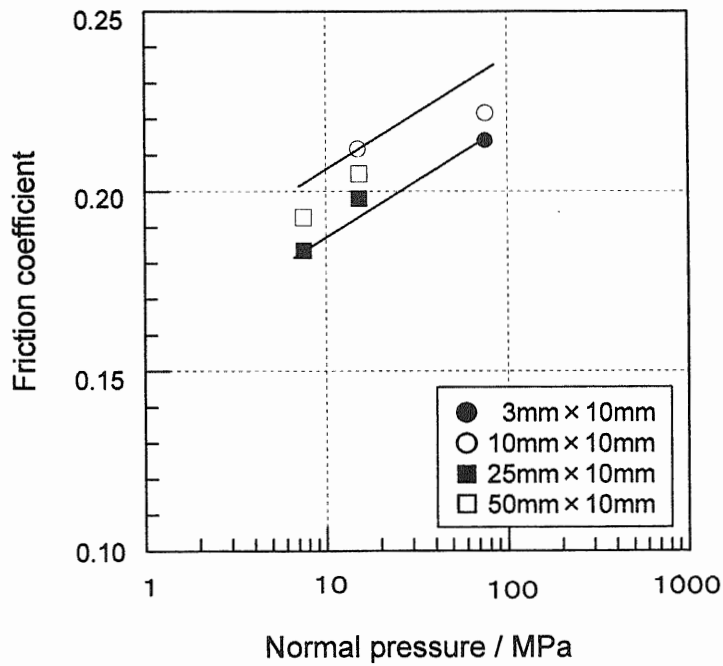


Fig. 4.5 純亜鉛電気めっき鋼板の摩擦係数に及ぼす接触面厚と工具長さの影響

合金化溶融亜鉛めっき鋼板(GA), 純亜鉛溶融めっき鋼板(GI), 純亜鉛電気めっき鋼板(EG) 及び冷延鋼板の摺動による表面変化に及ぼす接触面圧と工具長さの影響を調べるために、マイクロ스코プによる表面観察を行った。Figs. 4.6.1~4.9.2 にそれぞれ合金化溶融亜鉛めっき鋼板(GA), 純亜鉛溶融めっき鋼板(GI), 純亜鉛電気めっき鋼板(EG)及び冷延鋼板の各摺動条件による摺動試験後の表面写真を示す。写真左右方向が摺動方向である。

1mm

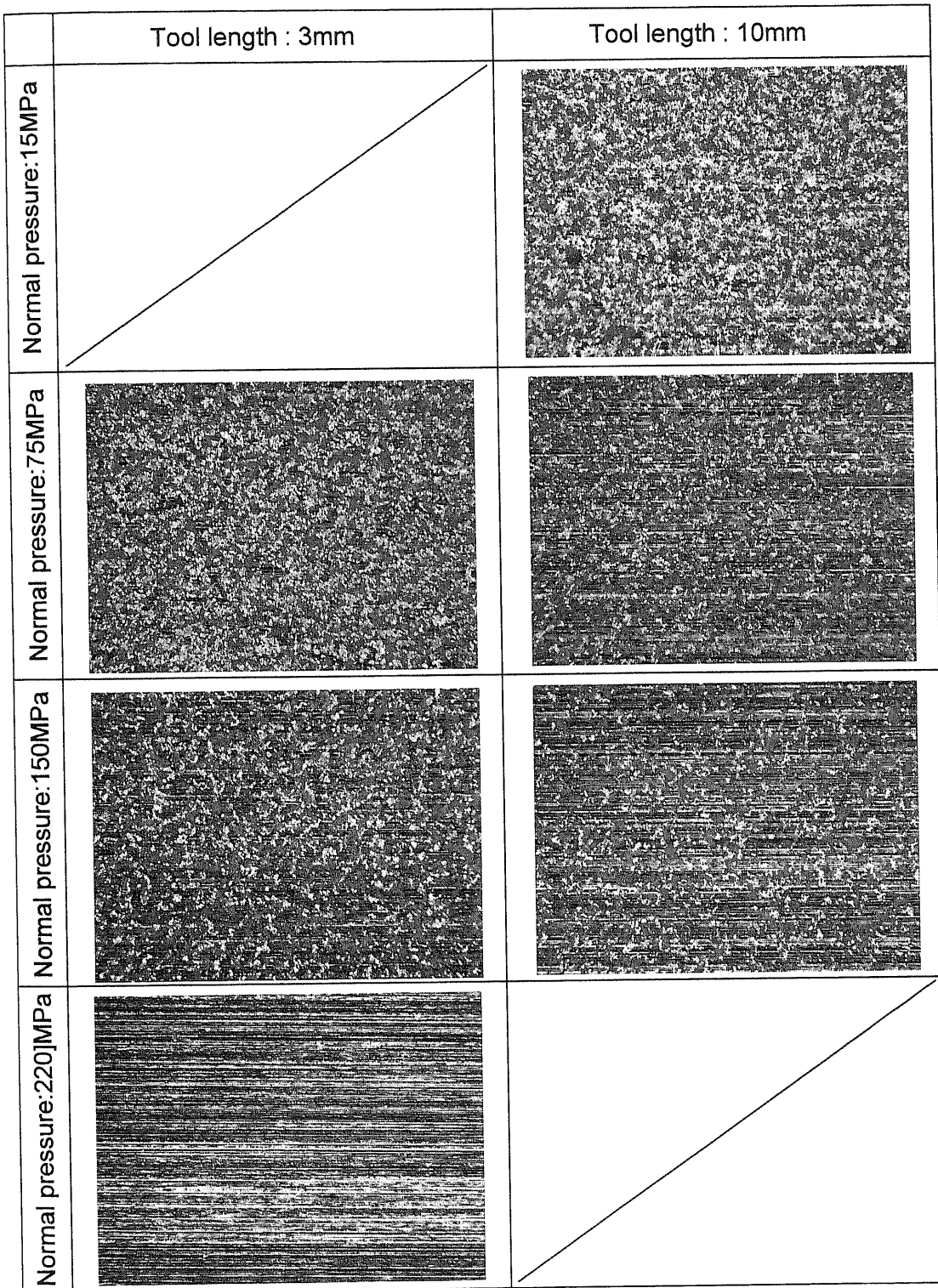


Fig. 4.6.1 合金化溶融亜鉛めっき鋼板の摺動による表面変化 (工具長さ 3mm 及び 10mm)

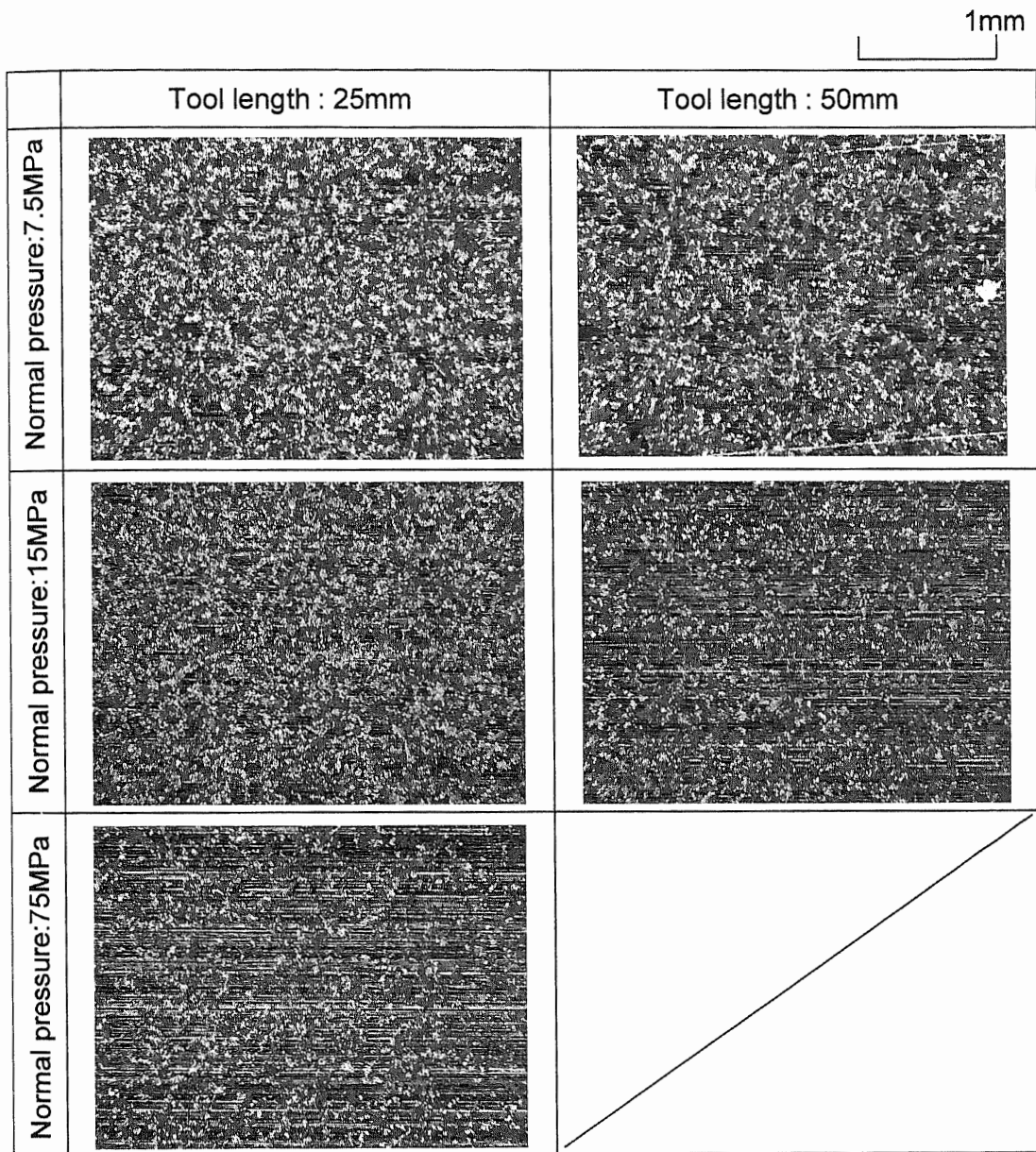


Fig. 4.6.2 合金化溶融亜鉛めっき鋼板の摺動による表面変化（工具長さ 25mm 及び 50mm）

1mm

	Tool length : 3mm	Tool length : 10mm
Normal pressure: 15MPa		
Normal pressure: 75MPa		
Normal pressure: 150MPa		
Normal pressure: 220MPa		

Fig. 4.7.1 純亜鉛溶融めっき鋼板の摺動による表面変化 (工具長さ 3mm 及び 10mm)

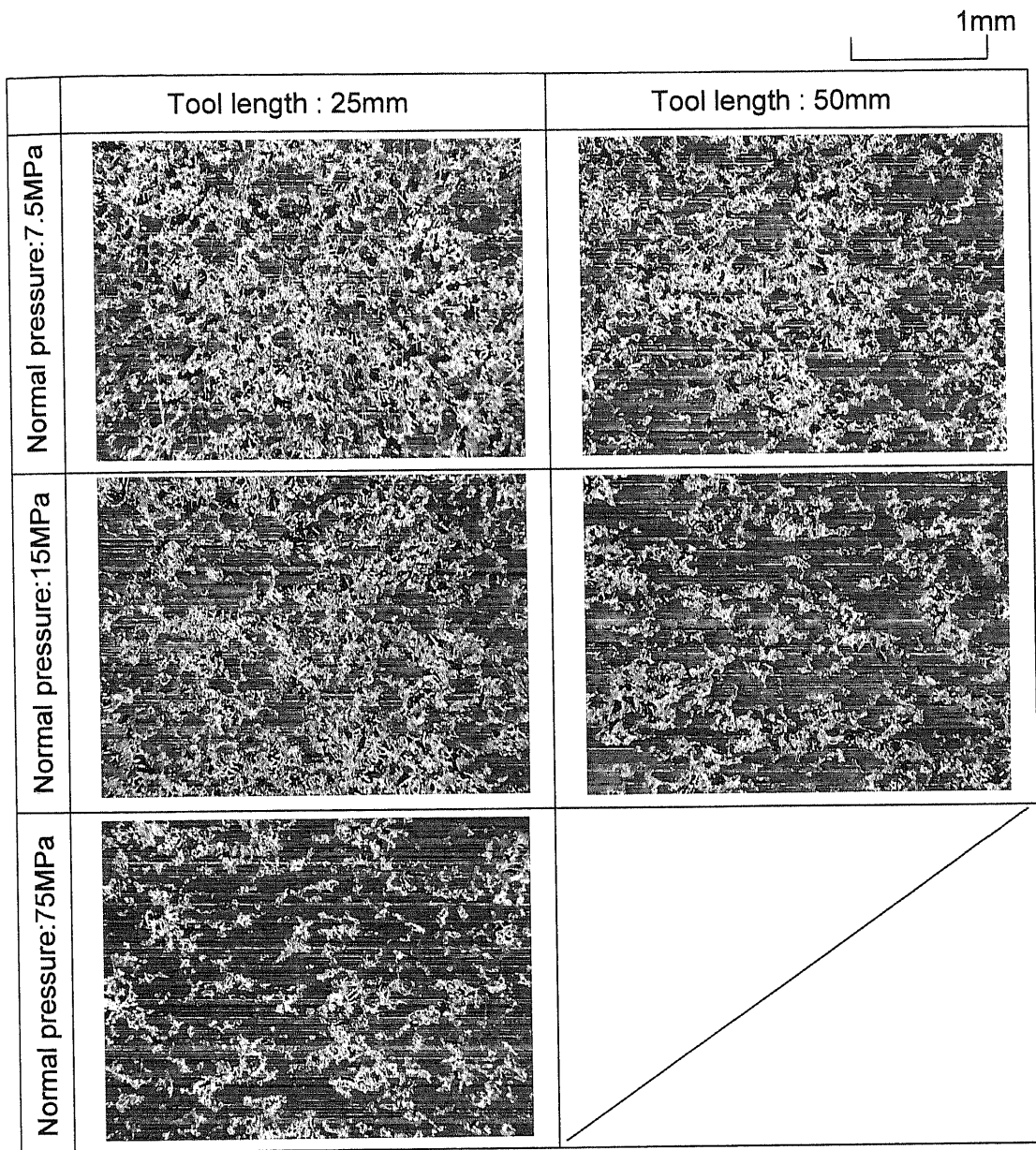


Fig. 4.7.2 純亜鉛溶融めっき鋼板の摺動による表面変化（工具長さ 25mm 及び 50mm）

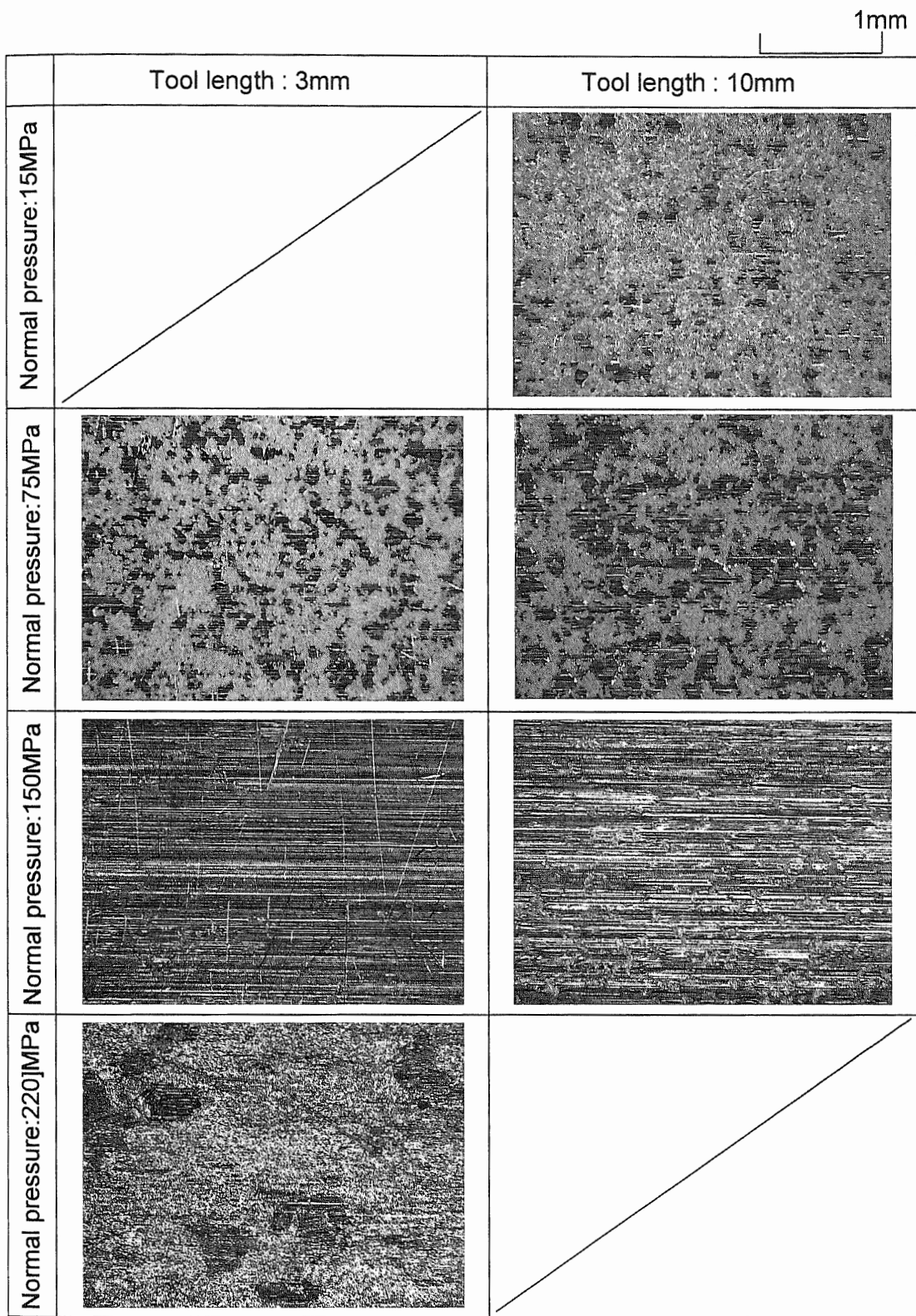


Fig. 4.8.1 純亜鉛電気めっき鋼板の摺動による表面変化 (工具長さ 3mm 及び 10mm)

