

# اثر ضریب اصطکاک بر تعریض منفی در نورد سرد ورقهای آلومینیمی

جمشید آقازاده

استادیار دانشکده معدن و متالورژی، دانشگاه صنعتی امیرکبیر

کامران دهقانی

دانشجوی دکتری دانشگاه McGill

چکیده:

در این پژوهش تعریض منفی (کاهش پهنا) بهنگام نورد سرد ورقهای آلومینیم با توجه به مهمترین پارامتر کنترل کننده آن یعنی ضریب اصطکاک مورد بررسی قرار گرفت. نتایج بدست آمده با ناهماهنگیهای موجود آمده در شکل تپه اصطکاک مطابقت داشت. کلیه نتایج، حاصل از بررسی بروی یک نورد واقعی در حال کار بود و بهمین دلیل نتایج بدست آمده در کنترل شرایط حاکم بر نورد مؤثرتر بود، با استفاده از نتایج صرفاً آزمایشگاهی در عمل کنترل کلیه شرایط نورد بعلت تاثیر اندرکنش پارامترهای مختلف نورد با محدودیت هائی همراه می باشد. نتایج نشان دادند که بهنگام نورد تحت شرایط ضریب اصطکاک کمتر از  $0.04$  ناهماهنگیها در نتایج دیده می شود و در شرایطی که ضریب اصطکاک کمتر از تانژانت موقعیت زاویه ای باشد ( $u < tgo$ ) نورد به همراه تعریض منفی می باشد.

## Effect of Friction Coefficient on Negative Spreading in Aluminium Strip Rolling

J. Agazadeh, Ph.D.

Assistant Prof. in Metallurgy Dept. of Mining and  
Metallurgical Eng. AmirKabir University

K. Dehghani

Graduate Student, McGill University

### ABSTRACT

*In this work negative spreading of Aluminium strips during rolling was investigated. The controlling parameters considered were friction coefficient, forward and backward tensions. Experiments were carried out on an industrial scale rolling mill during production. The results obtained may be used to control the rolling operation more efficiently in comparison to those obtained from a laboratory mill. The interaction of rolling parameters at an Industrial scale have therefore been taken into account. Irregularities in the results were observed for coefficient of friction ( $u$ ) less than  $0.04$ . For  $u < tgo$  | rolling was accompanied by shrinkage in the strip width ( $0 =$  Angular position). These results were in agreement with the change in the shape of the friction hill.*

کیفیت هندسی سطوح تماس، وضعیت شیمیایی و کیفیت ماده روغنکاری مانند فشار، دما، گرانش و روغن و همچنین ضخامت غشاء ماده روغنکاری و مکانیزم روغنکاری واقعاً غیرممکن است. (۳) از طرف دیگر امکان تطابق متغیرهای نوردهی نیز مانند سرعت نوردهی، وسعت منطقه تغییر شکل، قطر و کرون غلطک‌ها، زاویه گیرش و خشی، مقدار لغزش، نیروی کشش مستقیم و معکوس، موقعیت نقطه خشی دور از دسترس می‌باشد.

در این پروژه از یک دستگاه نوردهی واقعی در حال تولید محصول استفاده شد و روشی ارائه گردید که بدون لحظه‌ای توقف در حرکت غلطک‌ها و وقفه در خط تولید و همچنین کمترین هزینه، ضریب اصطکاک محاسبه شود، روشن است که به لحاظ واقعی بودن شرایط، ضریب اصطکاک بدست آمده کاملاً با شرایط تولید تطابق داشته و نیاز به تصحیح نبوده است، با توجه به رابطه پیشنهادی توسط آویتر می‌توان ضریب اصطکاک را بصورت زیر به دیگر پارامترهای نوردهی ارتباط داد: (۲۰، ۲۱)

روش آویتر در مقایسه با روشهای دیگر بنظر می‌رسد که فاکتورهای بیشتری را به‌نگام نوردهی جهت محاسبه ضریب اصطکاک مد نظر می‌گیرد. با توجه به اینکه کاربرد آن در شرایطی می‌باشد که مقادیر لغزش به جلو بسیار کم باشد، نقطه خشی باید خیلی نزدیک و تقریباً چسبیده به نقطه خروجی باشد ولی نباید بر آن منطبق شود. چون در آن صورت نوردهی حالت ناپایدار غیرتعادلی پیدا می‌کند. در این حالت تمام اصطکاک در یک جهت عمل کرده و مقادیر بدست آمده برای اصطکاک واقعی تر می‌باشد، چون در غیراینصورت باید یک مقدار متوسط اصطکاک را در نظر گرفت. از طرفی با این روش می‌توان در یک نوردهی واقعی و در حین تولید ورق و بدون کمترین وقفه در تولید، ضریب اصطکاک را با دقت بسیار بالایی بدست آورد و همچنین ضریب اصطکاک حداقل مورد نیاز برای انجام نوردهی بدون ناهماهنگی در ورق را بدست آورد.

### ۱ - روشهای آزمایش

برای اندازه‌گیری ضریب اصطکاک و بررسی اثر آن بر متغیرهای نوردهی دوکلاف (کویل) ورق آلومینیم با مشخصات ارائه شده در جدول ۱ انتخاب و بر روی هر کدام ۴ پاس نوردهی صورت گرفت. لازم به توضیح است که این دو کویل در یک فرآیند تولید واقعی نوردهی تحت آزمایش قرار گرفتند. جنس هر دو کلاف آلیاژ

در نوردهی ورقها همواره فرض بر این است که شرایط کرنش صفحه‌ای حاکم بوده و پهنای ورق به‌نگام نوردهی ثابت می‌ماند. اما عملاً دیده می‌شود که در مواردی نوردهی با افزایش پهنای ورق (تعریض) همراه می‌باشد که البته مقدار آن معمولاً کم می‌باشد. در محدود مواردی در نوردهی کاهش پهنای ورق (تعریض منفی) دیده می‌شود. با توجه به اینکه مقدار تعریض منفی معمولاً بسیار کم می‌باشد مطالعات گسترده‌ای در این خصوص به مانند دیگر متغیرهای نوردهی انجام نشده است. اگرچه در صورت افزایش مقدار تعریض اختلالات ابعادی در محصول ممکن است ایجاد شود. پارامترهای متعددی بر مقدار تعریض موثر می‌باشند، (۱) که یکی از مهمترین آنها ضریب اصطکاک می‌باشد.

