

بررسی تجربی تأثیر متغیرهای نورد گرم بر دماهای بحرانی در فولاد لوله‌ی انتقال گاز طبیعی نوع X70*

مصطفی نخعی^(۱) مسعود رخش خورشید^(۲) سیدحجت هاشمی^(۳)

چکیده

دماهای بحرانی در یک فرایند ترمومکانیکی، در تعیین ریزساختار نهایی و خواص مکانیکی فولادهای کم‌آلیاژ و پراستحکام اهمیت زیادی دارند. در تحقیق حاضر، از زمان‌بندی میانگین برای تعیین دماهای بحرانی در عملیات ترمومکانیکی فولاد API X70 استفاده شده است. این فولاد وارداتی است و کاربردهای گسترده‌ای در خطوط قطور و پرفشار انتقال گاز طبیعی و شبکه‌های انتقال نفت در ایران دارد. دماهای بحرانی، در شرایط مختلف تغییر شکل شامل نرخ و میزان کرنش و زمان میان‌مرحله‌ای نورد تعیین شدند و تأثیر هر یک از متغیرهای تغییر شکل بر دمای بحرانی عدم وقوع تبلور مجدد (T_{nr}) برای فولاد مذکور بررسی شد. نتایج نشان دادند که T_{nr} با افزایش کرنش کاهش و با افزایش نرخ کرنش از $0.1 s^{-1}$ به $1 s^{-1}$ ، افزایش می‌یابد. افزون بر این، T_{nr} با افزایش زمان میان‌مرحله‌ای کاهش یافت. مقایسه‌ی نتایج حاصل از روش زمان‌بندی میانگین با مقادیر به‌دست آمده از رابطه‌های تجربی و داده‌های آزمایشگاهی برای فولاد مشابه، نشان‌دهنده‌ی مطابقت خوب بین این مقادیر بود. با توجه به کمبود داده‌های تجربی، نتایج حاصل می‌توانند در بومی شدن تولید این فولاد استفاده شوند.

واژه‌های کلیدی تغییر شکل گرم، دمای عدم وقوع تبلور مجدد، آزمون پیچش گرم، فولاد خط لوله API X70.

Experimental Study of the Effect of Hot Rolling Parameters on Critical Temperatures for API X70 Pipeline Steel

M. Nakhaei M. Rakhshkhorshid S. H. Hashemi

Abstract

The critical temperatures of a thermomechanical process have a great importance for the final microstructure and mechanical properties of high strength low alloy steels. In this study, the average scheduling was used to determine the critical temperatures of API X70 steel. This steel is extensively used in Iran for large diameter, high-pressure gas transportation pipelines as well as the oil transmission networks. The critical temperatures in various conditions including different strains, strain rates (from 0.1 to $1 s^{-1}$) and rolling interpass times were determined and the effects of these parameters on no-recrystallization critical temperature (T_{nr}) was investigated. The results showed that T_{nr} decreased with an increase in the strain and strain rate. In addition, it was observed that T_{nr} increased with a decrease in the interpass time. A good agreement was found between the results of this research with those of existing empirical relations and those of similar steel. With regard to the lack of experimental data, the results obtained in the present study can be used for production of API X70 steel in Iran.

Key Word Hot deformation, No-recrystallization temperature, Hot torsion test, API X70 Pipeline steel.

* نسخه‌ی نخست مقاله در تاریخ ۹۳/۲/۳۰ و نسخه‌ی پایانی آن در تاریخ ۹۳/۱۱/۶ به دفتر نشریه رسیده است.

(۱) دانشجوی دکتری مهندسی مکانیک، گروه مهندسی مکانیک، دانشگاه بیرجند.

(۲) استادیار مهندسی مکانیک، گروه مهندسی مکانیک، دانشگاه صنعتی بیرجند.

(۳) نویسنده‌ی مسئول، استاد مهندسی مکانیک، گروه پژوهشی مطالعات لوله و صنایع وابسته، دانشگاه بیرجند.