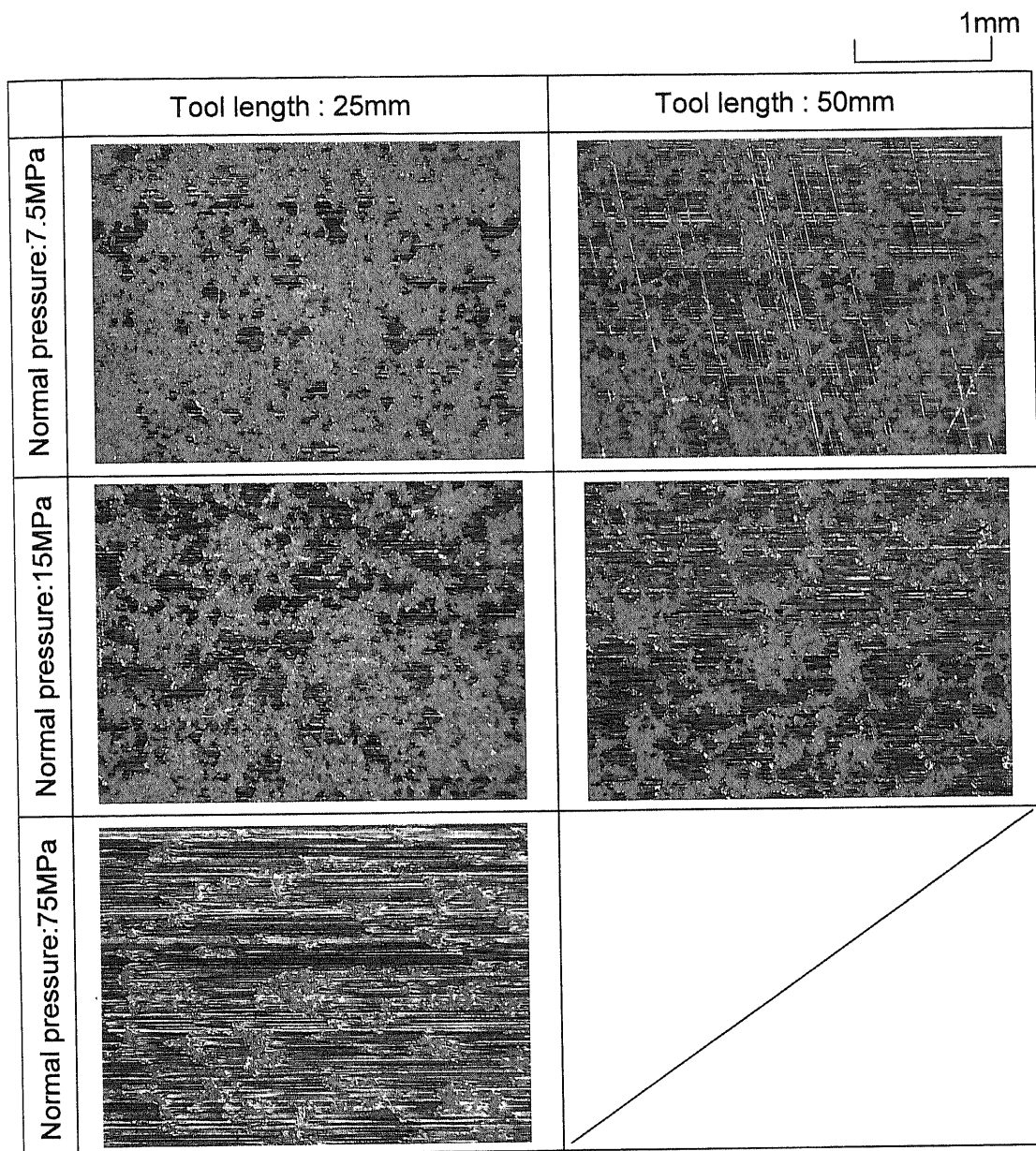


Fig. 4.8.2 純亜鉛電気めっき鋼板の摺動による表面変化（工具長さ 25mm 及び 50mm）

1mm

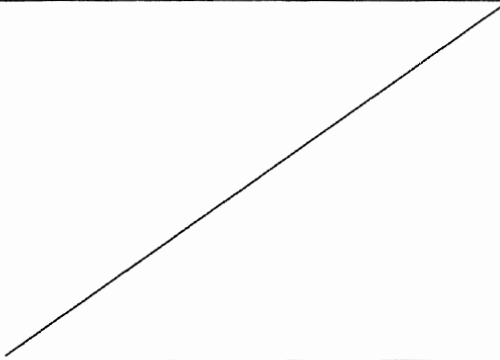
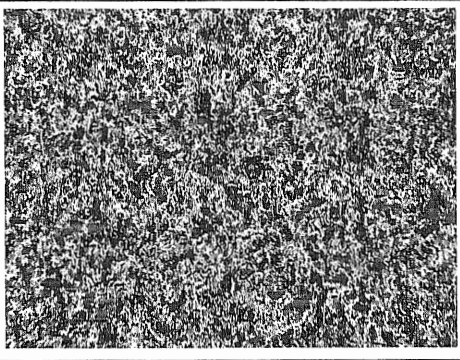
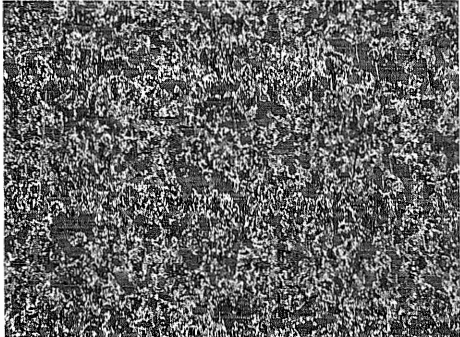
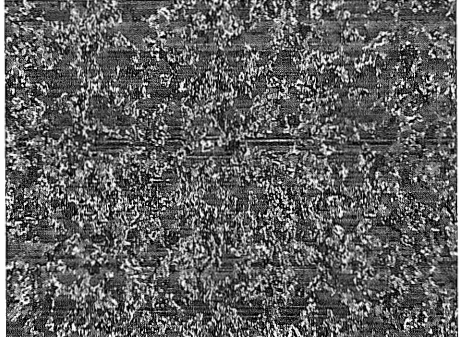
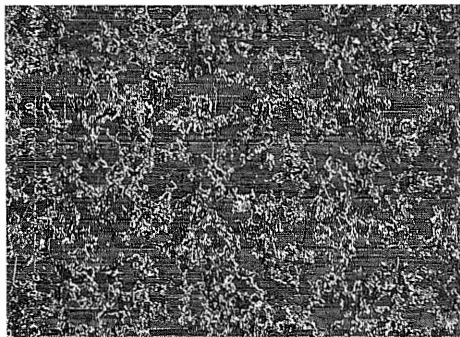
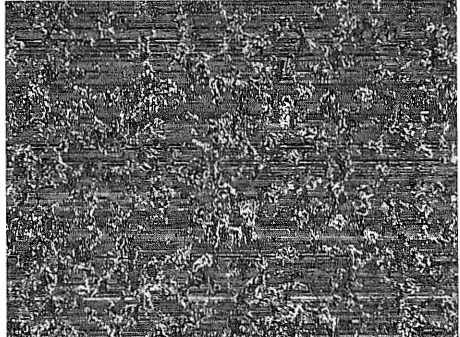
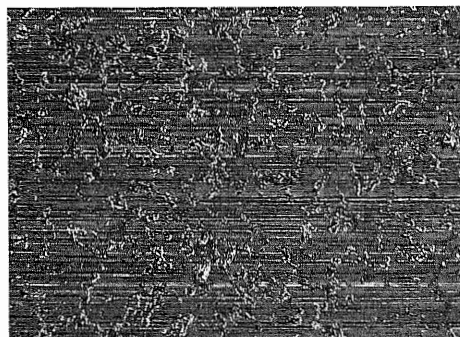
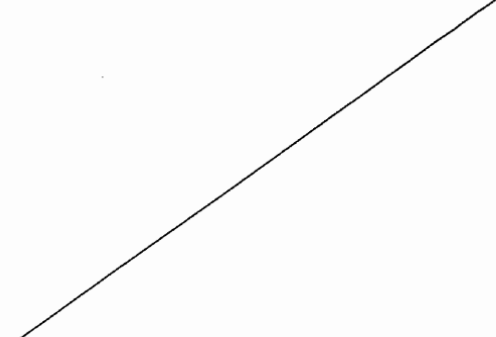
	Tool length : 3mm	Tool length : 10mm
Normal pressure: 15MPa		
Normal pressure: 75MPa		
Normal pressure: 150MPa		
Normal pressure: 220MPa		

Fig. 4.9.1 冷延鋼板の摺動による表面変化（工具長さ 3mm 及び 10mm）

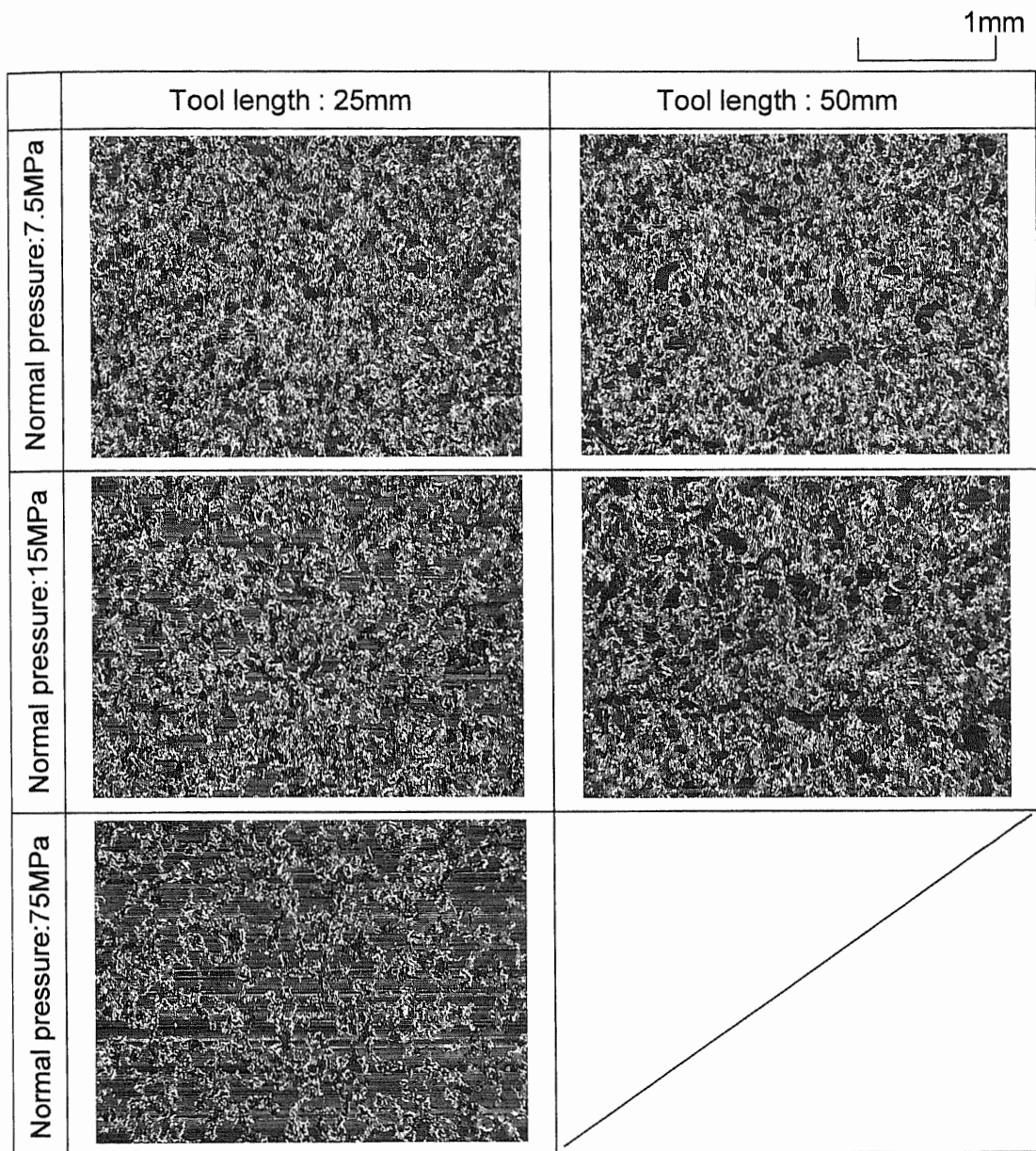


Fig. 4.9.2 冷延鋼板の摺動による表面変化（工具長さ 25mm 及び 50mm）

摩擦係数の面圧依存性について考察するため、Figs. 4.10～4.11 にそれぞれ合金化溶融亜鉛めっき鋼板(GA)と純亜鉛溶融めっき鋼板(GI)の摺動前と長さ 10mm の工具による面圧 15MPa と 150MPa の条件の摺動後のマイクロスコープによる表面写真を示す。

Fig. 4.10 に示す合金化溶融亜鉛めっき鋼板(GA)では、面圧 15MPa では黒と灰色に見える境界潤滑状態の真実接触部の面積率が低い。一方、面圧 150MPa では、真実接触面積率が上昇し、白く見える凹部に潤滑剤がトラップされ静的流体潤滑効果が発生していると考えられる。このため、前述の摩擦係数の面圧依存性の結果として、70MPa 以下の面圧領域では摩擦係数が一定値となり、70MPa 以上の領域で低下したと考えられる。

Fig. 4.11 に示す純亜鉛溶融めっき鋼板(GI)では、面圧 15MPa では灰色に見える境界潤滑状態の真実接触部の面積率が低い。一方、面圧 150MPa では、真実接触面積率が上昇し、白く見える凹部に潤滑剤がトラップされ静的流体潤滑効果が発生していると考えられる。このため、前述の摩擦係数の面圧依存性の結果として、50MPa 以下の面圧領域では摩擦係数が一定値となり、50MPa 以上の領域で低下したと考えられる。

Fig. 4.12 に亜鉛電気めっき鋼板(EG)の摺動前と長さ 10mm の工具による、面圧 15MPa と 75MPa の条件による摺動後の表面写真を示す。面圧 15MPa では、黒っぽく見える境界潤滑状態の真実接触部の面積率が低い。一方、面圧 75MPa では、真実接触面積率が上昇し、真実接触部には合金化溶融亜鉛めっき鋼板(GA)と純亜鉛溶融亜鉛めっき鋼板(GI)の線状傷とは異なるマイクロなかじりが認められる。このマイクロなかじりが前述の面圧の上昇にともなう摩擦係数の上昇の原因と考えられる。

続いて、合金化溶融亜鉛めっき鋼板(GA)及び純亜鉛溶融めっき鋼板(GI)の摩擦係数の工具長さ依存性について考察するため、Figs. 4.13～4.14 にそれぞれ合金化溶融亜鉛めっき鋼板(GA)と純亜鉛溶融めっき鋼板(GI)の長さ 3mm, 10mm 及び 25mm の工具による、一定面圧 75MPa の摺動後の表面写真を示す。

合金化溶融亜鉛めっき鋼板(GA)及び純亜鉛溶融めっき鋼板(GI)とも一定面圧 75MPa において、工具長さの増加に伴い真実接触面積率が増加している。このことから、工具長さの増加に伴い、潤滑剤がトラップされ静水圧が発生している凹部の領域は増加していると考えられる。しかし、前述 (Fig. 4.3, Fig. 4.4 について述べた) の摩擦係数に及ぼす工具長さの影響は 0.01 程度の比較的小さい差であった。これは、75MPa では発生している静水圧が小さく静的流体潤滑効果による摩擦抵抗の低下が比較的小さかったことと、工具長さの増加に伴い真実接触部の線状傷が多くなり、摩擦抵抗を上昇させる効果が相殺したためと考えられる。