بطور کلی عدم کنترل ضریب اصطکاک در نوردهی عمدتاً سبب ایجاد سائیدگی بیش از حد، کاهش عمر مفید غلطک و اتلاف بیش از حد انرژی می‌گردد. از دیگر مشکلات می‌توان به ایجاد جوش سرد از طریق تجمع مواد فلزی سائیده شده بصورت پودر، (۲) پائین آمدن کیفیت مواد روغنکاری بعلت وجود ذرات پودر فلزی، (۳) افزایش درجه حرارت سطح تماس، کاهش راندمان، (۴) تغییر فرم‌های غیرهمگن و ایجاد عیوب در محصولات تولیدی مانند ترکهای لبه‌ای، دو پیوستگی سطح (۵) اشاره نمود. در حال حاضر روش کلی مورد قبول تمام متخصصین برای اندازه‌گیری ضریب اصطکاک در نوردهی سرد آلومینیم وجود ندارد. روش‌هایی که در آنها بکمک اندازه‌گیری نیرو و محاسبه تنش‌های منطقه تغییر شکل و یا تپه فشار، ضریب اصطکاک محاسبه شده است گسترده می‌باشد. (۶، ۷، ۸، ۹، ۱۰، ۱۱، ۱۲، ۱۳) یکی از اشکالاتی که تقریباً در تمام روشهای ارائه شده به چشم می‌خورد، نادیده گرفتن خواص فیزیکی و شیمیایی ماده روغنکاری در محاسبه ضریب اصطکاک می‌باشد. البته مطالعاتی در زمینه اثر ماده روغنکاری و گرانش بر مکانیزم عمل و نحوه اثر آن بر ضریب اصطکاک انجام شده است (۱۴، ۱۵، ۱۶، ۱۷، ۱۸، ۱۹).

بطور کلی اکثر روشهای ارائه شده جهت محاسبه ضریب اصطکاک جنبه آزمایشگاهی داشته که در آنها ضمن لزوم توقف فرآیند تولید و صرف هزینه‌های زیاد جهت تهیه غلطکهای آزمایشگاهی و کارگذاری کرنش سنج‌ها و بارسنج‌ها در غلطک موجب از دست رفتن حجم قابل توجهی از روغن نوردهی می‌شود که براحتی قابل بازیابی نیستند. مطابقت شرایط آزمایش از قبیل

$$U = \frac{\frac{1}{V} \sqrt{\frac{ha}{R'}} \left[ \ln \left( \frac{hb}{ha} \right) + \frac{1}{F} \sqrt{\frac{hb}{R'}} \sqrt{\frac{hb}{ha}} - 1 + \frac{tb-ta}{Sa} \right]}{\left\{ \left[ \ln \frac{hb}{ha} - 1 \right] \times \frac{ta-tb}{S_a \sqrt{hb/ha} - 1} \right\} - \left[ \frac{1}{S_a} \left( tb - \frac{ta-tb}{ha/hb} - 1 \right) - 1 \right] \lg^{-1} \sqrt{\frac{hb}{ha}} - 1}$$

جدول ۱ - مشخصات ورقهای نوردشده.

کلاف ۴۵۷	کلاف ۴۵۶	
۱۹۷۱	۱۹۶۴	وزن Kgr
۵۵°C	درجه حرارت محیط	درجه حرارت

معکوس ( $t_a$ ،  $t_b$ ) محاسبه شدند. با اندازه گیری تنش تسلیم ورودی و خروجی ورق ( $S_a$  و  $S_b$ ) ضریب اصطکاک محاسبه گردید. (روش آویتر)

پس از محاسبه شعاع تخت شوندگی غلطک ( $R'$ ) به کمک روش هیچکاک، مقادیر  $H_N$ ،  $H_b$ ، زاویه گیرش  $O$  و زاویه خنثی ( $O_{II}$ ) محاسبه شدند. با فرض صرف تمام کار انجام شده<sup>۳</sup> بصورت حرارت، درجه حرارت ورق محاسبه شد. نتایج بدست آمده با نتایج اندازه گیری مستقیم درجه حرارت مطابقت خوبی داشت.

نیروی نورد در حالت عدم وجود کشش مستقیم و معکوس مجدداً بکمک سطح زیر منحنی تپه فشار در شرایط بدون کشش مستقیم و معکوس بدست آمد. پارامترهای دیگر از جمله  $L/hm$  با محاسبه ضخامت متوسط و همچنین حجم و جرم نورد شده در واحد زمان نیز محاسبه شدند. روابطی که جهت رسم تپه فشار بکار برده شدند ( $P^+/s$  و  $P^-/s$ ) مبتنی بر روش بلند و فورد (۲۲) بوده است. روابط مذکور تا وقتی که شرایط اصطکاک زیاد یا چسبنده حاکم نباشد و نیز تغییر فرم یکنواخت باشد، دارای خطای بسیار کمی می باشد.

۲ - نتایج و بحث

در تحقیقات انجام شده براساس نتایج آزمایشگاهی معمولاً تمام پارامترهای نورد بجز دو پارامتر ثابت در نظر گرفته می شود و اثر یک پارامتر بر دیگری مورد بررسی قرار می گیرد که البته نتایج حاصله در عمل دارای محدودیت هائی بلحاظ شرایط حاکم در نورد آزمایشگاهی در مقایسه با نورد در شرایط واقعی می باشد. نتایج عملی نشان داد، است که استفاده از نتایج بدست آمده از این نوع تحقیقات در کنترل کلیه پارامترهای نورد در بعضی موارد موثر نمی باشد که علت آن تاثیر اندرکنش پارامترهای مختلف نورد بر شرایط حاکم می باشد.

در این بررسی نتایج بدست آمده در یک نورد واقعی با چندین پارامتر در حال تغییر مورد بررسی قرار گرفت و با توجه به نتایج بدست آمده علت بوجود آمدن شرایط مناسب جهت تعریض تحلیل شد. جدول ۳ خلاصه ای از نتایج بدست آمده را نشان می دهد. همچنانکه دیده می شود مقدار کاهش های سطح مقطع برای کوپل شماره ۴۵۶ به ترتیب برابر ۳۰/۰۸٪، ۳۱/۲٪ و ۲۸/۱۳٪ و ۳۴/۷۸٪ در کوپل شماره ۴۵۷ به ترتیب برابر ۲۷/۴۹٪، ۲۷/۱٪، ۲۷/۸۶٪ و ۳۶/۲٪ بود.

همچنانکه دیده می شود حداقل مقدار ضریب اصطکاک ۰/۰۲۹ و حداکثر آن ۰/۰۴۷۸ بود. با توجه به مقدار کم لغزش نتایج بدست آمده مطابقت خوبی با نتایج تحقیقات دیگر دارد. آندروود (۲۳) ( $Underwood$ ) مقدار ضریب اصطکاک در نورد سرد برای سرعت های بالای محیطی غلطک ها و با مواد روغنکاری امولسیون حادقل ۰/۰۴ اعلام نموده است. از طرفی

$AISI 303$  آلومینیم بدون کار سختی بوده که مستقیماً بعد از نورد گرم تخت نورد سرد قرار گرفته است. عرض هر دو کوپل  $1052mm$  بوده است. مشخصات دستگاه نورد در جدول ۲ دیده می شود.