مقدمه

فولاد API X70، یکی از پرکاربردترین فولادها در خطوط پرفشار انتقال گاز طبیعی است. تحقیق روی این فولاد، عموماً به منظور بهبود خواص مکانیکی با بهینه کردن فرایند ترمومکانیکی و یا اصلاح ترکیب شیمیایی آن متمرکز شده است. بنابراین، در حالی که در بعضی از مقاله‌ها پدیده‌های ریزساختاری حاصل از فرایندهای ترمومکانیکی بررسی شده‌اند [3-1]، در مطالعات دیگر، بهبود ترکیب شیمیایی این فولاد مورد توجه قرار گرفته است [4,5]. عملیات ترمومکانیکی، از نورد کنترل شده و سرمایش سریع تشکیل شده است. نورد کنترل شده، در دو مرحله‌ی نورد خشن و نورد پرداخت انجام می‌شود. به‌منظور تعیین محدوده دمای نورد خشن و پرداخت و کنترل ریزساختار و خواص مکانیکی نهایی فولاد، تعیین هر چه دقیق‌تر دماهای بحرانی عملیات ترمومکانیکی، شامل دمای عدم وقوع تبلور مجدد (T_{nr}) به‌عنوان کم‌ترین دمای کامل شدن پدیده‌ی تبلور مجدد (جای‌گزینی دانه‌های تغییر شکل یافته با دانه‌های بدون کرنش) در فولاد و دماهای شروع و پایان استحاله‌ی آستنیت (A_{T1} و A_{T3})، از اهمیت بسیاری برخوردار است [6].

از آزمون پیچش گرم با زمان‌بندی میانگین (Average Schedule) برای تعیین دماهای بحرانی استفاده می‌شود. در این روش، زمان‌بندی در هر گذر نورد، کرنش، نرخ کرنش، زمان میان‌مرحله‌ای و سرعت سرمایش ثابت فرض می‌شود [7]. از نمودارهای تنش معادل-کرنش معادل به‌دست آمده از این آزمون، برای ترسیم تنش سیلان متوسط بر حسب عکس دمای هر یک از مراحل نورد شبیه‌سازی شده استفاده شده و دماهای بحرانی تعیین می‌شوند [8-12]. کالو و همکاران [6]، از زمان‌بندی واقعی و انجام آزمون پیچش با سرمایش پیوسته و نرخ کرنش پایین، برای تعیین دقیق‌تر دماهای بحرانی استفاده کرده‌اند. ماکاگنو و همکاران [13]، دماهای بحرانی را برای سه فولاد

ریزآلیاژی با ترکیب‌های مختلف عناصر آلیاژی، با استفاده از اطلاعات واقعی فرایند نورد و روش زمان‌بندی میانگین محاسبه کرده‌اند. آن‌ها با مقایسه‌ی نتایج، دریافته‌اند که مطابقت خوبی بین دماهای به‌دست آمده از این دو روش وجود دارد. بنابراین، آزمون پیچش گرم روش مناسبی برای تعیین دماهای بحرانی و شبیه‌سازی فرایندهای نورد صنعتی می‌باشد. در چند تحقیق، با استفاده از مدل‌سازی تنش سیلان متوسط مبتنی بر روابط تجربی موجود و مقایسه‌ی آن‌ها با مقادیر به‌دست آمده از اطلاعات واقعی خط نورد برای فولادهایی با ترکیب شیمیایی متفاوت، نسبت به توسعه و بهبود مدل‌های مناسب برای مدل‌سازی ریاضی و پیشنهاد الگوریتمی برای شبیه‌سازی نمودارهای تنش سیلان متوسط و دماهای بحرانی اقدام شده است [14-16]. افزون بر این، چند محققن تأثیر متغیرهای مختلف عملیات ترمومکانیکی و ترکیب شیمیایی را بر خواص مکانیکی و دماهای بحرانی فولادهای ترمومکانیکی بررسی کرده‌اند. وگا و همکاران [17]، تأثیر عناصر تیتانیم و نیتروژن را بر دماهای بحرانی و اندازه‌ی دانه‌ی آستنیت اولیه بررسی کرده‌اند. تحقیقات دیگر در این زمینه، نشان‌دهنده‌ی تأثیر متغیرهای مختلف عملیات ترمومکانیکی مانند کرنش مؤثر، نرخ کرنش و زمان میان‌مرحله‌ای نورد بر رفتار کار گرم و دماهای بحرانی فولادهای ترمومکانیکی بوده‌اند [18-21].