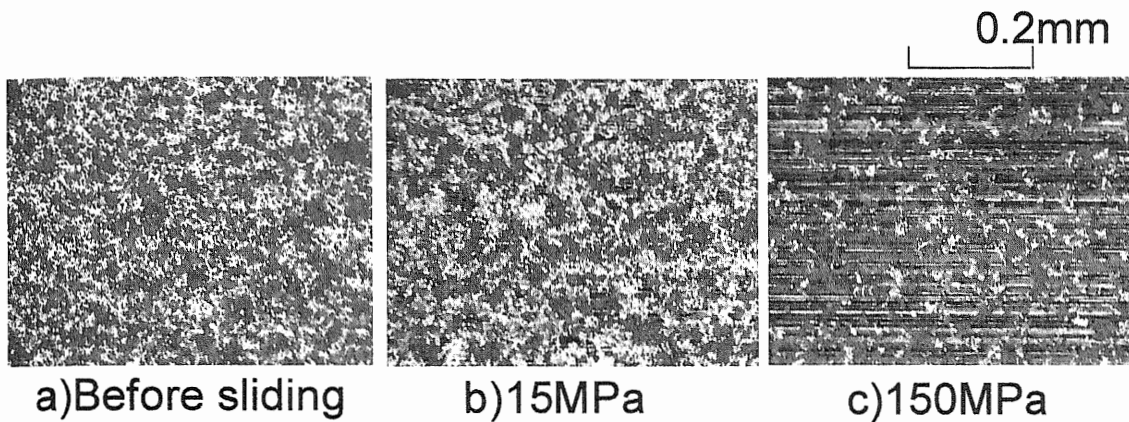


Fig. 4.10 合金化溶融亜鉛めっき鋼板の摺動による表面変化に及ぼす接触面圧の影響

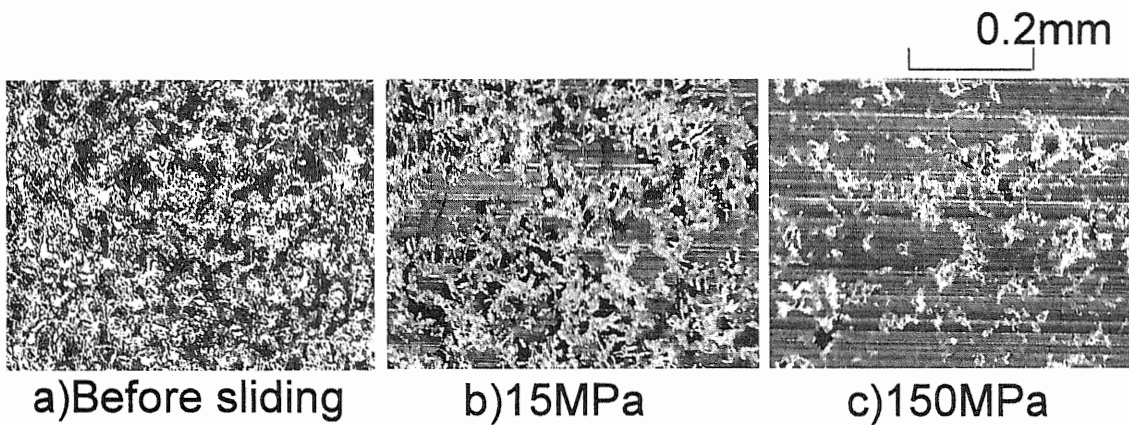


Fig. 4.11 純亜鉛溶融めっき鋼板の摺動による表面変化に及ぼす接触面圧の影響

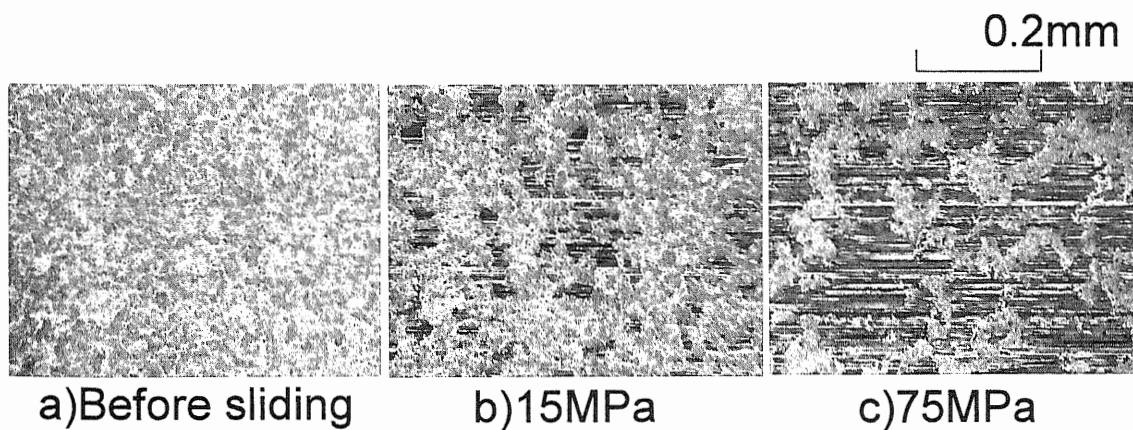


Fig. 4.12 純亜鉛電気めっき鋼板の摺動による表面変化に及ぼす接触面圧の影響

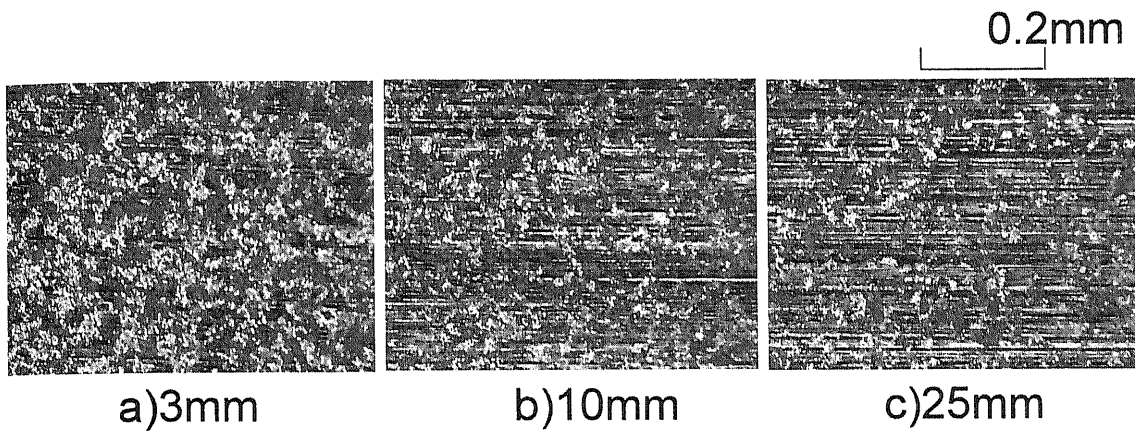


Fig. 4.13 合金化溶融亜鉛めっき鋼板の摺動による表面変化に及ぼす工具長さの影響

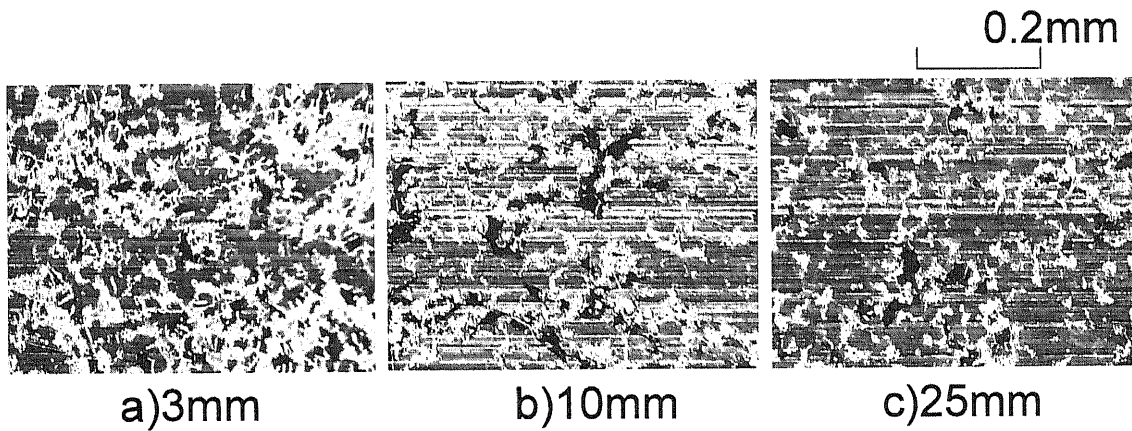


Fig. 4.14 純亜鉛溶融めっき鋼板の摺動による表面変化に及ぼす工具長さの影響

4.3.2 繰り返し摺動試験結果

Figs. 4.15.1~4.15.2, 4.16.1~4.16.2, 4.17.1~4.17.2 及び 4.18.1~4.18.2 にそれぞれ, 冷延鋼板, 合金化溶融亜鉛めっき鋼板(GA), 純亜鉛溶融めっき鋼板(GI)及び純亜鉛電気めっき鋼板(EG)の各条件における繰り返し摺動による摩擦係数変化を示す.

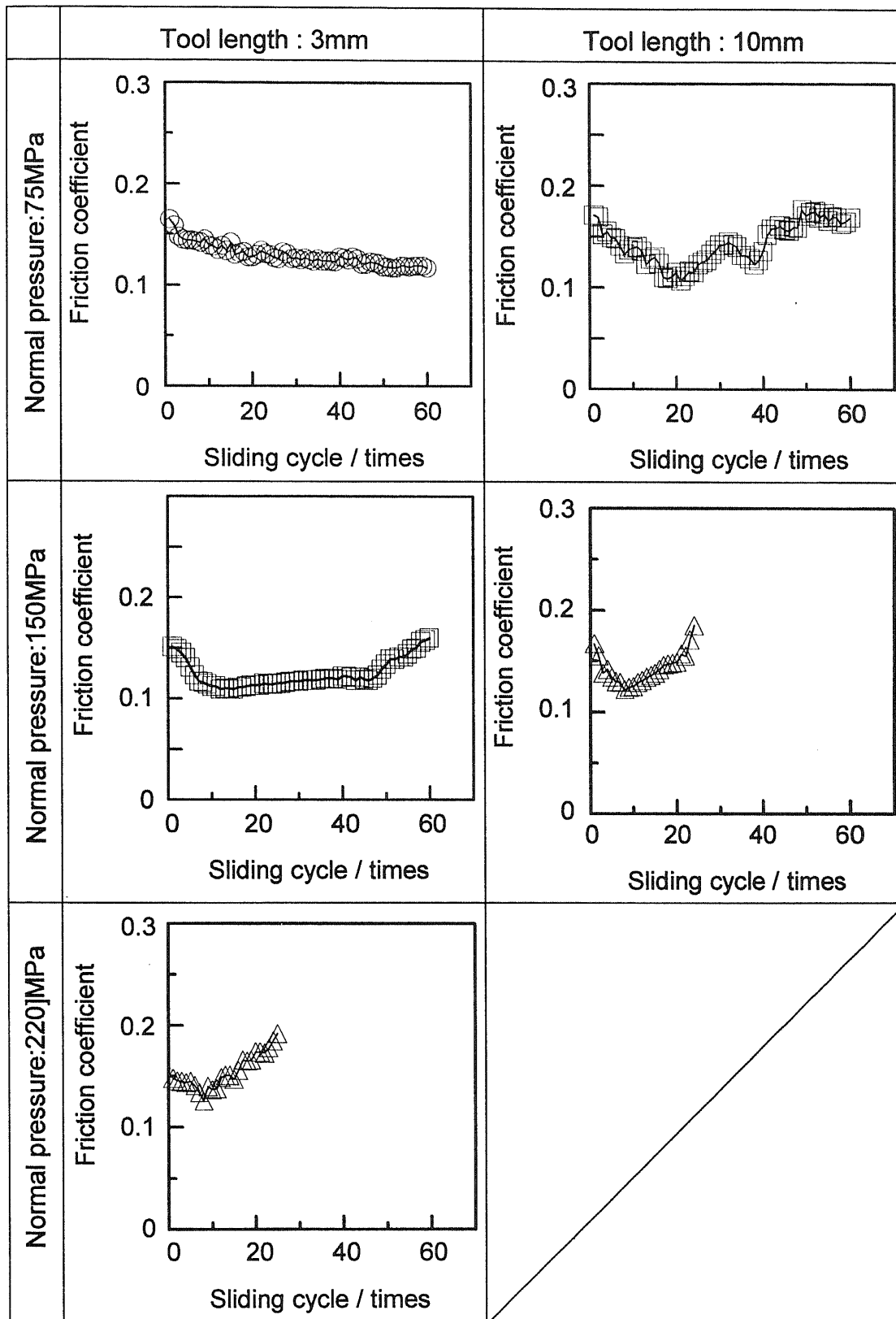


Fig. 4.15.1 冷延鋼板の各条件における繰り返し摺動による摩擦係数変化（工具長さ 3mm 及び 10mm）

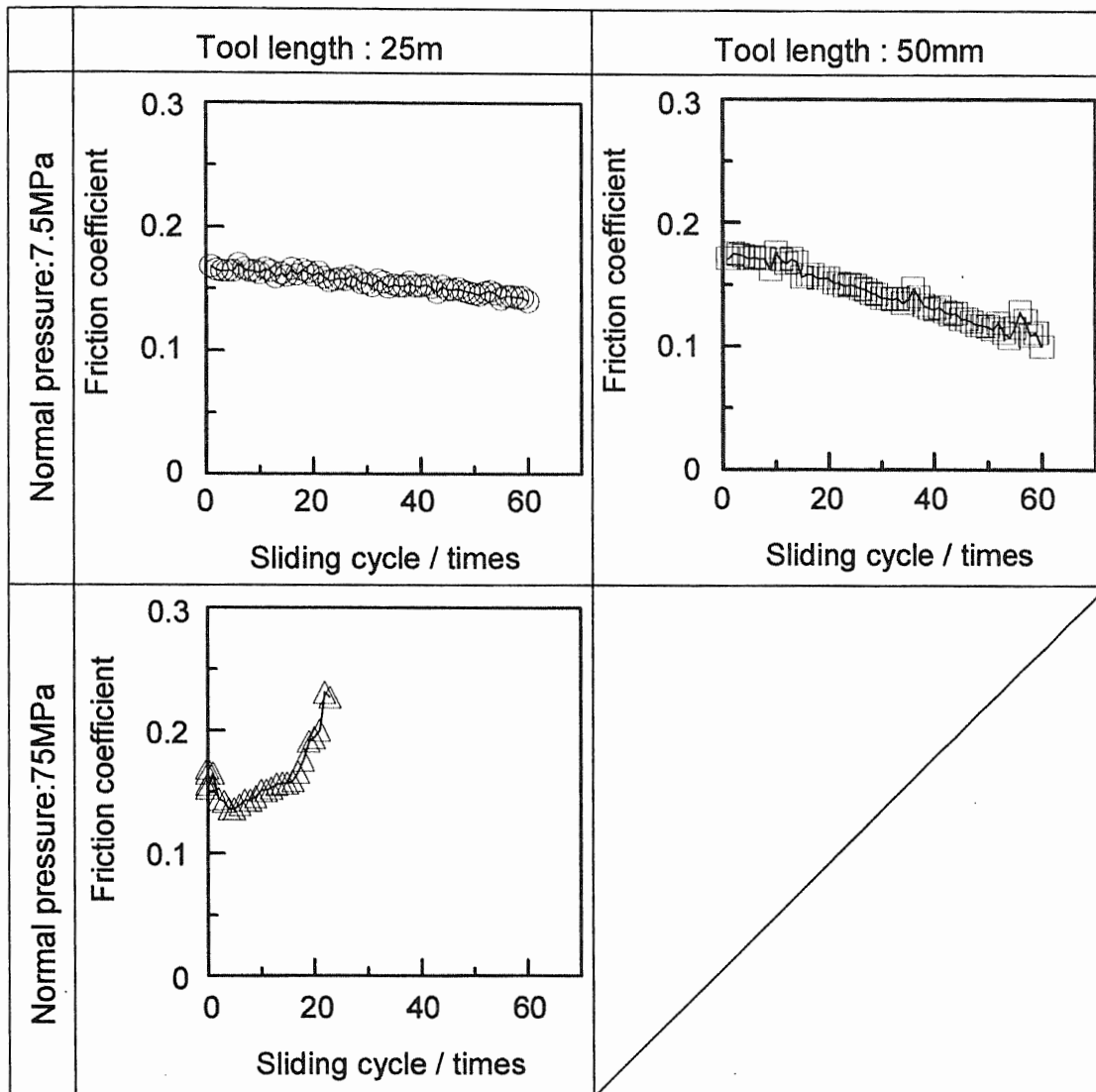


Fig. 4.15.2 冷延鋼板の各条件における繰り返し摺動による摩擦係数変化 (工具長さ 25mm 及び 50mm)

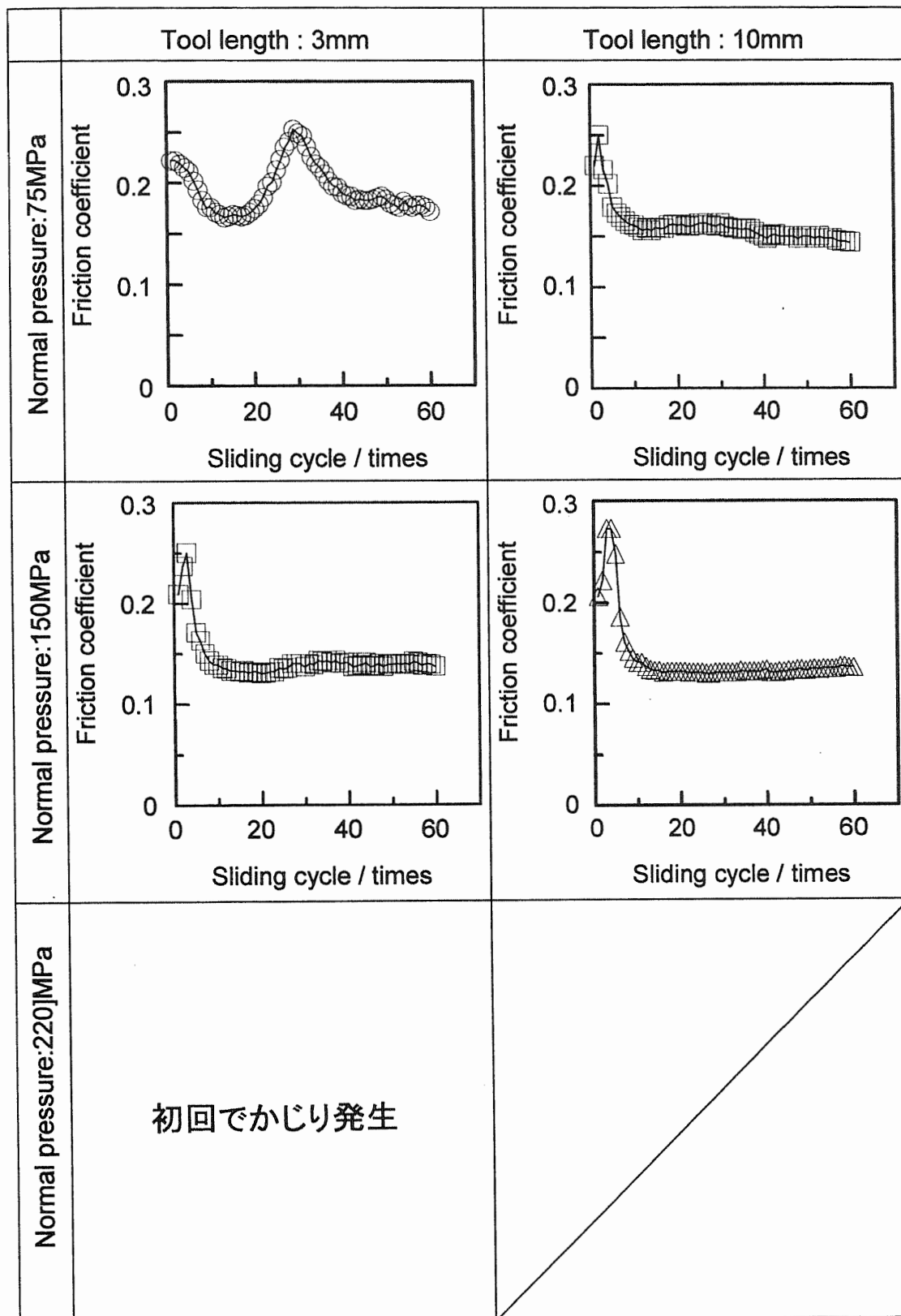


Fig. 4.16.1 合金化溶融亜鉛めっき鋼板の各条件における繰り返し摺動による摩擦係数変化 (工具長さ 3mm 及び 10mm)