سرعت نورد برای کوپل ۴۵۷ در تمام پاس ها ثابت نگهداشته شده، اما برای کوپل ۴۵۶ در پاس دوم سرعت زیاد و در پاس سوم سرعت کم شده و در پاس چهارم نیز سرعت ثابت نگهداشته شده<sup>۱</sup>. برای هر دو کوپل کشش مستقیم در پاس دوم کم و در پاس سوم اضافه و در پاس چهارم دوباره کم شد. بهنگام آزمایش با کلاف ۴۵۶ در هر پاس مرتباً کشش معکوس اضافه شد. اما برای کوپل ۴۵۷ در پاس دوم کشش اضافه و در پاس سوم کم و در پاس چهارم دوباره اضافه شد.

در نورد کلاف ۴۵۷ بجز در پاس دوم مرتباً مقدار کاهش سطح مقطع بیشتر شد. اما برای کلاف ۴۵۶ در پاس دوم کاهش سطح مقطع زیاد، در پاس سوم کم و در پاس چهارم دوباره اضافه شد. چون بین هر پاس هیچ برنامه آنیلی در نظر گرفته نشده بود، تنش تسلیم ورودی در هر پاس مرتباً اضافه می شد.

پس از انجام نورد برای هر پاس با استفاده از مقادیر اندازه گیری شده سایر پارامترها به شرح زیر محاسبه شدند: (به ضمیمه مراجعه شود)؛

ابتدا مقدار  $R_d$ <sup>۲</sup> و با استفاده از آن مقدار  $V_a$  و  $V_b$  محاسبه شدند. با توجه به ولتاژ و شدت جریان مقدار کشش مستقیم و

جدول ۲ - مشخصات دستگاه نورد و شرایط حاکم.

نوع دستگاه نورد	۴ غلطکه دو طرفه معکوس
قطر غلطک کاری	۴۰۰mm
قطر غلطک پشتیبان	۱۰۰۰mm
طول استوانه غلطک	۱۴۰۰mm
کرون غلطک کاری	۰/۳mm
پرداخت نهایی سطح غلطک	$RMS = 5$
ترکیب شیمیائی روغن	GENEREX 57
فشار روغن	۱ Kgr / cm <sup>۲</sup>
دمای روغن	۲۸°C
محدوده سرعت دستگاه	دقیقه / ۶ ± ۶ m

جدول ۳ - خلاصه‌ای از نتایج بدست آمده.

کویل ۴۵۷				کویل ۴۵۶				
پاس چهارم	پاس سوم	پاس دوم	پاس اول	پاس چهارم	پاس سوم	پاس دوم	پاس اول	
۲/۳۵	۳/۵	۴/۸	۶/۶۲	۲/۳	۳/۲	۴/۶۵	۶/۶۵	$h_b(mm)$
۱/۵	۲/۳۵	۳/۵	۴/۸	۱/۵	۲/۳	۳/۲	۴/۶۵	$h_o(mm)$
۰/۸۵	۱/۱۵	۱/۳	۱/۸۲	۰/۸	۰/۹	۱/۴۵	۲	$(\Delta h mm)$
۱/۰۶۷	۱/۱۱۹	۱/۲۳۶	۱/۲۰۹	۰/۸۷۳	۰/۹۶	۱/۰۳۳	۰/۵۸۳	$V_b(m/s)$
۱/۶۶۷۰	۱/۶۶۷۰	۱/۶۶۷۰	۱/۶۶۷۰	۱/۳۳۳	۱/۳۳۳	۱/۵۰۰	۰/۸۳۳	$V_1(m/s)$
۱/۶۷۱۰	۱/۶۶۷۲	۱/۶۶۸۰	۱/۶۶۷۳	۱/۳۳۸	۱/۳۳۵	۱/۵۰۲	۰/۸۳۴	$V_a(m/s)$
۳/۶	۴/۲	۴/۵	۵/۴	۳/۵	۳/۷	۴/۷	۵/۶	$O_b(deg)$
۰/۲۴	۰/۱۱	۰/۲۲	۰/۱۸	۰/۲۸	۰/۲۰	۰/۲۵	۰/۱۶	$O_n(deg)$
۱/۸۱۸	۰/۲۴	۰/۸۹۵۸	.	۲/۴۸۴	۱/۲۵۳	۱/۰۳۰	.	$t_b(kg/mm^2)$
۱/۰۱۰	۱/۹۱۶	۰/۳۷۱۵	۰/۹۲۹۶	۱/۳۸۳	۲/۴۰۹	۰/۵۲۱۰	۱/۶۶۵	$t_n(kg/mm^2)$
۲۲/۳	۲۰/۷	۱۷/۸	۶/۵	۲۲/۴	۲۱/۲	۱۸/۳	۶/۵	$S_b(kg/mm^2)$
۲۳/۲	۲۲/۳	۲۰/۷	۱۷/۸	۲۳/۲۴	۲۲/۴	۲۱/۲	۱۸/۳	$S_n(kg/mm^2)$
۰/۰۳۷	۰/۰۲۹	۰/۰۴۶	۰/۰۳۹۹	۰/۰۳۹	۰/۰۲۹	۰/۰۴۷۸	۰/۰۳۶۳	$\mu$
۲۱۸/۴۳	۲۱۵	۲۱۲/۶	۲۰۶/۷	۲۱۹/۱	۲۱۷/۲	۲۱۲/۲۵	۲۰۶/۶	$R'(mm)$
۳۶/۲	۳۲/۸۶	۲۷/۱	۲۷/۴۹	۳۴/۷۸	۲۸/۱۳	۳۱/۲	۳۰/۰۸	$r \%$
۷۷/۳۴	۶۴/۴۹	۴۷/۱۳	۲۷/۴۹	۷۷/۴۴	۶۵/۴۱	۵۱/۸۸	۳۰/۰۸	$r_1 \%$
۲۳/۲	۲۰/۶	۲۰/۷	۱۷/۰۵	۲۳/۱۴	۲۰/۳۸	۲۱/۲۹	۱۶/۷۹	$P_n(kg/mm^2)$
۰/۰۰۲۶	۰/۰۰۳۳	۰/۰۰۰۹۲	۰/۰۰۰۳۸	۰/۰۰۳۳	۰/۰۰۱۱۲	۰/۰۰۱۱۷	۰/۰۰۰۳۰	$S_A$
۰/۰۰۲۷	۰/۰۰۰۳۶	۰/۰۰۰۱۰۱	۰/۰۰۰۴۱	۰/۰۰۳۴	۰/۰۰۱۰۹	۰/۰۰۱۲۲	۰/۰۰۰۳۴	
۲۹۴۹۹۲	۳۲۲۳۴۱	۳۱۷۷۹۴	۲۸۸۴۶۷	۲۸۲۶۸۶	۲۶۵۵۷۵	۳۴۶۱۴۸	۳۰۱۱۵۹	$F(kg)$
۳۲۰۳۳۹	۳۲۸۵۶۲	۳۴۰۵۹۴	۲۸۹۷۵۷	۳۱۶۵۹۰	۳۰۴۴۱۷	۳۶۶۳۸۶	۳۰۳۴۹۹	$F^1(kg)$
۲۵۲۴۷	۶۲۲۱	۲۲۸۰۰	۱۲۹۰	۳۳۹۰۴	۳۸۸۴۲	۲۰۲۳۸	۲۳۴۰	$\Delta F(kg)$
۰/۰۰۲۶۳	۰/۰۰۴۱۱	۰/۰۰۶۱۴	۰/۰۰۸۴۲	۰/۰۰۲۱	۰/۰۰۳۲۲	۰/۰۰۵۰۵	۰/۰۰۴۰۷	$V_R(m^2/s)$
۷/۱۰۶	۱۱/۱۰۷	۱۶/۵۶۷	۲۲/۷۴	۵/۶۷۴	۸/۶۹۲	۱۳/۶۳	۱۰/۹۹	$M_R(kg/s)$
۴۹/۴۸	۳۹/۹	۲۷/۸۹	۲۱/۵۲	۴۶/۲	۲۹/۹۲	۳۵/۱	۲۴/۳۹	$\Delta T(^{\circ}C)$
۷/۱	۵/۴	۴/۰۱	۳/۴	۶/۹۷	۵/۰۸	۴/۵	۳/۶	$L/h_m$
۳۹۵۶۷۶	۶۷۵۰۰۰	۵۵۲۵۰۰	۶۷۰۰۰۰	۴۰۵۱۲۰	۵۹۵۰۰۰	۵۳۲۰۰۰	۶۷۰۰۰۰	$W(w)$
۲۹۵۳۱۷	۳۷۲۳۹۰	۳۸۸۱۶۲	۴۱۱۰۷۰	۲۲۰۱۷۳	۲۱۸۴۴۰	۴۰۱۶۹۸	۲۲۵۱۵۴	$W_m(w)$
۷۴/۶۴	۵۵/۲۰	۷۰/۳	۶۱/۴	۵۴/۳۵	۳۶/۷	۷۵/۵	۳۳/۶۱	$E \%$
۲۲/۷۵	۲۱/۵	۱۹/۲۵	۱۲/۱۵	۲۲/۸۲	۲۱/۸	۱۹/۷۵	۱۲/۴	$\bar{S} (kg/mm^2)$