در این تحقیق، از زمان‌بندی میانگین برای تعیین دماهای بحرانی در عملیات ترمومکانیکی فولاد API X70 استفاده شده است. در ادامه، دماهای بحرانی در شرایط مختلف تغییر شکل شامل نرخ و میزان کرنش و زمان میان‌مرحله‌ای نورد تعیین و اثر هر یک از متغیرهای تغییر شکل بر دمای بحرانی T_{nr} فولاد خط لوله از نوع API X70 بررسی خواهد شد. پس از آن، نتایج به‌دست آمده از این روش با نتایج حاصل از روابط تجربی و داده‌های آزمایشگاهی برای فولادی مشابه مقایسه خواهد شد.

مواد و روش تحقیق

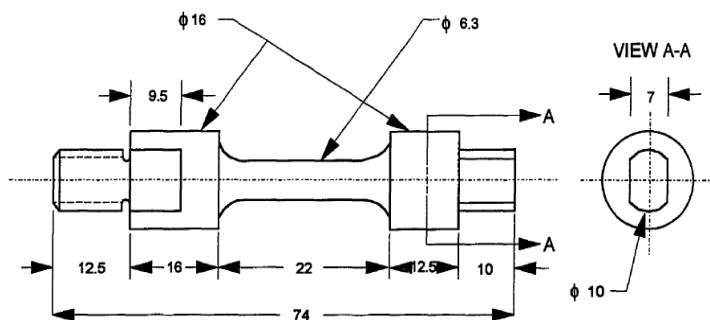
ترکیب شیمیایی فولاد API X70 مورد استفاده در تحقیق حاضر، در جدول (۱) آورده شده است [22]. از دستگاه پیچش گرم در آزمایشگاه کار گرم دانشگاه مک-گیل کانادا برای انجام آزمون‌ها استفاده شد. این دستگاه، به کامپیوتر مجهز بود و بر روی بستر یک دستگاه تراش سوار شده بود. گشتاور مورد نیاز، توسط یک موتور هیدرولیک با قابلیت اعمال گشتاور حداکثر برابر با ۱۰۰ نیوتن متر با سرعت‌های مختلف تا ۶۲۸ دور بر دقیقه، تأمین می‌شد. از نرم‌افزار تست‌استار (TestStar™) برای کنترل موتور

هیدرولیکی استفاده می‌شد. در این دستگاه، بار اعمالی توسط یک گشتاورسنج و مقدار پیچش توسط یک مدل دورانی اندازه‌گیری می‌شد. گرما توسط یک کوره تابشی با قابلیت گرمایش تا دمای ۱۴۰۰ °C تأمین می‌شد. یک دماسنج به مرکز قطعه‌کار متصل شده بود تا تغییرات دما حین انجام عملیات ترمومکانیکی کنترل شود.

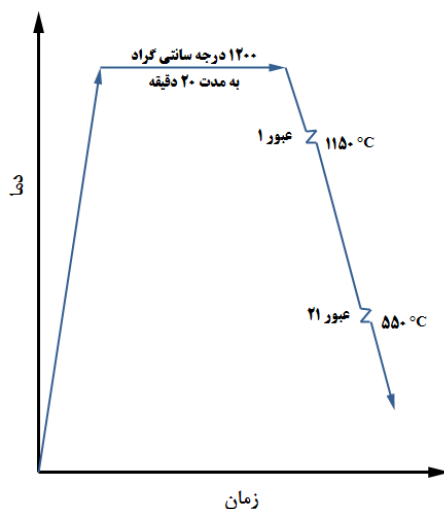
شکل و ابعاد نمونه‌ی پیچش گرم، در شکل (۱) نشان داده شده‌اند [23]. زمان‌بندی میانگین مورد استفاده برای تعیین دماهای بحرانی عملیات ترمومکانیکی، در شکل (۲) نشان داده شده است.