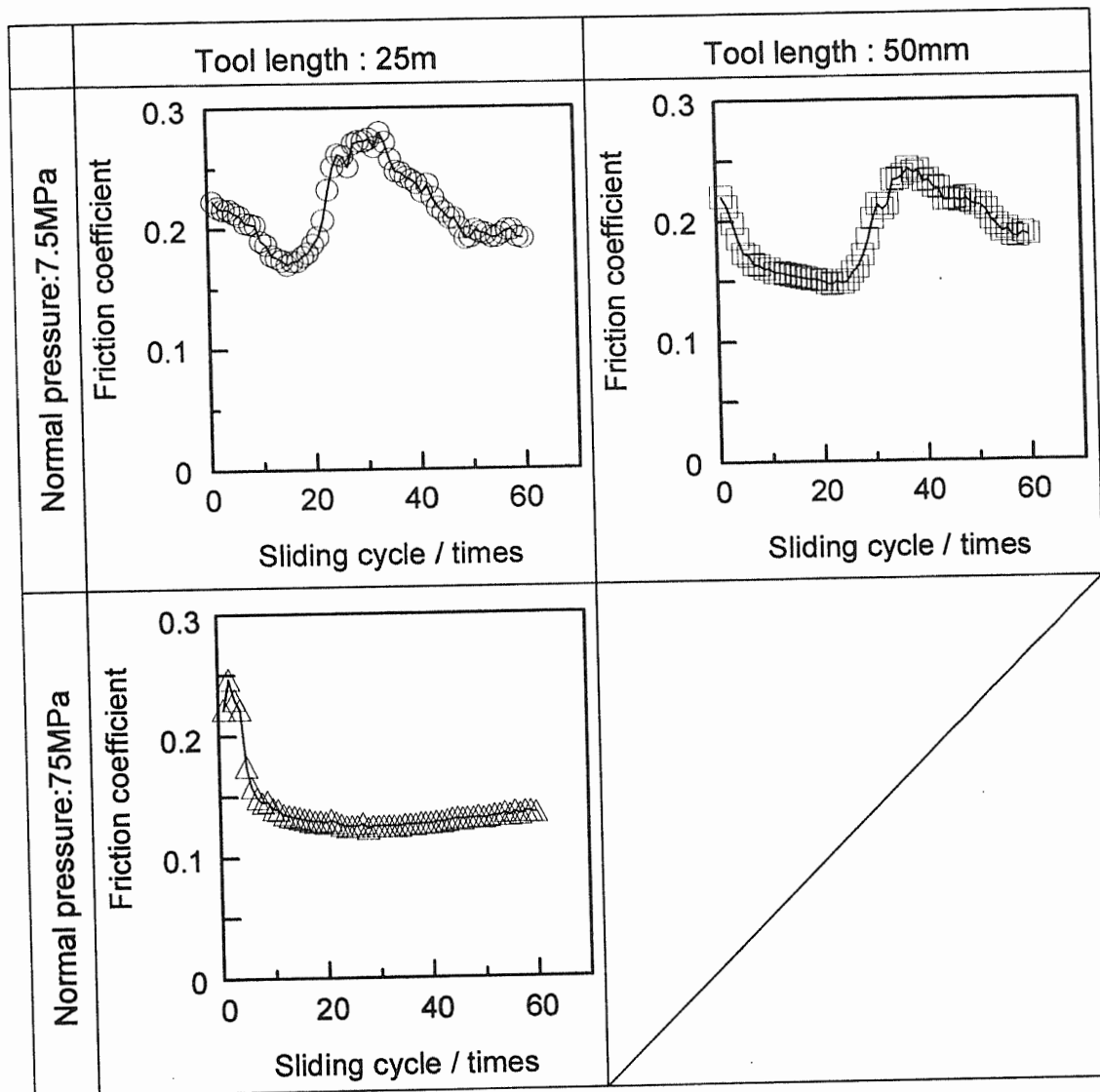


Fig. 4.16.2 合金化溶融亜鉛めっき鋼板の各条件における繰り返し摺動による摩擦係数変化 (工具長さ 25mm 及び 50mm)

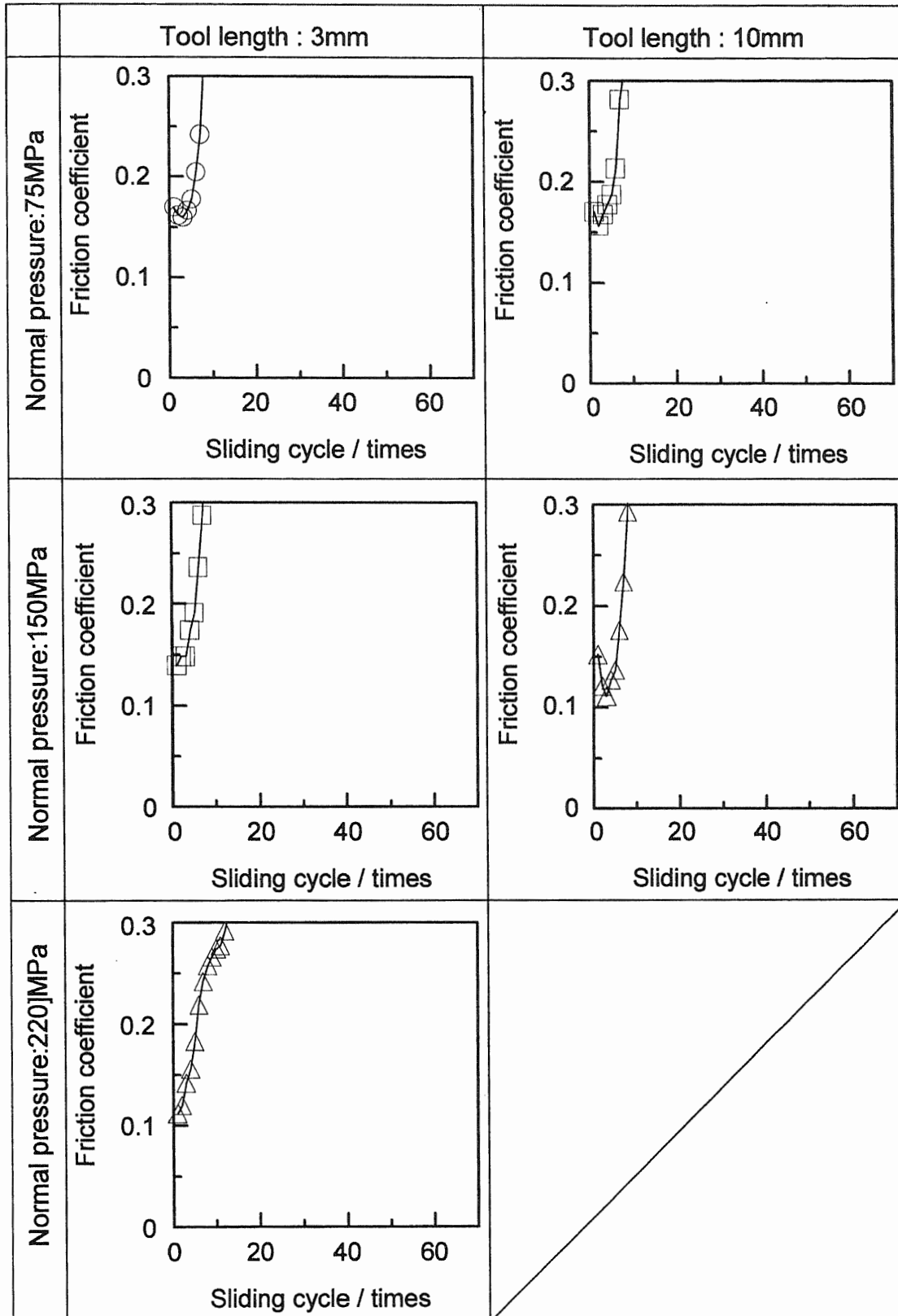


Fig. 4.17.1 純亜鉛溶融めっき鋼板の各条件における繰り返し摺動による摩擦係数変化 (工具長さ 3mm 及び 10mm)

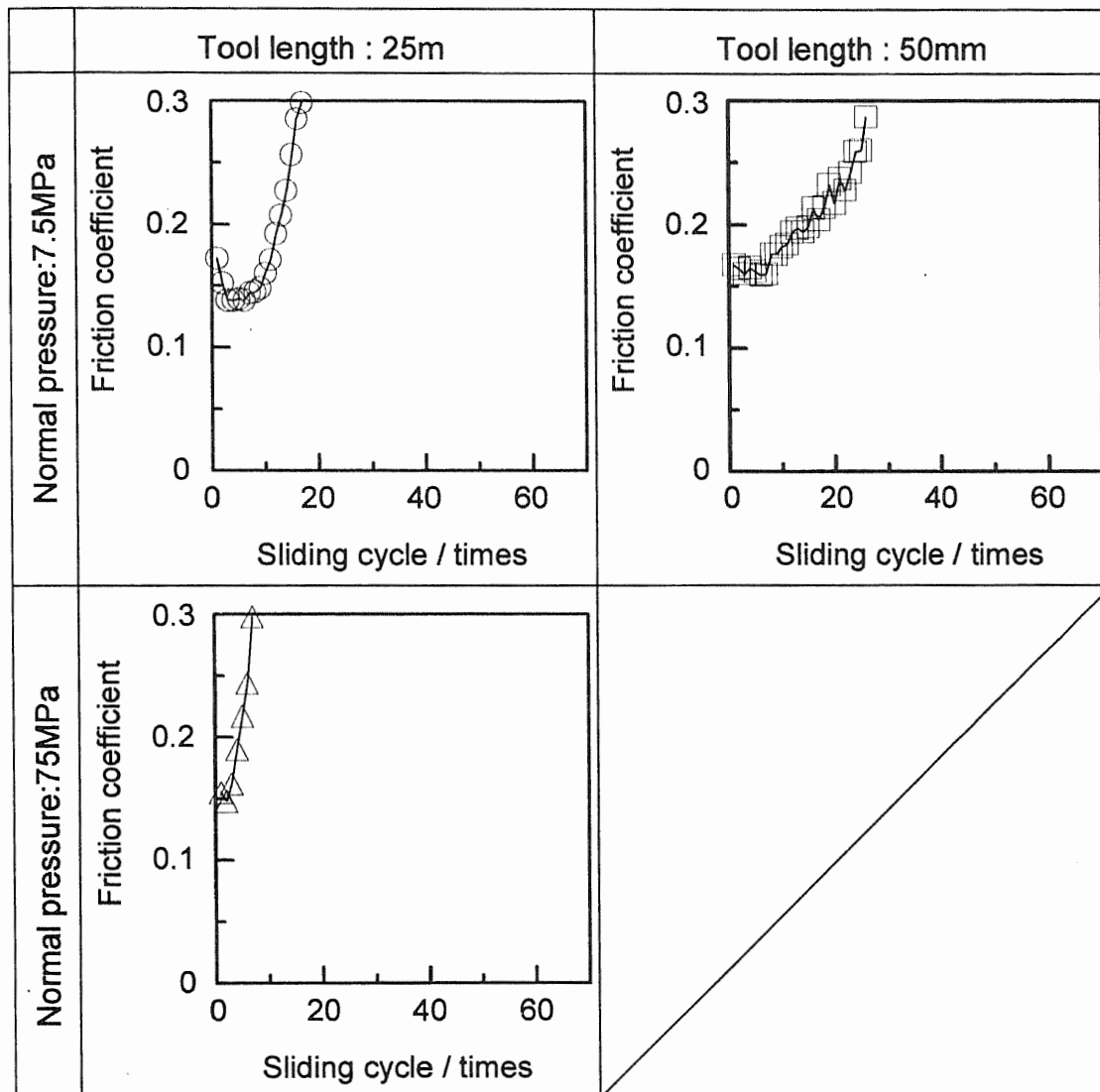


Fig. 4.17.2 純亜鉛溶融めっき鋼板の各条件における繰り返し摺動による摩擦係数変化 (工具長さ 25mm 及び 50mm)

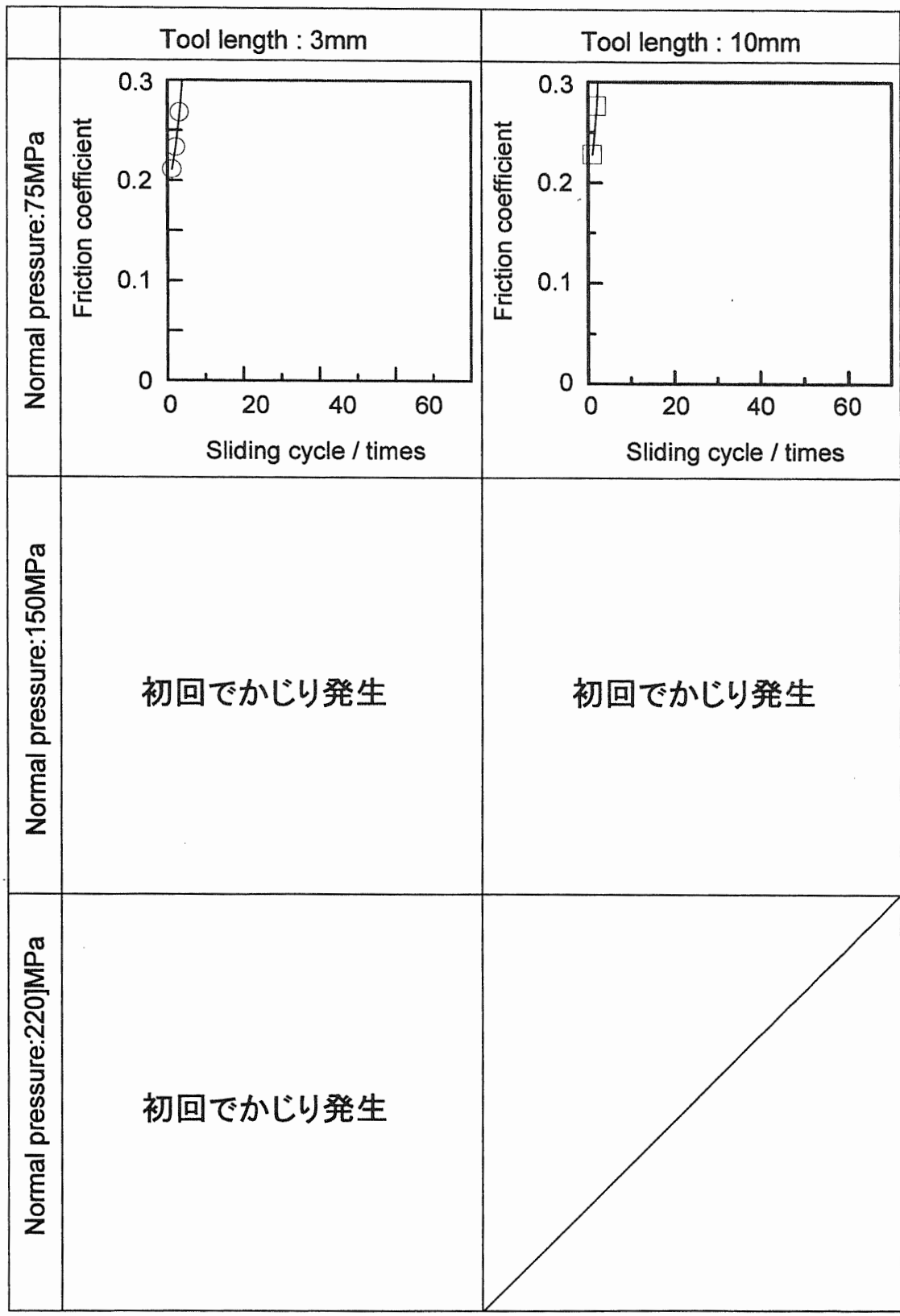


Fig. 4.18.1 純亜鉛電気めっき鋼板の各条件における繰り返し摺動による摩擦係数変化 (工具長さ 3mm 及び 10mm)

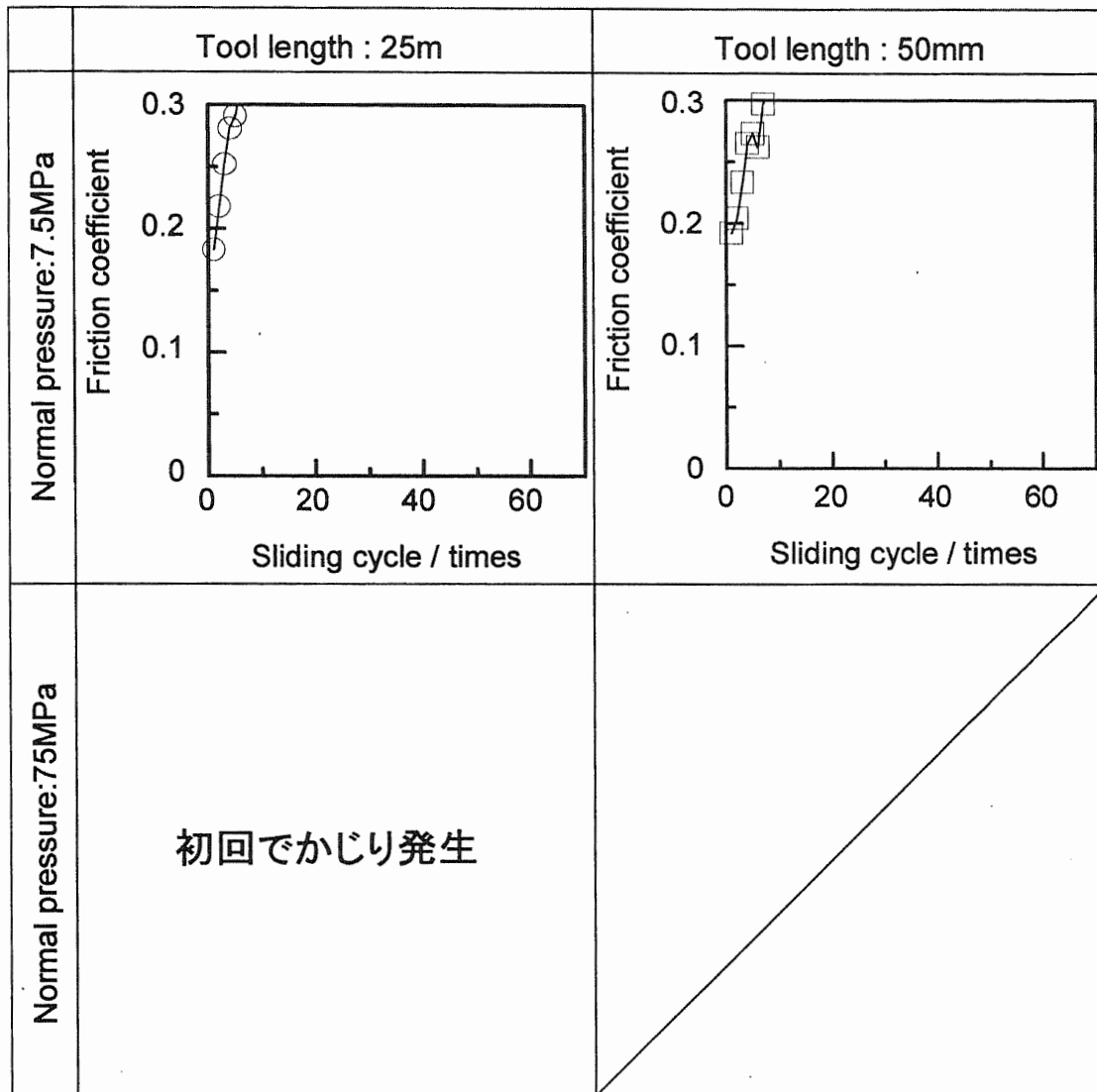


Fig. 4.18.2 純亜鉛電気めっき鋼板の各条件における繰り返し摺動による摩擦係数変化 (工具長さ 25mm 及び 50mm)

繰り返し摺動における摩擦係数の変化に及ぼす工具長さの影響を考察するために、Figs. 4.19~4.22 にそれぞれ、冷延鋼板、合金化溶融亜鉛めっき鋼板(GA)、純亜鉛溶融めっき鋼板(GI)及び純亜鉛電気めっき鋼板(EG)の一定面圧 75MPa における繰り返し摺動による摩擦係数変化を示す。

Fig. 4.19 に示した冷延鋼板の工具長さ 3mm の条件では、繰り返し数 60 回まで繰り返し数の増加にともない摩擦係数は低下した。工具長さ 10mm では、繰り返し回数約 20 回までは繰り返し回数の増加に伴い摩擦係数は低下し、その後増加した。工具長さ 25mm の条件では、繰り返し回数約 5 回までは繰り返し回数の増加に伴い摩擦係数は低下し、その後増加、約 20 回でかじりが発生した。冷延鋼板の繰り返し摺動による摩擦係数変化の結果は、小豆島の結果¹⁾と一致する傾向を示した。また、本研究で、工具長さが長いほど早期に摩擦係数が増加に転じ、型かじりが発生しやすくなることが明らかとなった。