ساش (Tong & Sochs) (۲۵) تغییرات فشار در طول تماس می‌دانند. البته کامینسکی و ویلیس (Cuminski & Willis) (۲۶) ضمن تأیید تغییرات ضریب اصطکاک مقدار این تغییرات را در طول قوس تماس کم و بستگی به نوع فلز نورد شده می‌دانند. شی (Shey) (۱۸) تغییر ضریب اصطکاک در طول قوس تماس را بخاطر افزایش مداوم فشار در منطقه تغییر شکل

تسلیکوف (۲۴ و ۱۰) (Tselikov) ضریب اصطکاک حداقل و حداکثر را در نورد آلومینیم ۰/۰۲۵ و ۰/۰۶۶ ذکر نموده است. با توجه به توزیع نیروهای اصطکاکی در منطقه تغییر شکل در طول قوس تماس اعتقاد بر این است که ضریب اصطکاک در طول قوس تماس ثابت نمی‌باشد. علت این تغییرات را تانگ و

می‌داند. سینگر (Singer) این مساله را به کاهش تدریجی ضخامت فلز بهنگام نورد و عبور از منطقه تغییر شکل نسبت می‌دهد. بعضی‌ها آلوده شدن مواد روغنکاری به ذرات فلزی سائیده شده را عامل تغییر ضریب اصطکاک می‌دانند.

منحنی تنش تسلیم در آزمایش کرنش صفحه‌ای در شکل ۱ نشان داده شده است، با توجه به جدول ۱ تنش تسلیم از  $۶/۵ Kgr/mm^2$  در کوپل ۴۵۶ پس از سه پاس نورد به  $۲۲/۴ Kgr/mm^2$  و در کوپل ۴۵۷ به  $۲۲/۳ Kgr/mm^2$  افزایش یافته است.

با توجه به شرایط حاکم بر نورد که کرنش صفحه‌ای می‌باشد (Plain Strain) در محاسبات باید از منحنی تنش تسلیم فشاری حاصل از آزمایش سیلان در شرایط کرنش صفحه‌ای استفاده گردد. البته می‌توان از نتایج یک بعدی نیز با احتساب فاکتور  $۱/۱۵$  در روابط دویعدی استفاده نمود (۲۷) ولی استفاده از نتایج آزمایشهای فشار در شرایط کرنش صفحه‌ای در محاسبات نورد دقیقتر می‌باشد.

نظر به اینکه سرعت نورد برای کوپل ۴۵۷ برای تمام پاسها ثابت و تغییرات سرعت نورد برای کوپل ۴۵۶ کم بود، اثر سرعت کرنش بر تنش سیلان یکسان در نظر گرفته شد.

شکل ۲ مقادیر  $L/hm$  برای ضرایب اصطکاک مختلف را نشان می‌دهد، همچنانکه دیده می‌شود در ضرایب اصطکاک کمتر  $۰/۰۴$  غیریکواختی در نتایج دیده می‌شود. بطور کلی با کاهش ضخامت ورق مقدار  $L/hm$  افزایش می‌یابد، از طرف دیگر هر چه نسبت  $L/hm$  بیشتر شود، مقدار فشار در نقطه خشی افزایش می‌یابد. با افزایش  $L/hm$  و در نتیجه افزایش فشار در نقطه خشی درجه حرارت ورق افزایش می‌یابد (شکل ۲). بنظر می‌رسد که بعلت نازک شدن ورق و بالا رفتن فشار ماکزیمم و تبع آن افزایش درجه حرارت یک منطقه چسبنده و غیرلغزنده در زیر منطقه فشار ماکزیمم بین ورق و غلطک ایجاد می‌شود که وسعت آن رابطه