جدول ۱ ترکیب شیمیایی فولاد API X70 همراه با مقادیر بیشینه‌ی مورد نظر مطابق با استاندارد API 5L [22]

عنصر آلیاژی	C	Mn	Si	P	S	Al	Nb	Mo	Ti	Ni	Cr	V	Cu
درصد وزنی	۰/۰۵	۱/۵	۰/۲	۰/۰۰۸	۰/۰۱۵	۰/۰۳	۰/۰۵	۰/۲۴	۰/۰۱۸	۰/۱۸۷	۰/۰۱	۰/۰۴	۰/۰۱
مقدار بیشینه	۰/۲۴	۱/۴	-	۰/۰۲۵	۰/۰۱۵	-	-	-	۰/۰۶	-	-	-	-



شکل ۱ شکل و ابعاد نمونه‌ی استاندارد آزمون پیچش گرم (ابعاد به میلی‌متر) [23].



شکل ۲ جزئیات عملیات ترمومکانیکی اجرا شده در آزمون فشار گرم

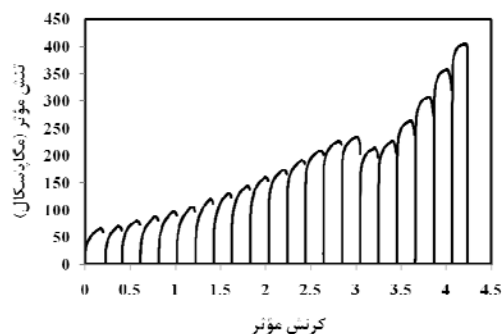
نرخ کرنش، زمان میان‌مرحله‌ای و سرعت سرمایش ثابت در نظر گرفته شد. پس از انجام آزمون، مقادیر تنش و کرنش معادل برای هر گذر، با استفاده از رابطه‌های (۱) و (۲) محاسبه شد [18]:

$$\sigma_{eq} = \frac{\sqrt{3}\tau(3+m+n)}{2\pi r^3} \quad (1)$$

$$\varepsilon_{eq} = \frac{r\varphi}{L\sqrt{3}} \quad (2)$$

در این دو رابطه، σ_{eq} و ε_{eq} به ترتیب تنش و کرنش معادل، τ گشتاور اندازه‌گیری شده توسط گشتاورسنج، φ زاویه‌ی پیچش اندازه‌گیری شده توسط میدل دورانی، r و L طول و قطر نمونه‌ی آزمون (به ترتیب برابر با ۰/۸۷۵ و ۲۲/۲۲۵ میلی‌متر) و ۰/۲۵۰ اینچ (۶/۳۵ میلی‌متر))، و m و n ثابت‌های آزمون (به ترتیب برابر با ۰/۱۷ و ۰/۱۳) می‌باشند [18].

با محاسبه‌ی تنش و کرنش معادل در هر گذر، می‌توان تنش سیلان متوسط را بر حسب $1000/T$ رسم کرد و با تفسیر تغییرات حاصل، دماهای بحرانی را به دست آورد. نمونه‌ای از نمودارهای تنش و کرنش به دست آمده با استفاده از این روش، در شکل (۳) (مربوط به آزمون (۳)) نشان داده شده است.



شکل ۳ نمودار تنش-کرنش مربوط به آزمون ۳ (کرنش ۰/۲، نرخ کرنش ۱ بر ثانیه و زمان میان‌مرحله‌ای ۶۰ ثانیه)

تنش سیلان متوسط (σ_{av}) در هر گذر را می‌توان از رابطه‌ی (۳) محاسبه کرد [18]:

$$\sigma_{av} = \frac{1}{\varepsilon_b - \varepsilon_a} \int_{\varepsilon_a}^{\varepsilon_b} \sigma_{eq} d\varepsilon_{eq} \quad (3)$$

همان‌طور که در شکل (۲) نشان داده شده است، نمونه‌ها ابتدا به منظور آستینتی شدن و کسب اطمینان از انحلال کاربیدها و نیتrideهای نایوبیم [24]، در دمای ۱۲۰۰ °C به مدت ۲۰ دقیقه نگهداری شدند و سپس، تا دمای ۱۱۵۰ °C سرد شدند. در ادامه، زمان‌بندی میانگین در ۲۱ گذر و چهار حالت نشان داده شده در جدول (۲)، به اجرا گذاشته شد. به منظور کسب اطمینان از به دست آوردن هر سه دمای بحرانی، آخرین گذر تغییر شکل در دمای ۵۵۰ °C انجام شد. مشخصات آزمون‌ها، در جدول (۲) آورده شده است.