Fig. 4.20 に示した合金化溶融亜鉛めっき鋼板(GA)では、工具長さ 3mm の条件では、繰り返し回数約 15 回まで摩擦係数は低下、その後約 30 回までいったん上昇し、その後再び低下した。繰り返し数 30 回付近の摩擦係数の最高値は 0.25 程度であった。また、工具長さ 10mm と 25mm の条件では、初期の数回の繰り返しで摩擦係数が約 0.25 まで上昇し、その後繰り返し数の増加に伴い摩擦係数は低下した。工具長さ 25mm では摩擦係数が約 0.13 まで低下した。合金化溶融亜鉛めっき鋼板(GA)では、いずれの条件においても型かじりは発生しなかった。今回実験に用いた合金化溶融亜鉛めっき鋼板(GA)には、表層に凝着性の高い薄い ζ 層が存在していたため、工具長さ 3mm では繰り返し回数約 15 回まで ζ 層の平坦化効果で摩擦係数が低下、その後約 30 回まで ζ 層のマイクロなかじり発生により摩擦係数が上昇するが、同時に磨耗により ζ 層が取られ凝着性の低い δ_1 層が現れ、約 30 回以降は δ_1 層の平坦化により摩擦係数が低下したと考えられる。工具長さ 10mm と 25mm では繰り返し回数 2 回目で ζ 層のマイクロなかじりのため摩擦係数が上昇、この段階で δ_1 層が現れ、その後は δ_1 層の平坦化により摩擦係数が低下したと考えられる²⁾。本研究で、工具長さが長いほど ζ 相の影響による摩擦係数の上昇とその後の低下が早く現れることが明らかとなった。これは、工具長さが長いほどめっき表面の磨耗が早く進行するためと考えられる。

Fig. 4.21 に示す純亜鉛溶融めっき鋼板(GI)では、全ての条件において、初期の数回で若干の摩擦係数の低下を示した後上昇し、10 回以内にかじりが発生した。工具長さが長い条件においてより早期に摩擦係数が増加に転じ、かじりも発生しやすい傾向を示した。

Fig. 4.22 に示す純亜鉛電気めっき鋼板(EG)では、全ての条件において、摩擦係数は 2 回目から上昇し、5 回以内にかじりが発生した。なお、工具長さ 25mm の条件では、初回の摺動でかじりが発生した。

純亜鉛溶融めっき鋼板(GI)と純亜鉛電気めっき鋼板(EG)が冷延鋼板と合金化溶融亜鉛めっき鋼板(GA)に比べてかじりが発生しやすかった原因としては、純亜鉛の工具への凝着性が高いことと、表面硬度が低いため接触面積率が高く油膜切れを起こしやすく工具表面への凝着が増加したことが考えられる。特に長い工具でかじりが発生しやすかった原因とし

では、油膜切れを起こしやすくなることが考えられる。

本研究により、合金化溶融亜鉛めっき鋼板(GA)、純亜鉛溶融めっき鋼板(GI)及び純亜鉛電気めっき鋼板(EG)の摩擦係数は、面圧、工具長さ及び繰返し摺動により変化し、表面処理の種類により異なった傾向が現れることが明らかとなった。実際の自動車部品のプレス成形では、絞りビードにより張力を制御する場合が多い。被加工材は絞りビード部で金型と数回の接触、離脱を繰返すことから、繰返し摺動による摩擦係数の変化、特に10回以下の繰返しでの変化の考慮が重要である。また、絞りビードの形状としわ押さえ力条件により変化する、接触面圧と接触長さの考慮も重要である。特に、純亜鉛溶融めっき鋼板(GI)及び純亜鉛電気めっき鋼板(EG)では、型かじり発生が起こらない条件に絞りビード形状を設計する必要がある。

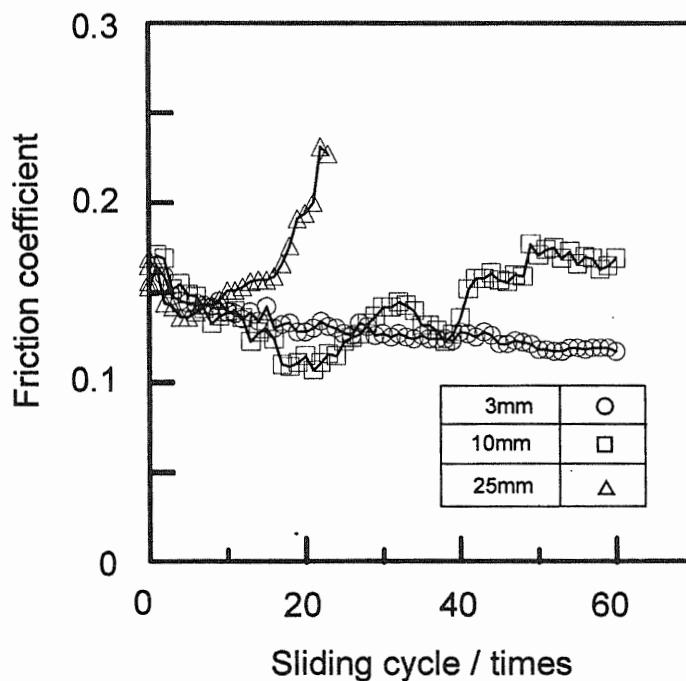


Fig. 4.19 冷延鋼板の繰返し摺動における摩擦係数変化に及ぼす工具長さの影響 (面圧 75MPa)

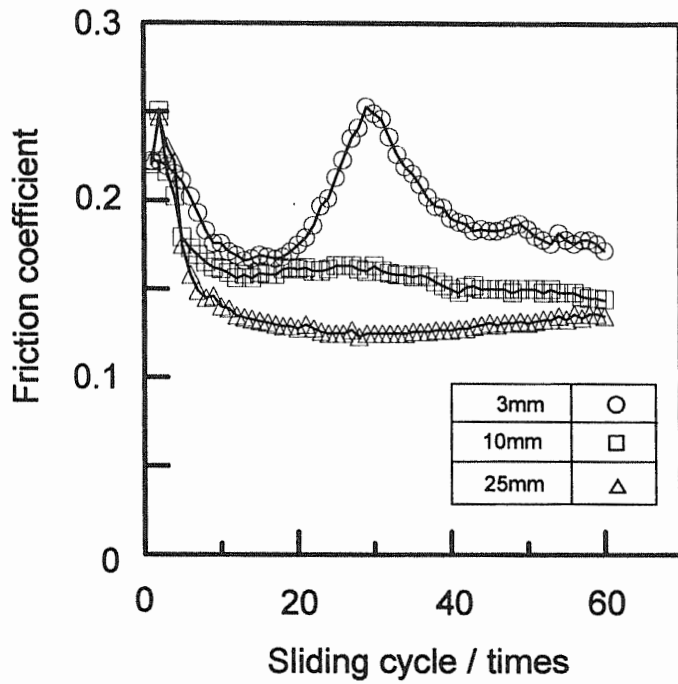


Fig. 4.20 合金化溶融亜鉛めっき鋼板の繰り返し摺動における摩擦係数変化に及ぼす工具長さの影響 (面圧 75MPa)

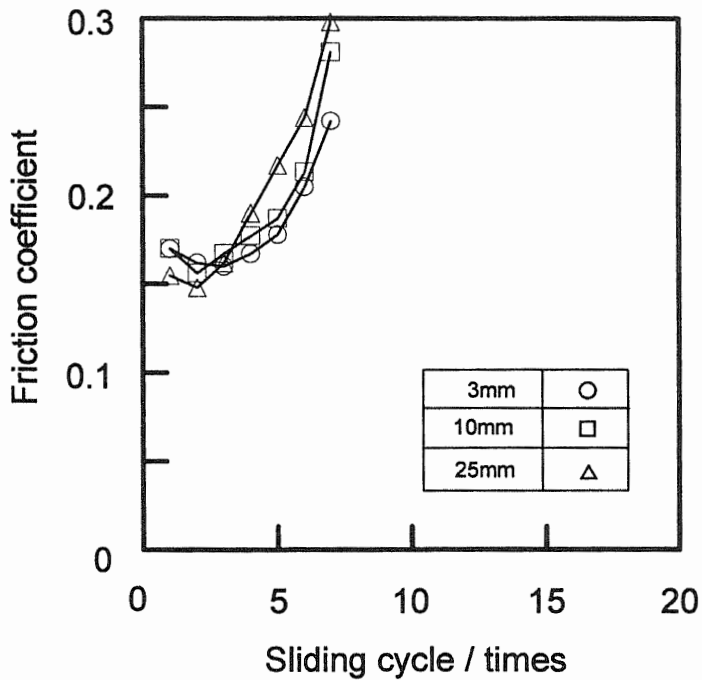


Fig. 4.21 純亜鉛溶融めっき鋼板の繰り返し摺動における摩擦係数変化に及ぼす工具長さの影響 (面圧 75MPa)

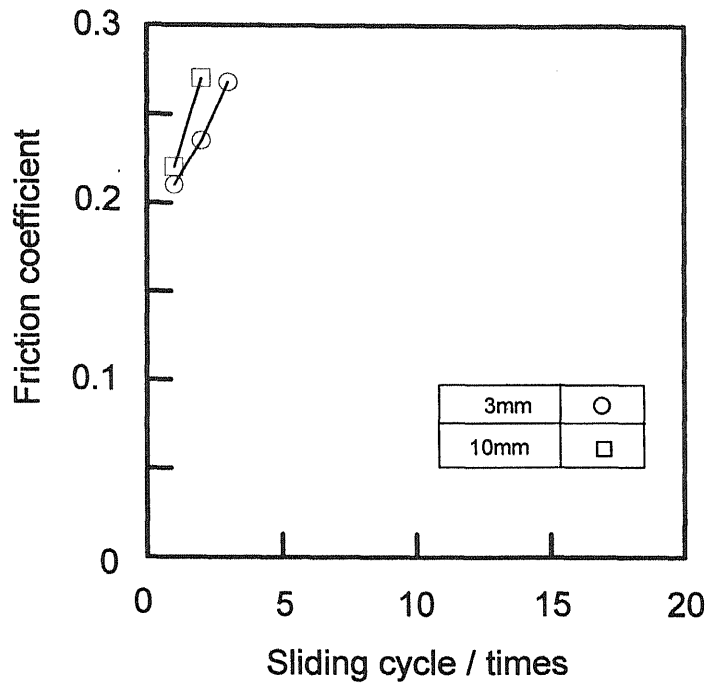


Fig. 4.22 純亜鉛電気めっき鋼板の繰り返し摺動における摩擦係数変化に及ぼす工具長さの影響 (面圧 75MPa)

4.4 不具合対策

合金化溶解亜鉛めっき鋼板(GA)は、純亜鉛溶解めっき鋼板(GI)や冷延鋼板に比べて摩擦係数が高いため、同じ部品を同一条件で成形すると割れが発生する危険性が高い。対策として、高潤滑性油の使用や、被加工材表面への潤滑処理などによる摩擦係数低減が必要である。日本では、高潤滑性洗浄油やめっき表層に薄い潤滑皮膜を施した材料を使用する対策が行われている。

純亜鉛溶解めっき鋼板(GI)と純亜鉛電気めっき鋼板(EG)は、合金化溶解亜鉛めっき鋼板(GA)や冷延鋼板に比べてかじりが発生しやすい傾向を示した。特に、金型と材料が接触、離脱を繰り返す絞りビード部や、接触長さが長くなる材料流入量の多い部分で型かじり発生の危険性が高い。北米や欧州では高粘度の防錆油で対策がとられているが、作業環境の悪化、脱脂性の低下、ごみが付着しやすくなるなどの問題がある。めっき表層への耐型かじり皮膜処理も考えられるが、開発には至っていない。また、金型表面処理による型かじり対策も有効と考えられるがコストの問題がある。今後、安価な型かじり対策技術の開発が期待される。

4.5 まとめ

現在自動車用表面処理鋼板の主流となっている、合金化溶融亜鉛めっき鋼板(GA)、純亜鉛電気めっき鋼板(EG)、純亜鉛溶融めっき鋼板(GI)の摩擦係数に及ぼす面圧と工具長さの影響と、繰り返し摺動による摩擦係数変化と型かじり発生挙動に及ぼす工具長さの影響についても調べ、以下の知見を得た。

- ① 全ての表面処理鋼板が、面圧による摩擦係数の変化を示した。
- ② 摩擦係数に及ぼす工具長さの影響は比較的小さかった。
- ③ 合金化溶融亜鉛めっき鋼板(GA)、純亜鉛電気めっき鋼板(EG)は、純亜鉛溶融めっき鋼板(GI)や冷延鋼板に比べて、全ての摺動条件下で高い摩擦係数を示した。
- ④ 繰り返し摺動試験では、全ての表面処理鋼板において、工具長さが摩擦係数変化に影響を及ぼし、工具長さが長いほど早期にかじりが発生した。
- ⑤ 純亜鉛電気めっき鋼板(EG)、純亜鉛溶融めっき鋼板(GI)は少ない繰り返し回数でかじりを発生した。

参考文献

- 1) 小豆島明：第 49 回塑加連講論, (1998), 365-366.
- 2) 竹林浩史, 伊藤智章, 山岸康一郎：平 14 塑加春講論, (2002), 273-274.

第5章 実プレスにおける摺動特性評価のための
平板繰り返し摺動試験法の提案

5.1 緒言

第4章において、純亜鉛溶融めっき鋼板、純亜鉛電気めっき鋼板、亜鉛合金系表面処理鋼板及び冷延鋼板の摩擦係数は繰り返し摺動により変化していくことが明らかとなった。また、押し付け面圧が高いほど、工具長さが長いほど少ない繰り返し数で変化が起これ、特に純亜鉛溶融めっき鋼板及び純亜鉛電気めっき鋼板は低面圧、短い工具長さの条件でも10回以下の繰り返しで摩擦係数が大きく変化することが明らかとなった。

実プレス成形金型のダイフェースには、張力を高めるためまたは制御するために絞りビードが設けられており、材料は流入の過程で繰り返し摺動試験と同様の金型との接触、離脱を繰り返すと考えられる。