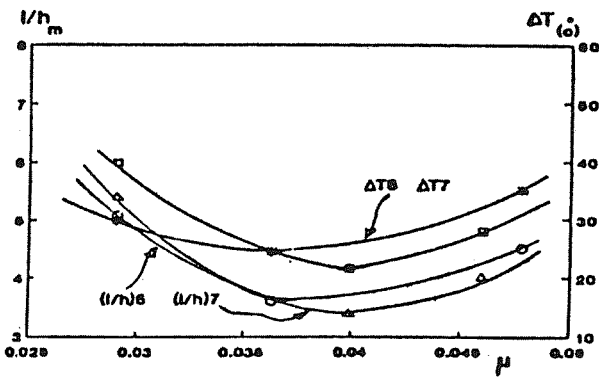
مستقیم با  $L/hm$  دارد. بهمین دلیل است که معمولاً در نورد ورقهای نازک همیشه اختلالاتی در نتایج آزمایشگاهی و ناهماهنگی‌هایی در محصول در مقیاس صنعتی ایجاد می‌شود. با توجه به نتایج این تحقیق بنظر می‌رسد که نورد در شرایط ضریب اصطکاک کمتر  $۰/۰۴$  باعث ایجاد چنین ناهماهنگی‌هایی در نتایج می‌شود.

تسلینکوف با توجه به اثر مقدار  $L/hm$  در شرایط حاکم بر نورد بطور کلی چهار محدوده ۵-۲، ۲-۰/۵ و ۰/۵ برای  $L/hm$  مشخص نموده است. به هنگام نورد ورقهای نازک مقدار  $L/hm$  افزایش یافته و مقدار لغزش به جلو و عقب کاهش می‌یابد و وسعت منطقه چسبنده به غلطک افزایش می‌یابد و بر عکس بهنگامی که مقدار  $L/hm$  کاهش می‌یابد مقدار لغزش بیشترین حد را از خود نشان می‌دهد، این شرایط بهنگام نورد ورقهای بسیار ضخیم اتفاق می‌افتد، لذا طبیعت نورد بسته به مقدار  $L/hm$  از نقطه نظر دامنه منطقه لغزش و منطقه چسبنده بین ورق و غلطک تفاوت می‌نماید.

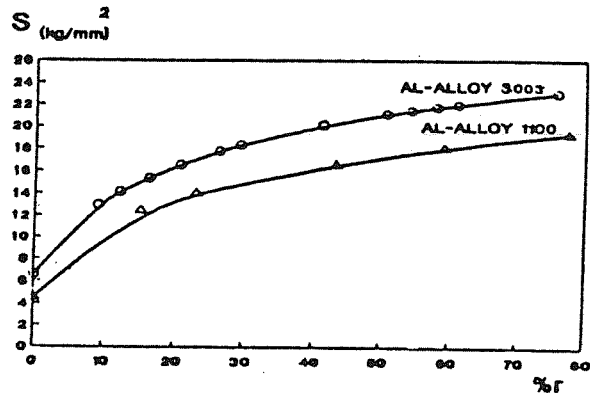
در شکل ۳ مقدار زاویه نقطه خشی در ضرایب اصطکاک مختلف نشان داده شده است، همچنانکه دیده می‌شود در ضرایب اصطکاک کمتر  $۰/۰۴$  نتایج از خود ناهماهنگی نشان می‌دهند. شبیه همین ناهماهنگی در شکل ۴ در ارتباط با مقدار فشار در نقطه خشی و تنش سیلان مشاهده می‌شود.

از طرف دیگر تغییرات ضریب اصطکاک با نیروی وارده به غلطک و زاویه گیرش نیز بطور نسبی از این روند تبعیت می‌کنند. (اشکال ۵ و ۶). بنظر می‌رسد که هنگام نورد تحت ضریب اصطکاک کمتر از  $۰/۰۴$  ناهماهنگی‌هایی در روند تغییرات پارامترهای نورد نسبت به ضریب اصطکاک دیده می‌شود.

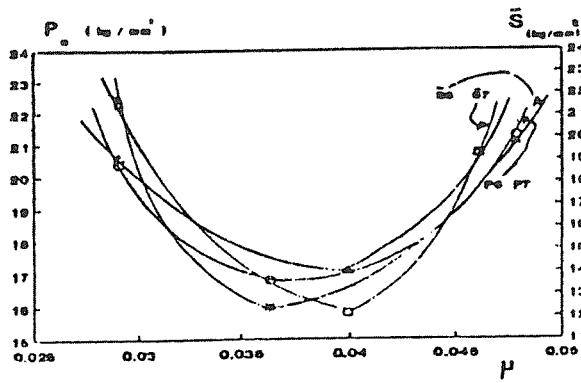
همانگونه که از جدول ۱ پیداست مقدار فشار در نقطه خشی ( $P_n$ ) بجز پاسهای سوم در مورد هر دو کوپل با افزایش کاهش سطح مقطع و تنش تسلیم ورق از خود افزایش نشان می‌دهد. اشکال ۷ و ۸ نشان‌دهنده تپه اصطکاکی در پاسهای اول تا



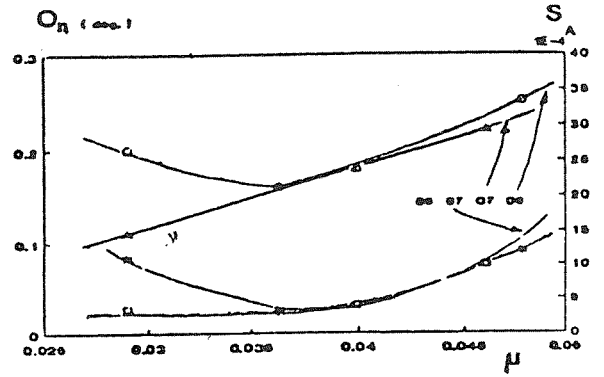
شکل ۲ - مقادیر  $L/hm$  و تغییرات درجه حرارت برای ضرایب اصطکاک مختلف.



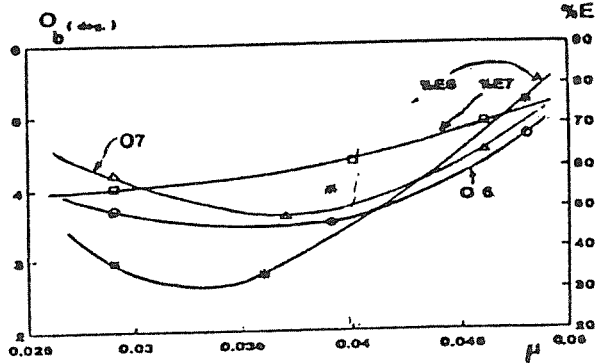
شکل ۱ - منحنی تنش سیلان در شرایط کرنش صفحه‌ای.



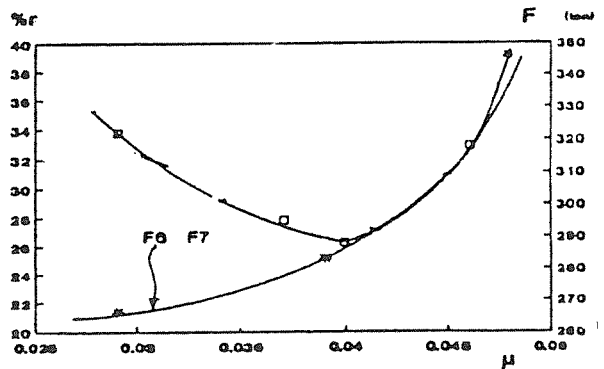
شکل ۴ - فشار در نقطه خنثی و تنش سیلان در ضرایب اصطکاک مختلف.



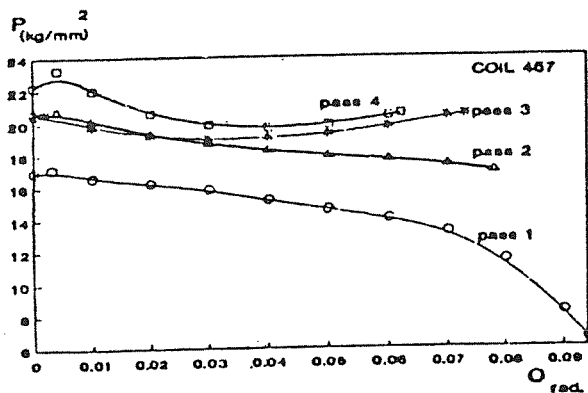
شکل ۳ - تغییرات نقطه خنثی و لغزش به جلو برای ضرایب اصطکاک مختلف.



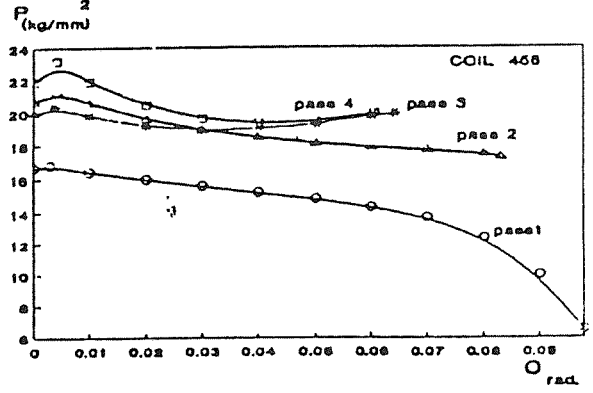
شکل ۶ - تغییرات ضریب اصطکاک با زاویه گیرش.



شکل ۵ - تغییرات ضریب اصطکاک با نیروی وارده به غلطک.



شکل ۸ - تپه اصطکاک در چهار پاس نورد کویل ۴۵۷.



شکل ۷ - تپه اصطکاک در چهار پاس نورد کویل ۴۵۶.

از خود نشان می دهد. این حالت اکثراً در زاویه گیرش های بزرگتر از ضریب اصطکاک ظاهر می شود یعنی:  $u > \mu \tan \alpha$  لذا وقتی زاویه تماس بزرگتر از زاویه اصطکاک باشد فشار در همان قسمت از سطح تماس نسبت به حالتی که زاویه تماس روی کل قوس کوچکتر از زاویه اصطکاک باشد، یک مقداری افت دارد. به نظر

چهارم نورد کویل های ۴۵۷ و ۴۵۶ می باشد، همچنانکه دیده می شود تپه فشار در پاسهای اول و دوم نورد دارای یک حداکثر می باشد که بتدریج با افزایش زاویه تماس کاهش می یابد. اما در پاسهای سوم و چهارم منحنی از خود غیر یکنواختی بشکل یک مینیمم در منحنی در نزدیک نقطه ورودی و قبل از نقطه خنثی

نگذشته و مقداری تمایل به خارج در منطقه لبه‌ای از خود نشان داده و به نقاط  $E$ ،  $G$ ،  $L$  منتقل می‌شوند، لذا منطقه لبه‌ای باعث کوچک شدن مناطقی می‌گردد که تغییر فرم آنها باعث کرنش عرضی می‌گردد و نتیجتاً دامنه تعریض را محدود می‌نماید. نیروی کشش مستقیم و معکوس که اغلب در نورد سرد ورق‌ها مورد استفاده قرار می‌گیرد، دارای تاثیر مشابهی در تعریض می‌باشد. یعنی نیروی کششی ورق می‌تواند باعث کاهش و حتی از بین بردن تعریض شود. اگر تنش‌های  $\sigma_A$  و  $\sigma_B$  بحدی زیاد باشند که حداکثر تنش عمودی بر روی خط  $EG$  بیشتر از  $2TS$  نشود، هیچ قسمتی از ورق تمایل به تعریض نخواهد داشت. روابطی که جهت محاسبه تعریض ارائه شده است اکثراً بر پایه رابطه زیر استوار می‌باشد.

$$\Delta B = (L - \frac{\Delta h}{hb}) f \left( \frac{\Delta h}{hb} \right)$$

که البته برای تابع  $f \left( \frac{\Delta h}{2u} \right)$  که همواره مثبت می‌باشد مقادیر مختلفی پیشنهاد شده است.

با توجه به رابطه فوق دیده می‌شود که مقدار تعریض در پاس سوم نورد کوپل‌های ۴۵۶ و ۴۵۷ منفی می‌باشد و در دیگر پاس‌ها بجز پاس اول در نورد کوپل ۴۵۶ مثبت است. البته مفروضاتی که جهت ارائه رابطه مذکور مورد استفاده قرار گرفته است برای شرایط تعریض مثبت در نظر گرفته شده است و نه تعریض منفی.

بهر حال بنظر می‌رسد که در شرایطی که تغییرات فشار غلطک نسبت به زاویه کمان اتصال ورق و غلطک کاهش می‌باشد و یا به عبارت دیگر ضریب اصطکاک کمتر از زاویه گیرش  $(\text{Igo}_x)$  باشد، نورد می‌تواند به تعریض منفی بیانجامد. البته به نظر نمی‌رسد که فقط کم بودن ضریب اصطکاک باعث بروز تعریض باشد همچنانکه در بعضی از تحقیقات قبلی در نورد آلومینیم با ضریب اصطکاک کمتر از ۰/۰۳ تعریض منفی گزارش نشده است که شاید این بدلیل عدم اعمال نیروهای کششی مستقیم و معکوس باشد.

نتایج عملی در این بررسی نشان دادند که بدون وجود نیروهای کششی مستقیم و معکوس امکان ایجاد تعریض منفی عملاً موجود نمی‌باشد. با تغییر پارامترهای مؤثر بر نورد مانند ضریب اصطکاک و نیروی کشش مستقیم و معکوس می‌توان تعریض منفی را در نورد ورقهای آلومینیم کنترل نمود.