以上のことから本章では、繰り返し摺動試験条件を決定するために、成形シミュレーションにより、絞りビード部における接触面圧と接触長さの予測を試みた。

5.2 計算方法

市販のFEMプログラムLS-DYNA ver.970により、第2及び3章にて実プレス試験を行ったフロントフェンダモデル型に関する成形シミュレーションを行った。

5.2.1 金型データ

Fig. 5.1～5.3 にそれぞれ、成形シミュレーションで使用した、パンチ、ダイ及びブランクホルダの金型データを示す。

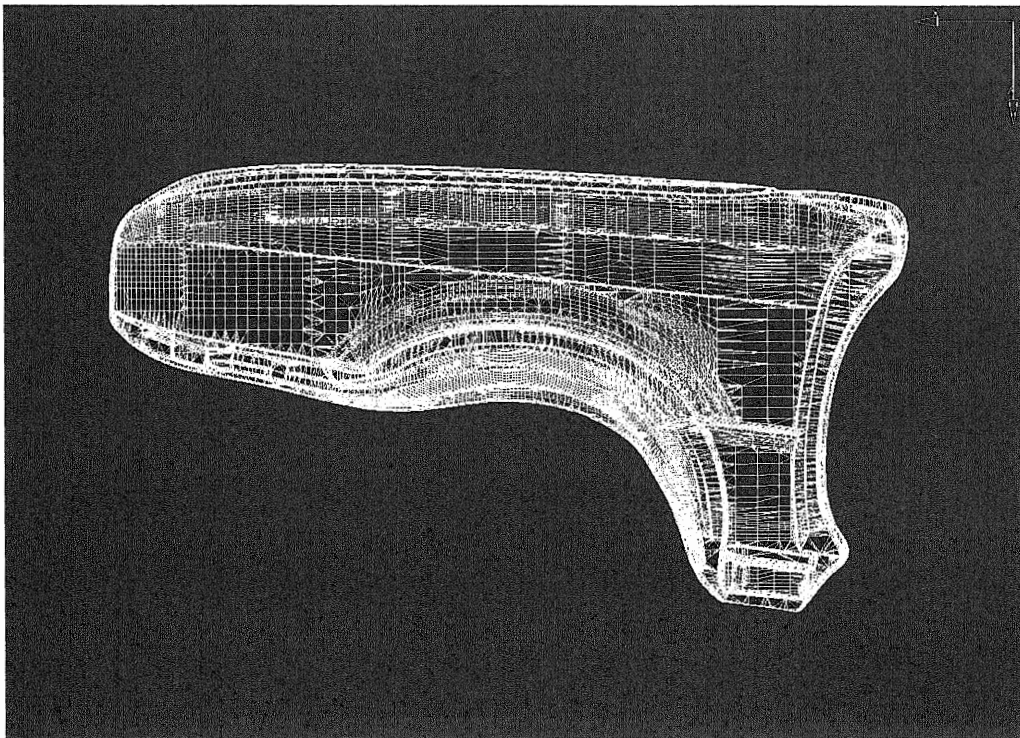


Fig. 5.1 成形シミュレーションに用いたパンチのデータ

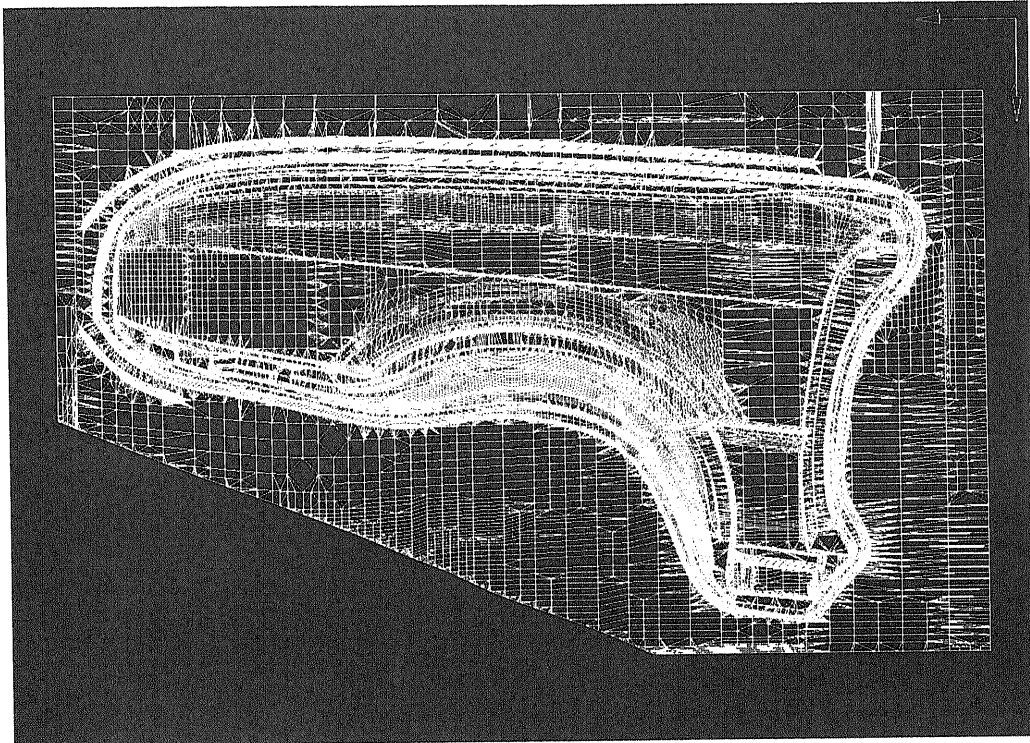


Fig. 5.2 成形シミュレーションに用いたダイのデータ

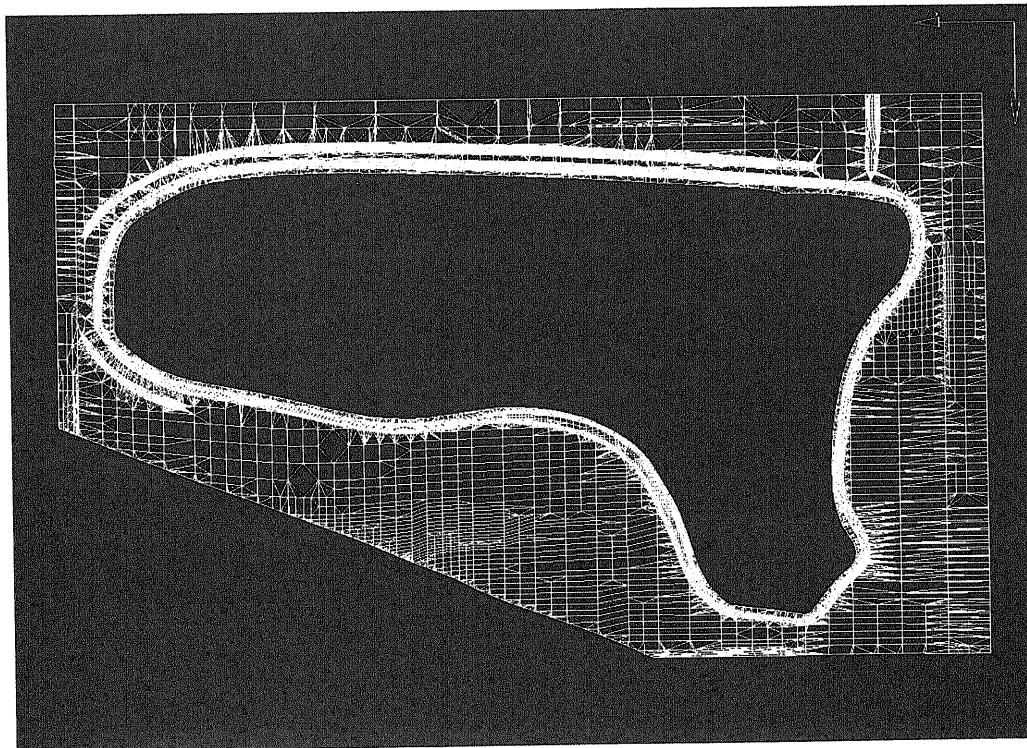


Fig. 5.3 成形シミュレーションに用いたブランクホルダのデータ

5.2.2 材料特性

材料の応力-ひずみ特性には、Fig. 5.4 に示す、JSC270D、板厚 0.7mm 材の圧延方向の JIS5 号引張り試験データを使用した。また、平均 r 値は 1.8、摩擦係数は 0.15 とした。

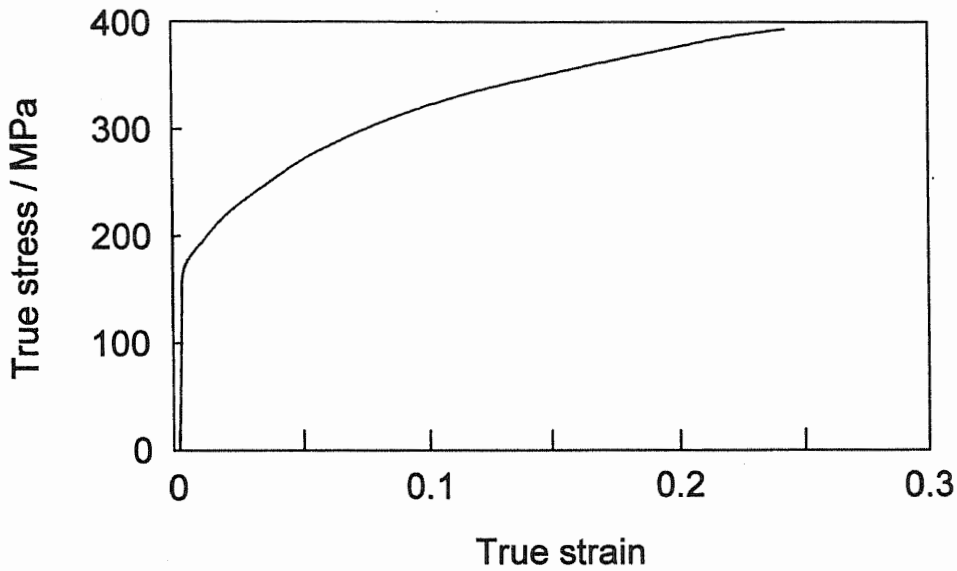


Fig. 5.4 計算に使用した JSC270D、板厚 0.7mm 材の応力-ひずみデータ

5.2.3 計算条件

要素は、面外異方性考慮のシェル要素を使用し、要素サイズは、初期 2.0mm で、必要に応じて要素サイズを細かくするアダプティブメッシュを使用した。なお、クッション力は 1000kN の条件について計算した。

5.3 計算結果及び考察

Fig. 5.5 にダイが受ける接触面圧の分布の計算結果を示す。割れ及びしわが発生する近傍のダイフェース（丸内）では、金型と材料の接触は、絞りビードの肩R部及びダイR部に集中しており、その接触面圧は15~30MPaと推定された。

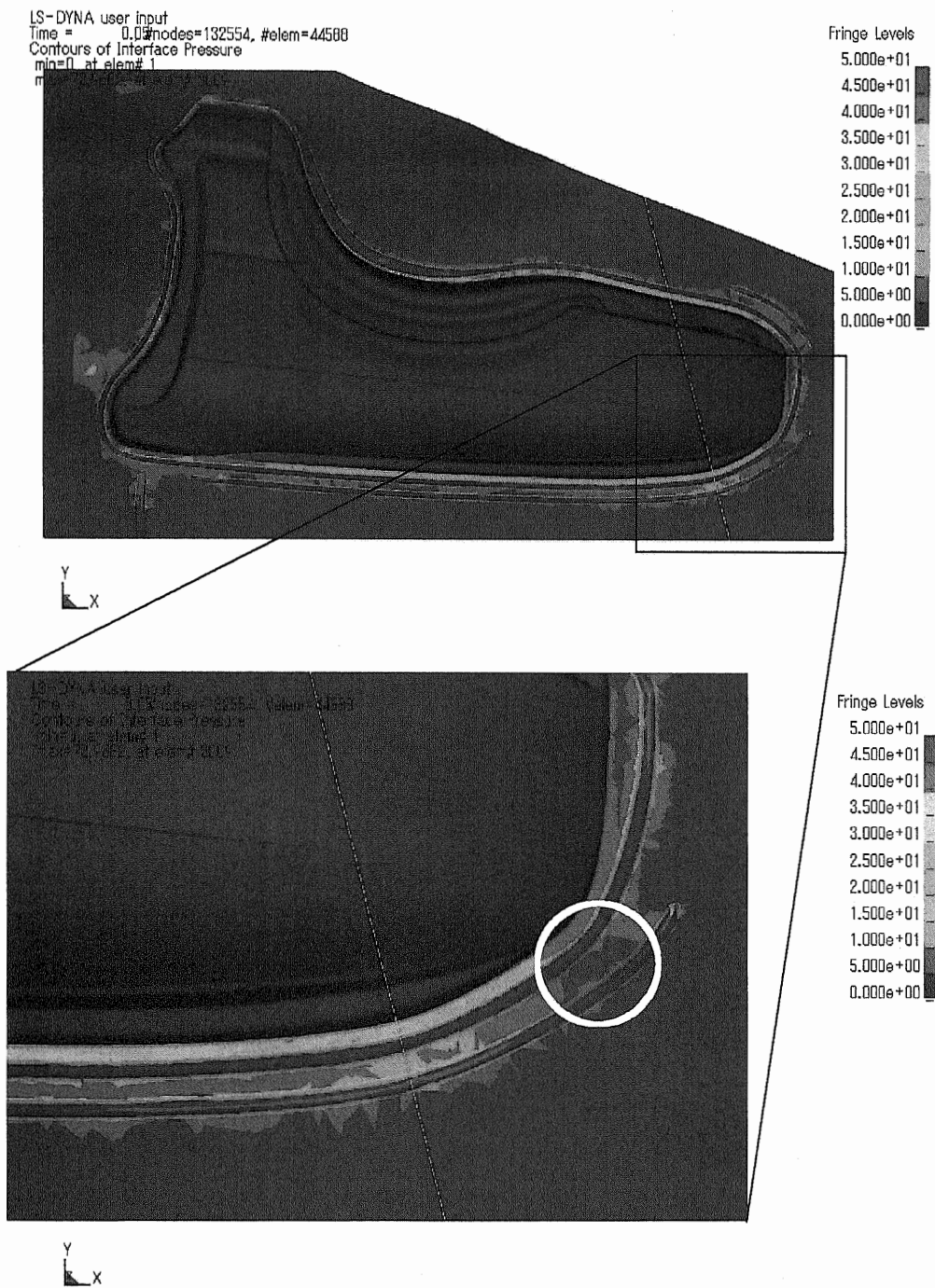


Fig. 5.5 ダイが受ける接触面圧の分布（計算結果）

Fig. 5.6 に割れ及びしわが発生する近傍のダイフェース (A-A') の断面形状を示す。絞りビードのRは8mm ダイ肩Rは5mm で構成されており、金型と材料の接触長さは、3~6mm と推定された。また、材料の表面は5回、材料の裏面は2回、金型と接触・離脱を繰り返すと推定された。

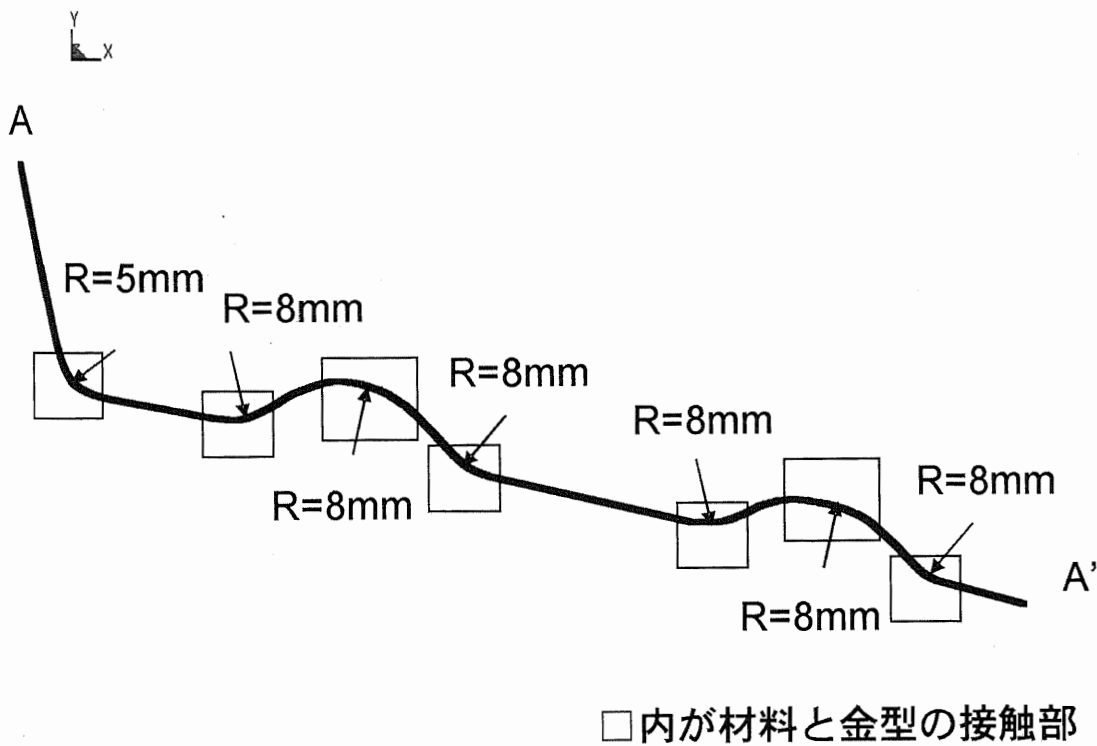
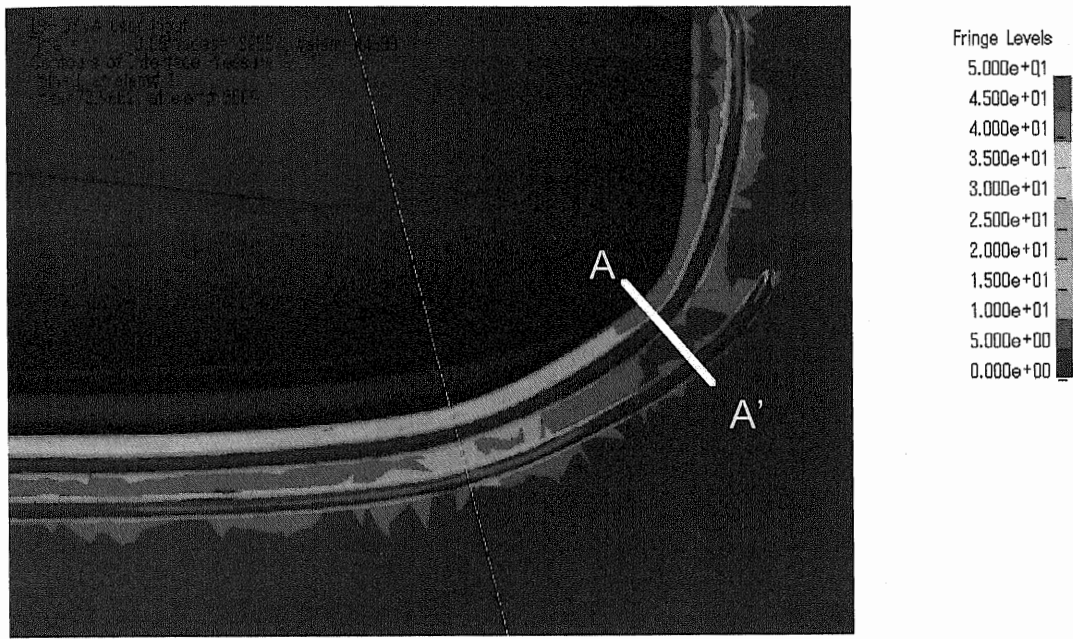


Fig. 5.6 ダイフェースの断面形状

5.4 まとめ

繰り返し摺動試験条件を決定するために、成形シミュレーションにより、絞りビード部における接触面圧と接触長さの予測を行い、以下の知見を得た。

対象としたフロントフェンダモデル金型の割れ及びしわの発生危険部近傍のダイフェースにおいて、材料の表面は接触面圧 15~30MPa, 接触長さ 3~6mm で 5 回, 材料の裏面は 2 回金型と接触・離脱を繰り返すと推定された。

第6章 平板繰り返し摺動試験法の検証

6.1 結 言

第4章において、純亜鉛溶融めっき鋼板、純亜鉛電気めっき鋼板、亜鉛合金系表面処理鋼板及び冷延鋼板の摩擦係数は繰り返し摺動により変化していくことが明らかとなった。また、押し付け面圧が高いほど、工具長さが長いほど少ない繰り返し数で変化が起こり、特に純亜鉛溶融めっき鋼板及び純亜鉛電気めっき鋼板は低面圧、短い工具長さの条件でも10回以下の繰り返しで摩擦係数が大きく変化することが明らかとなった。

実プレス成形金型のダイフェースには、張力を高めるためまたは制御するために絞りビードが設けられており、材料は流入の過程で繰り返し摺動試験と同様の金型との接触、離脱を繰り返すと考えられる。そこで、第5章において、絞りビードを有する金型による実プレス成形における材料の摺動特性を評価する方法として、繰り返し摺動試験方法を提案するとともに、成形シミュレーションを使った絞りビード部における接触面圧と接触長の予測方法を提案した。

そこで本章では、提案した繰り返し摺動試験方法と成形シミュレーションを使った絞りビード部における接触面圧と接触長の予測方法が北米及び欧州で主要な自動車用表面処理鋼板である純亜鉛溶融めっき鋼板、純亜鉛電気めっき鋼板を含めた主要な自動車用表面処理鋼板の実プレス成形における摺動特性を統一的に評価できるかどうかを検証した。第5章で得られた接触面圧、接触長さなわち工具長さによる繰り返し摺動試験を行い摩擦係数を求め、第2章の実プレス成形試験結果との対応を調べた。さらに、摺動試験工具材質の影響についての再確認も行った。

6.2 実験方法

6.2.1 供試材

主要な自動車用表面処理鋼板である純亜鉛溶融めっき鋼板、純亜鉛電気めっき鋼板に比較として合金化溶融亜鉛めっき鋼板、Zn-Ni有機複合被覆鋼板及び冷延鋼板を使用した。板厚は全て0.7mmである。各供試材のJIS5号引張り試験による降伏応力、引張り強さ、伸びおよびr値の機械的特性値（3方向加重平均値）をTable 6.1に示す。

Table 6.1 供試材の 表面処理種と機械的特性値

Surface treatment	YS / MPa	TS / MPa	EL / %	r-value
Hot dip galvanized (GI)	167	294	51.6	1.85
Electrogalvanized (EG)	159	300	51.2	2.22
Hot dip galvanized (GA)	169	310	47.9	1.72
Zn-Ni / Organic coated (ZNO)	145	296	49.5	1.91
Cold-rolled (CR)	167	298	51.0	2.06

6.2.2 摺動試験方法

第2章と同様に、Fig. 6.1に示す平板摺動試験装置により、各供試材の摺動特性を調査した。摺動試験特性値としては、付与した荷重 N と接線力 F を用いて摩擦係数 μ を(1)式として求めた。

$$\mu = F / N \quad (1)$$

ここで、 μ は摩擦係数、 F は引抜き荷重、 N は押付け荷重である。

表裏面で表面処理の種類異なる材料が含まれているため、それぞれの面の摩擦係数を独立に測定した。

摺動試験は、第2章で適切と判断された Table 6.2 に示す試験条件で行った。

工具は SKD11 焼入れ焼戻し材と実プレス実験に使用したフェンダモデル金型の材質と同じ FCD400 の2種類の材質で作製した。

試験では潤滑油として市販の洗浄油を使用した。この洗浄油の粘度は、40℃で $2.0\text{mm}^2/\text{s}$ 、密度は $0.82\text{g}/\text{cm}^3$ である。

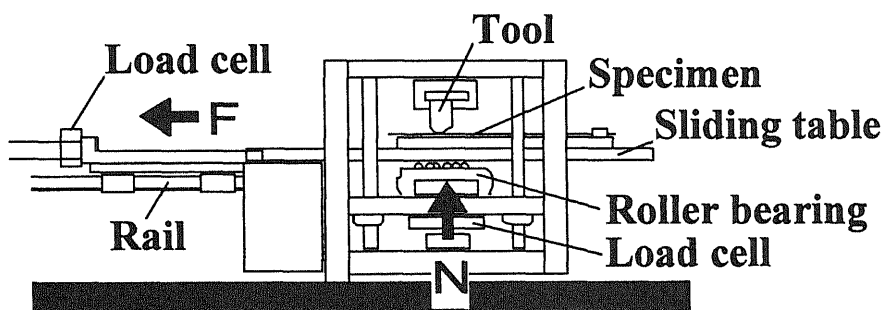


Fig. 6.1 平板摺動試験装置の模式図

Table 6.2 平板摺動試験条件

Tool size	W10mm×L3mm
Normal pressure	30MPa
Sliding speed	1m/min
Sliding length	120mm
Number of cycle	5回

6.3 実験結果

6.3.1 摩擦係数の測定結果

Fig. 6.2~6.5 に、それぞれ純亜鉛溶融めっき鋼板，純亜鉛電気めっき鋼板，合金化溶融亜鉛めっき鋼板，Zn-Ni 有機複合被覆鋼板及び冷延鋼板の FCD400 及び SKD11 の工具による繰り返し摺動における摩擦係数の変化を示す．純亜鉛溶融めっき鋼板は，2 回目で摩擦係数が低下するが 2 回目以降はほぼ一定の摩擦係数となった．純亜鉛電気めっき鋼板は，3 回目まで摩擦係数が低下し，3 回目以降はほぼ一定の摩擦係数となった．合金化溶融亜鉛めっき鋼板，Zn-Ni 有機複合被覆鋼板及び冷延鋼板は，繰り返し摺動による摩擦係数変化がほとんど現れなかった．

工具材質が SKD11 でも FCD400 でも同様の傾向を示したが，摩擦係数値と材料の順位には違いが認められた．

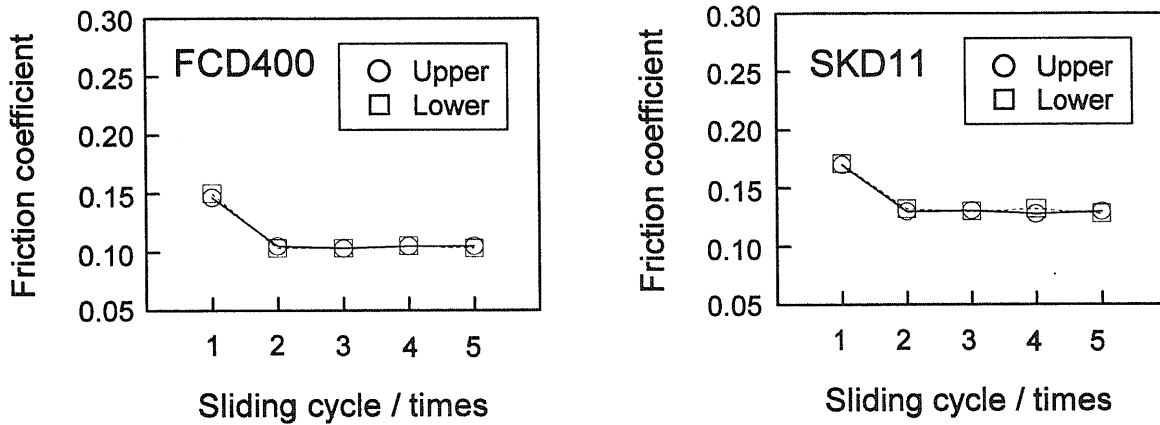


Fig. 6.2 純亜鉛溶融めっき鋼板の繰り返し摺動における摩擦係数の変化

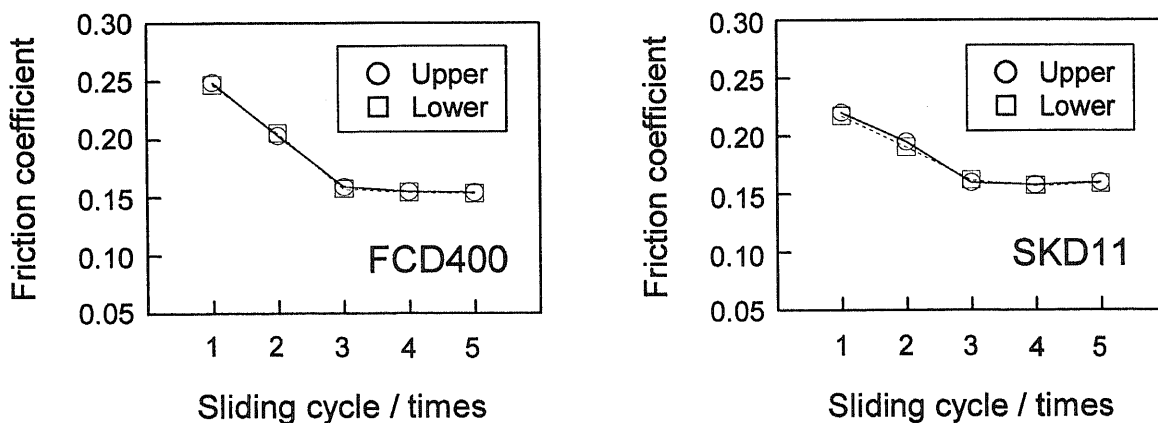


Fig. 6.3 純亜鉛電気めっき鋼板の繰り返し摺動における摩擦係数の変化

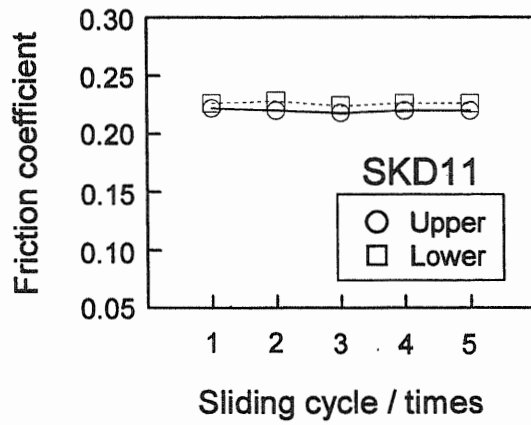
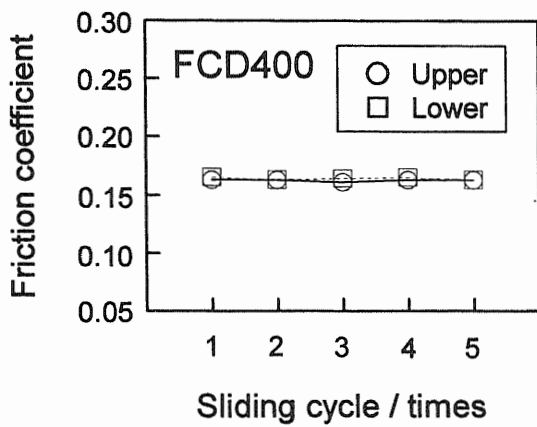


Fig. 6.4 合金化溶融亜鉛めっき鋼板の繰り返し摺動における摩擦係数の変化

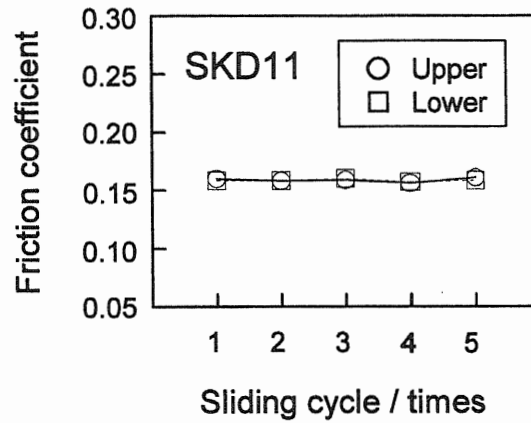
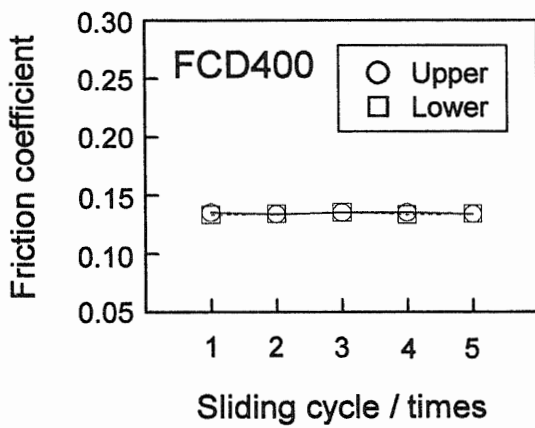


Fig. 6.5 Zn-Ni 有機複合被覆鋼板の繰り返し摺動における摩擦係数の変化

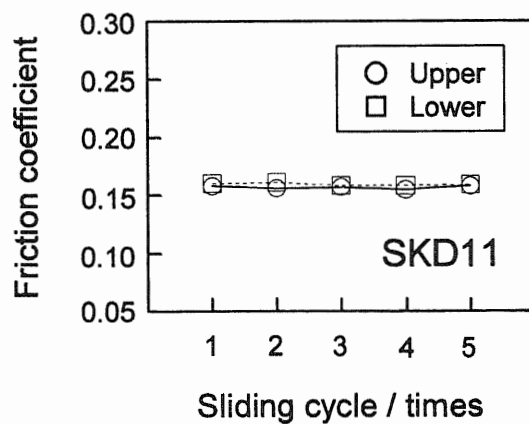
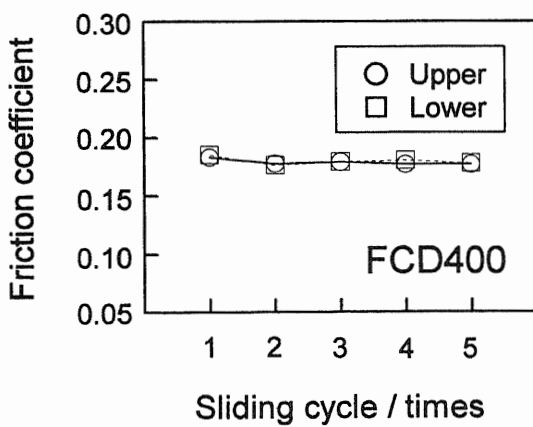
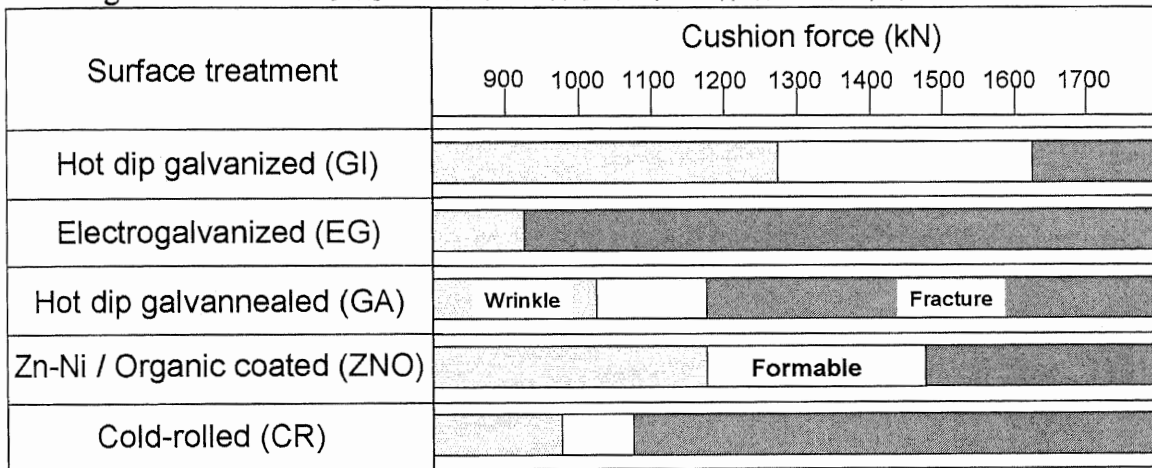


Fig. 6.6 冷延鋼板の繰り返し摺動における摩擦係数の変化

6.3.2 実部品のプレス試験結果

Fig. 6.7 に第2章で得られた実プレス成形試験結果を示す。成形可能領域は白抜き、しわ発生領域はドット、割れ発生領域は斜線で示した。成形可能範囲の広さは純亜鉛溶融めっき鋼板>Zn-Ni 片面有機被膜鋼板>合金化溶融亜鉛めっき鋼板>冷延鋼板>純亜鉛電気めっき鋼板の順で純亜鉛電気めっき鋼板は成形可能範囲が存在しなかった。割れ限界クッション力が高い材料ほどしわ限界クッション力も高いが、成形可能範囲は広くなる傾向を示した。

Fig. 6.7 プレス実験における各供試材の成形可能範囲



6.4 考察

6.4.1 割れ限界に及ぼす摺動特性の影響

Fig. 6.8 に割れ限界クッション力と FCD400 の工具による繰返し摺動の摩擦係数（平均値）との関係を示す。摩擦係数は表面 5 回と裏面 2 回の平均値とした。全ての材料が 1 本の線上に位置し、高い相関を示した。また、Fig. 6.9 に割れ限界しわ押さえ力と SKD11 の工具による繰返し摺動の摩擦係数（平均値）との関係を示す。割れ限界しわ押さえ力と SKD11 の工具による繰返し摺動の摩擦係数（平均値）との関係は、FCD400 の工具による繰返し摺動の摩擦係数（平均値）との関係に比べて相関が低くなった。

以上のことから、実プレス成形金型と同一材質の工具により、成形シミュレーションで求めた接触面圧と接触長さに相当する摺動条件にて行った繰返し摺動で得られる摩擦係数の平均値により、純亜鉛溶融めっき鋼板、純亜鉛電気めっき鋼板、合金化溶融亜鉛めっき鋼板、Zn-Ni 片面有機被膜鋼板及び冷延鋼板の実プレス成形の割れ限界クッション力を統一的に評価できることが明らかとなった。

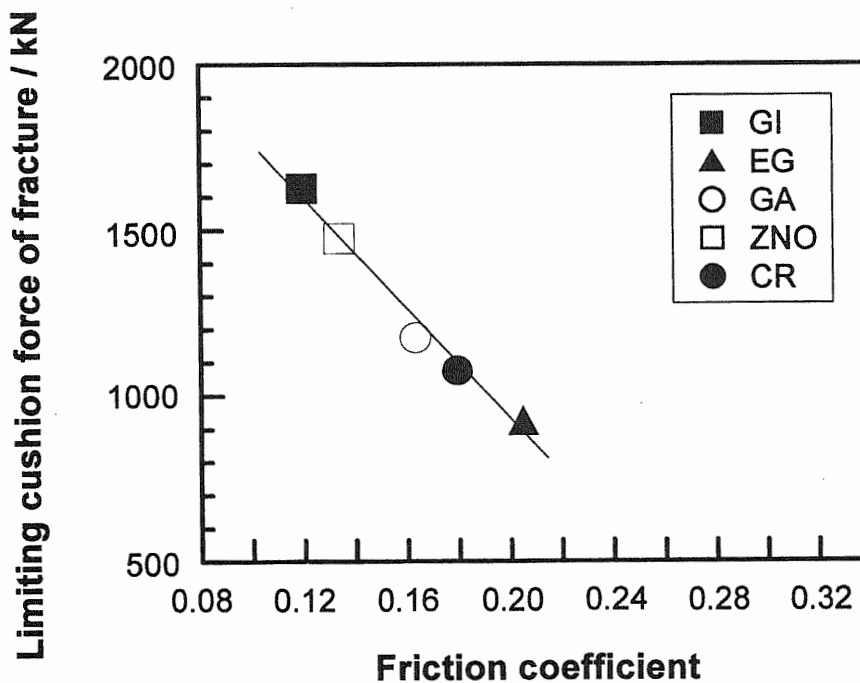


Fig. 6.8 FCD400 の工具による繰返し摺動試験の摩擦係数（平均値）と割れ限界クッション力の関係

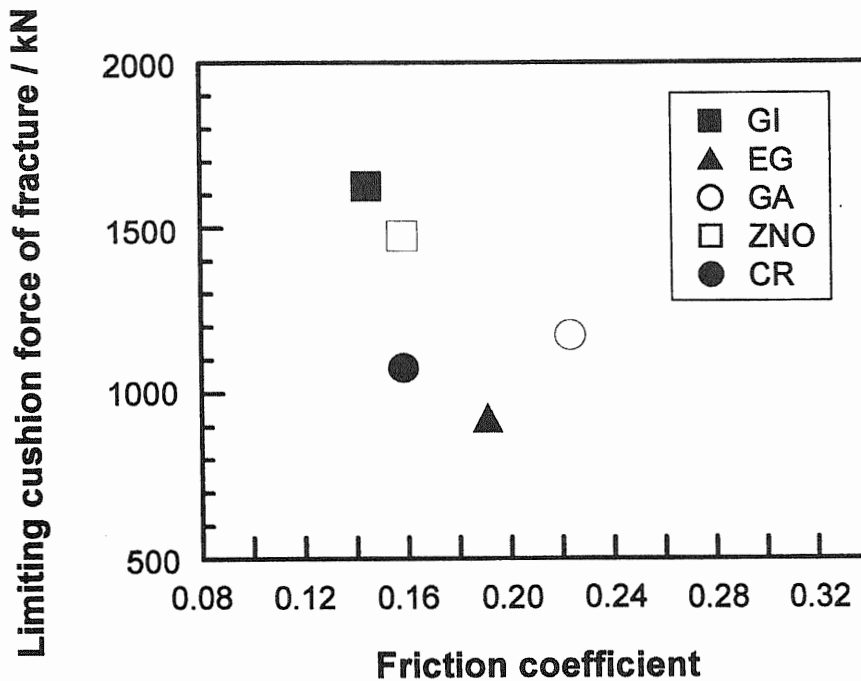


Fig. 6.9 SKD の工具による繰り返し摺動試験の摩擦係数（平均値）と割れ限界クッション力の関係

6.4.2 しわ限界に及ぼす摺動特性の影響

Fig. 6.10 にしわ限界クッション力と FCD400 の工具による繰り返し摺動の摩擦係数（平均値）との関係を示す。全ての材料が 1 本の線上に位置し、高い相関を示した。また、Fig. 6.11 にしわ限界しわ押さえ力と SKD11 の工具による繰り返し摺動の摩擦係数（平均値）との関係を示す。しわ限界しわ押さえ力と SKD11 の工具による繰り返し摺動の摩擦係数（平均値）との関係は、FCD400 の工具による繰り返し摺動の摩擦係数（平均値）との関係に比べて相関が低くなった。