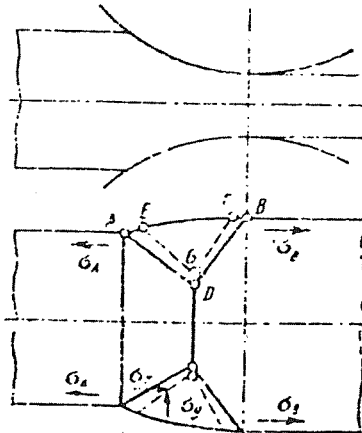
### ۳- نتیجه گیری

- ۱- بکمک روش مورد استفاده در این پژوهش می‌توان با توجه به اندرکنش پارامترهای نورد، شرایط حاکم را بطور مؤثرتری در مقایسه با نتایج حاصل از نورد آزمایشگاهی کنترل نمود.
- ۲- نورد تحت شرایط ضریب اصطکاک کمتر از ۰/۰۴ باعث

می‌رسد در این منطقه شرایط تنش حاکم بقسمی است که تغییرات فشار وارد بر سطح تماس با تنش برشی، از حالت پایدار و تعادلی خارج شده است. نتایج حاصل نشان دادند که بهنگام نورد کلاف‌های ۴۵۶، ۴۵۷ در پاس سوم و به مقدار خیلی کمی در پاس چهارم تعریض منفی دیده می‌شود. با توجه به اینکه منطقه کاهش فشار  $P$  نسبت به  $L$  در پاس سوم خیلی بیشتر از پاس چهارم بوده و تعریض منفی در پاس‌های اول و دوم دیده نمی‌شود، بنظر می‌رسد تعریض منفی ارتباط با رفتار  $Px$  نسبت به موقعیت زاویه‌ای داشته باشد. چون همچنانکه دیده می‌شود، تعریض منفی اولاً در شرایط ایجاد می‌شود که  $\text{Igo}_x > U$  و هر چه دامنه این منطقه بیشتر باشد مقدار تعریض منفی بیشتر می‌شود. در واقع اگر زاویه گیرش بیشتر از ضریب اصطکاک باشد مقدار فشار ویژه کمتر از حالتی می‌شود که زاویه گیرش کمتر از ضریب اصطکاک باشد.

به نظر می‌رسد که با کاهش فشار ویژه در کمان اتصال غلطک و ورق، شرایط اصطکاکی بنحوی تغییر می‌یابد که باعث بروز تعریض منفی می‌شود که مقدار آن بستگی به مقدار و دامنه کاهش فشار ویژه در کمان اتصال غلطک و ورق در حال نورد دارد. از طرف دیگر با افزایش ضریب اصطکاک مقاومت جابجائی فلز در جهت طولی بیشتر از مقاومت جابجائی آن در جهت عرضی می‌شود، بنابراین امکان انبساط عرضی یا تعریض مثبت بیشتر می‌شود. همچنین با افزایش فشردگی و کاهش لغزش به جلو تعریض بیشتر می‌شود.

با توجه به شکل ۹، اگر تنش‌های وارده به نقاط  $A$  و  $B$  ورق در حال نورد را با  $\sigma_A$  و  $\sigma_B$  نشان دهیم، با توجه به اثر تنش‌های کششی، تنش‌های فشاری  $\sigma_x$  ایجاد شده ناشی از اصطکاک خارجی در منطقه تغییر فرم به مقدار قابل ملاحظه‌ای کاهش یافته و لذا خطوط هم تنش طولی و عرضی دیگر از نقاط  $A$ ،  $D$ ،  $B$



شکل ۹ - تنش‌های وارده به منطقه در حال تعریض در نورد که بصورت شماتیک نشان داده شده است.

$Hb =$	مقدار $H$ به ازای $0 = Ob$
$Hn =$	مقدار $H$ به ازای $0 = On$
$O =$	(درجه) زاویه گیرش در منطقه تغییر شکل
$h =$	$mm$ ضخامت لحظه‌ای در منطقه تغییر شکل
$P =$	( $Mpa$ ) فشار لحظه‌ای در منطقه تغییر شکل
$S =$	( $Mpa$ ) تنش سیلان
$L = \sqrt{R\Delta h}$	( $mm$ ) طول منطقه تغییر شکل
$L' = \sqrt{R'\Delta h}$	( $mm$ ) طول منطقه تغییر شکل
$P^+ = 0 < O < On$	( $Mpa$ ) تغییرات فشار در
$\bar{P} = On < O < Ob$	تغییرات فشار در
$R =$	( $mm$ ) شعاع غلطک کاری
$T =$	( $^{\circ}C$ ) درجه حرارت
$\Delta B =$	( $mm$ ) تعریض
$\Delta h =$	( $mm$ ) کاهش ضخامت
$hb =$	( $mm$ ) ضخامت ورق ورودی
$ha =$	( $mm$ ) ضخامت ورق خروجی
$Vb =$	( $m/s$ ) سرعت ورودی ورق
$Vr =$	( $m/s$ ) سرعت غلطک
$Sb =$	( $Mpa$ ) تنش تسلیم ورق در لحظه ورود
$Sa =$	( $mm$ ) تنش تسلیم ورق در لحظه خروج
$u =$	( $mm$ ) ضریب اصطکاک
$R' =$	( $mm$ ) شعاع تخت شونده‌گی غلطک
$r =$	(%) کاهش سطح مقطع در هر پالس
$r_t =$	(%) کاهش سطح مقطع کل
$Pn =$	( $Mpa$ ) فشار در نقطه خشی
$S_A =$	لغزش به جلو
$F =$	( $N$ ) بار وارده به غلطک به همراه کشش
$F' =$	( $N$ ) بار وارده به غلطک بدون کشش
$\Delta F =$	( $N$ ) کاهش بار غلطک
$V_r =$	( $m^3/s$ ) حجم ورق نورد شده بر ثانیه
$M_r =$	( $N/S$ ) وزن ورق نورد شده بر ثانیه
$\Delta t =$	( $^{\circ}C$ ) افزایش درجه حرارت
$L/hm =$	$\frac{\text{طول کمان در تماس غلطک}}{\text{ضخامت متوسط ورق در حال نورد}}$
$W =$	( $W$ ) توان کلی دستگاه نورد
$W_m =$	( $W$ ) توان کلی مورد نیاز
$V_a =$	( $W$ ) = سرعت خروجی ورق
$Ob =$	(درجه) زاویه گیرش
$On =$	(درجه) زاویه نقطه خشی
$t_a =$	( $Mpa$ ) تنش کشش مستقیم
$t_b =$	( $Mpa$ ) تنش کششی معکوس

بروز غیریکنواختی نتایج و ناهمگنی می‌گردد که می‌تواند منجر به تعریض منفی بشود.  
 ۳ - بهنگامی که ضریب اصطکاک کمتر از تانژانت زاویه گیرش در کمان اتصال باشد، تپه اصطکاکی از خود مینیمم نشان می‌دهد. هر چه مقدار افت منحنی بیشتر باشد بنظر می‌رسد تعریض منفی در ورق در حال نورد بیشتر می‌شود.