以上のことから、実プレス成形金型と同一材質の工具により、成形シミュレーションで求めた接触面圧と接触長さに相当する摺動条件にて行った繰り返し摺動で得られる摩擦係数の平均値により、純亜鉛溶融めっき鋼板、純亜鉛電気めっき鋼板、合金化溶融亜鉛めっき鋼板、Zn-Ni 片面有機被膜鋼板及び冷延鋼板の実プレス成形のしわ限界クッション力を統一的に評価できることが明らかとなった。

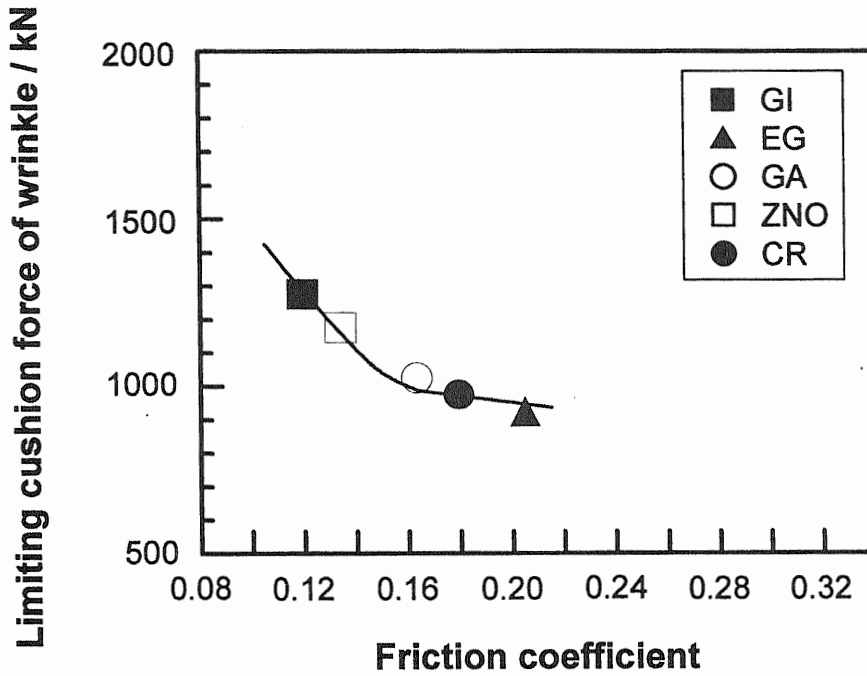


Fig. 6.10 FCD400 の工具による繰り返し摺動試験の摩擦係数（平均値）としわ限界クッション力の関係

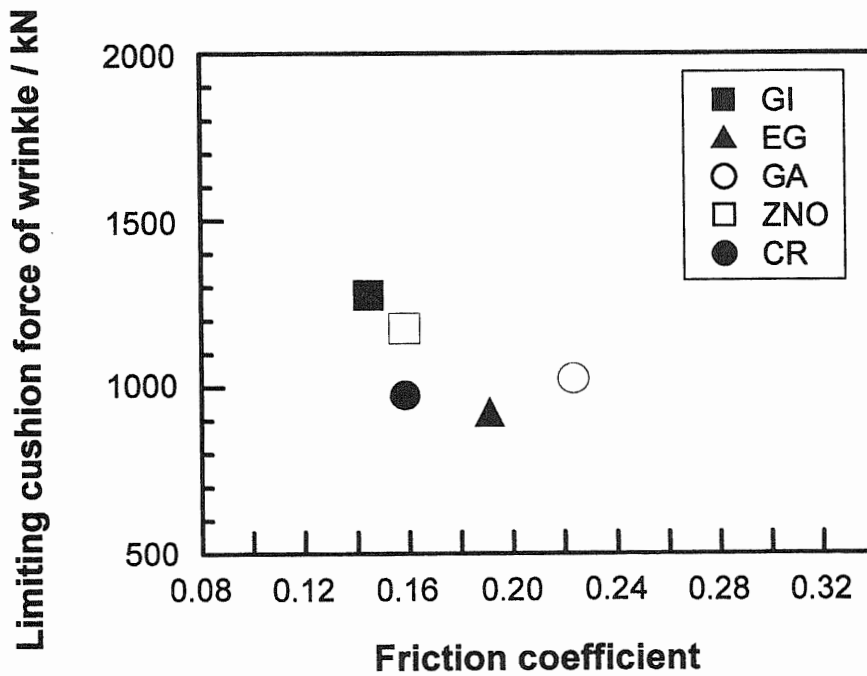


Fig. 6.11 SKD11 の工具による繰り返し摺動試験の摩擦係数（平均値）としわ限界クッション力の関係

6.4.3 成形余裕量に及ぼす摺動特性の影響

Fig. 6.12 に成形余裕量（割れ限界クッション力-しわ限界クッション力）と FCD400 の工具による繰り返し摺動の摩擦係数（平均値）との関係を示す。全ての材料が 1 本の線上に位置し、高い相関を示した。また、Fig. 6.13 に成形余裕量と SKD11 の工具による繰り返し摺動の摩擦係数（平均値）との関係を示す。しわ限界しわ押さえ力と SKD11 の工具による繰り返し摺動の摩擦係数（平均値）との関係は、FCD400 の工具による繰り返し摺動の摩擦係数（平均値）との関係に比べて低い相関となった。

以上のことから、実プレス成形金型と同一材質の工具により、成形シミュレーションで求めた接触面圧と接触長さに相当する摺動条件にて行った繰り返し摺動で得られる摩擦係数の平均値で、純亜鉛溶融めっき鋼板、純亜鉛電気めっき鋼板、合金化溶融亜鉛めっき鋼板、Zn-Ni 片面有機被膜鋼板及び冷延鋼板の実プレス成形のしわ限界クッション力を統一的に評価できることが明らかとなった。

以上のように、実プレス成形金型と同一材質の工具により、成形シミュレーションで求めた接触面圧と接触長さに相当する摺動条件にて行った繰り返し摺動で得られる摩擦係数の平均値で、純亜鉛溶融めっき鋼板、純亜鉛電気めっき鋼板、合金化溶融亜鉛めっき鋼板、Zn-Ni 片面有機被膜鋼板及び冷延鋼板の実プレス成形の割れ限界クッション力、しわ限界クッション力及び成形余裕量を統一的に評価できることが明らかとなり、本方法により実プレス成形における摺動特性を評価できることが確認された。

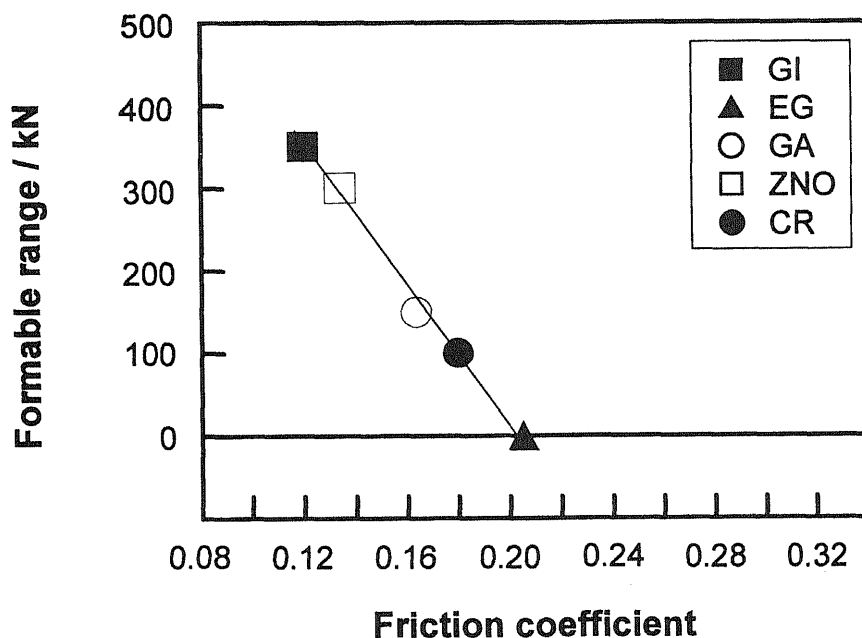


Fig. 6.12 FCD400 の工具による繰り返し摺動試験の摩擦係数（平均値）と成形余裕量の関係

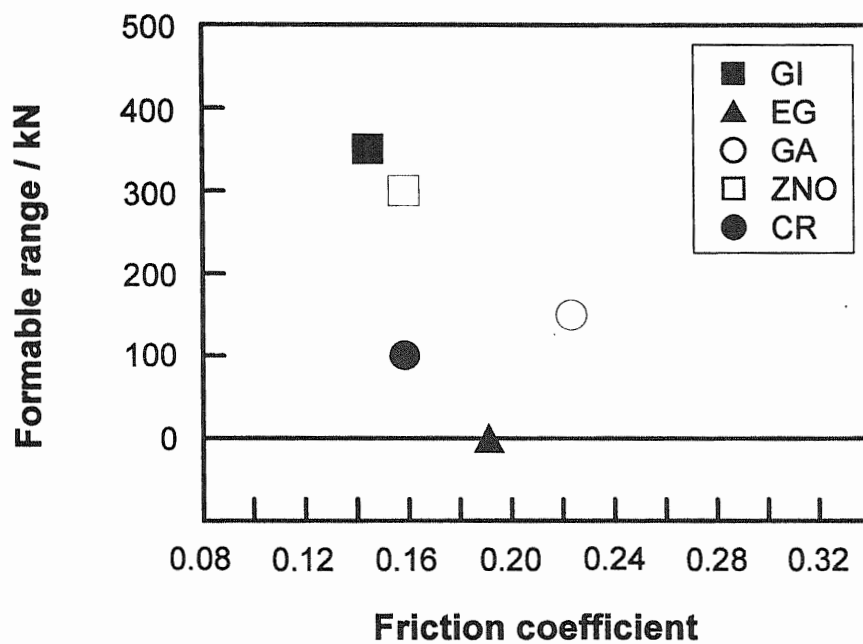


Fig. 6.13 SKD11 の工具による繰り返し摺動試験の摩擦係数（平均値）と成形余裕量の関係

6.5 まとめ

第5章において、提案した絞りビードを有する金型による実プレス成形における材料の摺動特性を評価する方法としての繰り返し摺動試験方法と、成形シミュレーションを使った絞りビード部における接触面圧と接触長の予測方法についてその有効性を検証し、以下の知見を得た。

- ①面圧 30MPa, 工具長さ 3mm, 摺動速度 1m/min.の5回の繰り返し摺動試験において、純亜鉛溶融めっき鋼板は、2回目で摩擦係数が低下するが2回目以降はほぼ一定の摩擦係数となった。純亜鉛電気めっき鋼板は、3回目まで摩擦係数が低下し、3回目以降はほぼ一定の摩擦係数となった。合金化溶融亜鉛めっき鋼板, Zn-Ni 有機複合被覆鋼板及び冷延鋼板は、繰り返し摺動による摩擦係数変化がほとんど現れなかった。
- ②繰り返し摺動における摩擦係数の変化は、工具材質が SKD11 でも FCD400 でも同様の傾向を示したが、摩擦係数値と材料の順位には違いが認められた。
- ③割れ限界クッション力, しわ限界クッション力及び成形余裕量 (割れ限界限界クッション力-しわ限界クッション力) と FCD400 の工具による繰り返し摺動の摩擦係数 (平均値) は、高い相関を示した。
- ④割れ限界クッション力, しわ限界クッション力及び成形余裕量 (割れ限界限界クッション力-しわ限界クッション力) と SKD11 の工具による繰り返し摺動の摩擦係数 (平均値) の関係は、FCD400 の工具による繰り返し摺動の摩擦係数 (平均値) との関係より、相関が低くなった。
- ⑤実プレス成形金型と同一材質の工具により、成形シミュレーションで求めた接触面圧と接触長さに相当する摺動条件にて行った繰り返し摺動で得られる摩擦係数の平均値で、純亜鉛溶融めっき鋼板, 純亜鉛電気めっき鋼板, 合金化溶融亜鉛めっき鋼板, Zn-Ni 片面有機被膜鋼板及び冷延鋼板の実プレス成形の割れ限界クッション力, しわ限界クッション力及び成形余裕量を統一的に評価できることが明らかとなり、本方法により実プレス成形における摺動特性を評価できることが確認された。

第7章 結 論

本論文では、以下の3項目を目的として研究を行った。

- 1) これまで国内の主要な自動車用表面処理鋼板であった合金化溶融亜鉛めっき鋼板、Zn-Ni 有機複合被服鋼板に加え、欧米における主要な自動車用表面処理鋼板である純亜鉛溶融めっき鋼板、純亜鉛電気めっき鋼板の摺動特性を統一的に把握し、プレス成形を行う際の問題点を抽出する。
 - 2) これらの表面処理鋼板の実プレス成形を調べ、摺動特性を統一的に評価する平板摺動試験方法を提案する。
 - 3) 提案した摺動試験方法の有効性を検証する。
- 本研究により得られた知見を以下にまとめる。

1. 合金化溶融亜鉛めっき鋼板、Zn-Ni 有機複合被服鋼板などの亜鉛合金系表面処理鋼板の実プレス成形性に及ぼす摺動特性の影響を調べるため、実部品スケールのフロントフェンダモデル金型による成形試験を行い、成形性の比較を行った。同時に異なる2条件での平板摺動試験により摩擦係数の測定を行い、得られた摩擦係数と実プレス成形性の対応を調べた結果、面圧 130MPa、工具長さ 3mm、摺動速度 1m/min. の条件での摩擦係数と実プレス成形性が高い相関を示すことが明らかとなった。
2. 純亜鉛溶融めっき鋼板、純亜鉛電気めっき鋼板及び冷延鋼板について、実プレス成形試験と、面圧 130MPa、工具長さ 3mm、摺動速度 1m/min. の条件での平板摺動試験による摩擦係数測定を行い、摩擦係数と実プレス成形性の対応を調べた結果、摩擦係数と実プレス成形性の相関は低く、合金化溶融亜鉛めっき鋼板、Zn-Ni 有機複合被覆鋼板、純亜鉛溶融めっき鋼板、純亜鉛電気めっき鋼板及び冷延鋼板の実プレス成形性を統一的に評価できないことが明らかとなった。
3. 摩擦係数は工具材質により変化し、表面処理の種類により変化の程度が異なるため、金型と同一の工具材質で摺動試験を行う必要があることが明らかとなった。
4. 純亜鉛溶融めっき鋼板、純亜鉛電気めっき鋼板及び合金化溶融亜鉛めっき鋼板の基本的な摺動特性である、摩擦係数に及ぼす面圧と工具長さの影響を調べた結果、全ての表面処理鋼板で摩擦係数は面圧の影響を受けたが、工具長さの影響は小さいことが明らかとなった。
5. 純亜鉛系めっき鋼板（特に純亜鉛電気めっき鋼板）は合金化溶融亜鉛めっき鋼板と比べて型かじりが発生しやすいことが明らかとなった。
6. 繰り返し摺動試験を行い摩擦係数の変化を調べた結果、全ての表面処理鋼板で繰り返しのに伴い摩擦係数は一旦低下した後に上昇し型かじりを発生する傾向を示した。
7. 純亜鉛系めっき鋼板は、合金化溶融亜鉛めっき鋼板より少ない繰り返し数でこの変化が現れることが明らかとなった。
8. 工具長さが長いほど、少ない繰り返し数でこの変化が現れることが明らかとなった。
9. 割れとしわが発生する近傍の絞りビード部における材料と金型の接触・離脱の条件を

求めるために、市販の FEM プログラムでフロントフェンダの成形シミュレーションを行った結果、15~30MPa の面圧で、ダイ側で 5 回、しわ押さえ側で 2 回、材料は金型と接触・離脱を繰り返し 1 回の接触長は 3~6mm と予想され、繰り返し摺動試験条件が決定された。

10. 合金化溶融亜鉛めっき鋼板, Zn-Ni 有機複合被覆鋼板, 純亜鉛溶融亜鉛めっき鋼板, 純亜鉛電気めっき鋼板及び冷延鋼板について、工具長さ 3mm, 面圧 30MPa で 5 回の繰り返し摺動試験を行い、平均摩擦係数と実プレス成形性の対応を調べた結果、高い相関を示すことが明らかとなり繰り返し摺動試験による実プレス成形性評価方法の有効性が確認された。

以上のように本論文では、合金化溶融亜鉛めっき鋼板, 純亜鉛溶融めっき鋼板及び純亜鉛電気めっき鋼板の基礎的な摺動特性を調べ、プレス成形を行う際の問題点を抽出した。さらに、亜鉛合金系と純亜鉛系の表面処理鋼板に冷延鋼板を加えた自動車用理鋼板の実プレス成形における摺動特性を統一的に評価する方法として、成形シミュレーションによる接触面圧の推定と、その面圧条件での平板繰り返し摺動試験法を提案しその有効性を明らかにした。本評価法は、摺動性を向上した合金化溶融亜鉛めっき鋼板及び純亜鉛溶融めっき鋼板の開発に活用されている。

謝 辞

本研究を遂行するにあたり、終始かわらぬ親切な御指導を賜りました横浜国立大学 大学院 工学研究科 小豆島明教授に心より感謝の意を表します。

本論文を作成するに際して、御教授を賜りました横浜国立大学 大学院 工学研究科 高木純一郎教授，川井謙一教授，福富洋志教授，梅澤修助教授に深く御礼申し上げます。

本研究の実験にあたり、多大なご協力をいただいた，日プレ株式会社 福田延広社長，越智勝弘次長に心より御礼申し上げます。

本研究を遂行するにあたり御支援を賜るとともに研究の機会をあたえていただいた JFE スチール スチール研究所 影近博所長，熊谷正人副所長，山下正明副所長に心より御礼申し上げます。

研究を遂行するにあたり、御支援を賜った JFE スチール スチール研究所 大北智良技監，吉武明英部長，細谷佳弘部長，藤田栄主任研究員，杉本芳春主任研究員，安藤聡主任研究員，平章一郎主任研究員，佐藤健太郎主任研究員，斉藤孝信主任研究員，野村修二主任研究員，時田裕一研究員，大塚真司研究員，松本光弘マネージャー，白石栄一リーダー，問田公洋氏，吉富一成氏，JFE スチール 西日本製鉄所 櫻井理孝主任部員に心より御礼申し上げます。

本研究の遂行において、様々な形で御協力頂きました横浜国立大学 小豆島研究室諸氏に心から感謝いたします。

最後に、大学での研究に理解を示し、精神的に支えてくれた妻美加，息子洋輔，直也と両親に，心から感謝いたします。