۴ - ضمائم

$$H_n = (Hb/\gamma) - (\gamma/\mu) \cdot b_n [(hb/ha) \cdot (\gamma - t_a/S_a) / (\gamma - t_b/S_b)]$$

$$O_n = \sqrt{h_a/R'} \operatorname{tg}^{-1} (H_b/\gamma) \sqrt{h_a/R'}$$

$$S_A = (R'/h_a) - \gamma/\alpha_n^2$$

$$P^+ = (\gamma - t_a/S_a) \cdot (S \cdot h/h_a) e^{\mu H}$$

$$\bar{P} = (\gamma - t_b/S_b) \cdot (S \cdot h/h_b) e^{\mu(Hb - H)}$$

$$A = \int_0^{O_n} p^+ do + t \int_{O_n}^{Ob} \bar{P} do$$

$$F = R' \cdot B \cdot A$$

$$P = \gamma L' \lambda FB$$

$$Q/t = M_r \cdot C \cdot T$$

$$V_a = (I+S)V_r$$

$$V_b = (V_a \cdot h_a)/h_b$$

$$P = V \cdot I = F \cdot V$$

$$t_a = F/h_a \cdot B$$

$$t_b = F/h_b \cdot B$$

$$r = \frac{hb - ha}{h_a}$$

$$R' = R [\gamma + (C/\Delta h) \cdot (P/S)]$$

$$Ob = \sqrt{\Delta h/R'}$$

$$Hb = \gamma \sqrt{R'/h_a} \operatorname{tg}^{-1} (b \sqrt{R'/h_a})$$

فهرست پارامترهای مورد استفاده

$E =$	(%) راندمان نورد
$\bar{S} =$	( $Mpa$ ) تنش تسلیم متوسط
$A =$	( $\frac{N \cdot rad}{mm^2}$ ) سطح تپه اصطکاکی
$H =$	$\gamma \sqrt{R'/h_a} \tan^{-1} (\sqrt{R'/h_a} \cdot 0)$



- ۱- تغییرات سرعت نورد حداکثر ۲۰٪ می باشد.  
 ۲- بکمک سعی و خطا.  
 ۳- اتلاف انرژی در سیستم انتقال، کولینیک ها و ... قبلاً در محاسبه توان مفید منظور شده است.

مراجع:

- 1- Wusatowski, Z, "Fundamental of Rolling " Poland 1969.
- 2- Bowden F. P. and Rowe, G.W. "The adhesion of clean metal", Proc. Roy. Soc. 1956.
- 3- Lancaster, P. R. and Rowe, G.W. "A Comparision of boundary Lubricants under Light and heavy Loads, wear, 428-437 1958/9.
- 4- Bowden, F. P. and Tabor, D, "The Friction and Lubrication of Metals" Part 1, 2nd Ed. 1954, Part II, 1964, oxford Univ, Press.
- 5- Rowe, G.W. "Principles of Indusrtial Metalworking Processes", London 1977.
- 6- Siebel, E., and Lueg, W. "Investigation in to the Distribution of Pressure at the Surface of the Material in Contact With the Rolls" Mitt. K. W. Inst. Eisenf. 1933. P.1
- 7- Van Rooyen and Backofen, W. A. "Friction in Cold Rolling" J. Iron, and Steel Inst. 1957, P235. 244
- 8- Orowan, E. "The Calculation of Roll Pressure in Hot and Cold Flat Rolling" , Proc. Inst. Mech. Eng. 1943, P.140.
- 9- Whitton. P. W. and Ford. H. "Surface Friction and Lubrication in Cold Strip Rolling" Proc. Inst. Mech. Eng. 1955, P. 123.
- 10- Tselikove, A. "Stress and Strain in Metal Rolling" Mir Publishers Moscow, 1967.
- 11- Yama-Nouchi, H. and Matsura, Y, Rep. Casting Res. Lab. Waseda University, No. 8, 1957.
- 12- Chekmarev, A. P. and Oldzievsky, V. A, "Method of analysis of Rolling Processes" Moscow, Metallurgiya 1972.
- 13- Roberts, W, L. "Computing the Coefficient of Friction in the Roll Bite From Mill Data, Blast Furnace and Steel Plant, June, 1967, PP.499-508.
- 14- Whetzel, J.C. and Rodman, S. "Improved. Lubrication in Cold Strip Rolling. Iron and Steel Eng. 1961, May, P.135.
- 15- Thorpe, J. Mechanism of Lubrication in Cold Rolling" Proc. Inst. Mech. Eng. (London) 1961, PP. 593-603.
- 16- Roberts, W. L. "Frictional Characteristics of Rolling Lubricants" Proceeding of 11 th Mechanical Working and Steel Processing Conference, Aime, 1969, NewYork, PP. 229-316.
- 17- Roberts, W.L. Etal " Cold Rolling Low Carbon Steel Strip to Minimum Gage", Iron and Steel Engineer Year Book, 1970, PP. 413-420.
- 18- Schey, J.A "Metal Deformation Process/ Friction and Lubrication" Marcel Dekker, Inc 1970, NewYork.
- 19- Roberts, W. L. "Cold Rolling of Steel" NewYork, 1978
- 20- Avitzur, B. "An Upper Bound Approach to Cold Strip Rolling" Trans, ASME, B. Vol. 86, PP.31-48, 1964
- 21- Avitzur, B. "Metal Forming, Process and Analysis" McGraw - Hill, NewYork, 1979.
- 22- Bland, D. R. and Ford, H. "The Calculation of Roll Force and Torque in Cold Strip Rolling With Tension", Proc. Inst. Mech . Engr. 1948.
- 23- Underwood, L.R. "Cold Rolling" , Metal Ind. P. 1-12, 1949.
- 24- Tselikove, A.E tal "The Theory of Lengthwise Rolling" Mir Publisher. Moscow 1981.
- 25- Tong, K. and Sachs, G. "Roll Load and Minimum Thickness" J. Mech. Phys. Solids, 1957, P35.
- 26- Cuminski, R.D. and Wills, J, "Development of Cold Rolling Lubricants for Aluminium " J. Inst. Met 1959- 60 p.481.
- 27- Nadal, A. and Wahl, A.M. "Plasticity" Mc Graw - Hill, 1931.