جدول ۲ مشخصات آزمون‌های پیچش گرم انجام شده

شماره‌ی آزمون	کرنش در هر مرحله (ε)	نرخ کرنش در هر مرحله ($\dot{\varepsilon}$, s ⁻¹)	زمان میان‌مرحله‌ای (Δt , s)
۱	۰/۲	۱	۳۰
۲	۰/۲	۰/۱	۳۰
۳	۰/۲	۱	۶۰
۴	۰/۵	۱	۳۰

همان‌طور که در جدول (۲) نشان داده شده است، آزمون‌ها در کرنش‌های ۰/۲ و ۰/۵، نرخ کرنش‌های ۱ و ۰/۱ بر ثانیه و زمان میان‌مرحله‌ای ۳۰ و ۶۰ ثانیه انجام شده است. در مجموع، چهار حالت مختلف تحت آزمون قرار گرفت. به منظور بررسی تأثیر کرنش، نرخ کرنش و زمان میان‌مرحله‌ای بر دماهای بحرانی، به ترتیب آزمون‌های ۱ و ۴، آزمون‌های ۱ و ۲ و آزمون‌های ۱ و ۳ با یکدیگر مقایسه شدند.

نتایج و بحث

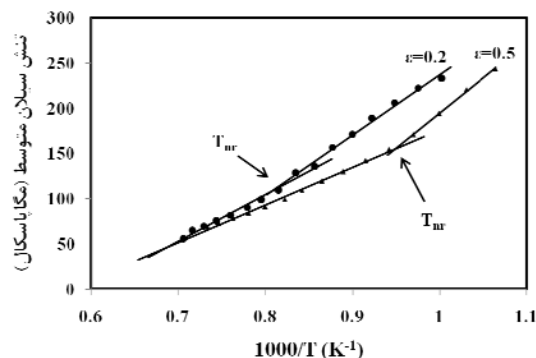
همان‌گونه که در مقدمه گفته شد، برای تعیین دماهای بحرانی، از آزمون پیچش گرم با زمان‌بندی میانگین استفاده شده است. در این روش زمان‌بندی، در هر گذر نورد (معادل با هر مرحله پیچش گرم)، کرنش،

کاهش دما در ناحیه ۳، به استحاله‌ی آستنیت به فریت مربوط می‌شود. افزایش تنش با کاهش دما در ناحیه ۴، نشان می‌دهد که استحاله پایان یافته و کارسختی فاز جدید شروع شده است [6]. بنابراین، مرز بین نواحی ۱ و ۲ نشان‌دهنده‌ی پایان تبلور مجدد یا دمای T_{nr} ، مرز بین نواحی ۲ و ۳ نشان‌دهنده‌ی شروع استحاله‌ی آستنیت به فریت یا دمای A_{r3} و مرز بین نواحی ۳ و ۴، نشان‌دهنده‌ی پایان استحاله‌ی آستنیت به فریت یا دمای A_{r1} می‌باشد.

تأثیر کرنش

به منظور بررسی تأثیر تغییر شکل بر دماهای بحرانی، نمودارهای تنش سیلان متوسط بر حسب معکوس دمای مطلق برای نمونه‌های آزمایش شده با کرنش‌های ۰/۲ و ۰/۵، در شکل (۵) نشان داده شده‌اند. برای این آزمون‌ها، نرخ کرنش ۱ بر ثانیه و زمان میان مرحله‌ای ۳۰ ثانیه، ثابت نگه‌داشته شده است. در شکل (۵) می‌توان دید که تنش سیلان متوسط با افزایش کرنش کاهش می‌یابد و تغییر شیب آن (وقتی که کرنش کاهش می‌یابد)، در دماهای بالاتری اتفاق می‌افتد. این رفتار، نشان می‌دهد که T_{nr} با افزایش کرنش کاهش می‌یابد. شکل (۶)، وابستگی T_{nr} به کرنش گذر را برای فولاد مورد مطالعه نشان می‌دهد. این وابستگی، معمولاً با رابطه‌ی توانی به شکل زیر تشریح می‌شود [18]:

$$T_{nr} = 1117 \exp(-0.71\varepsilon) \quad (5)$$

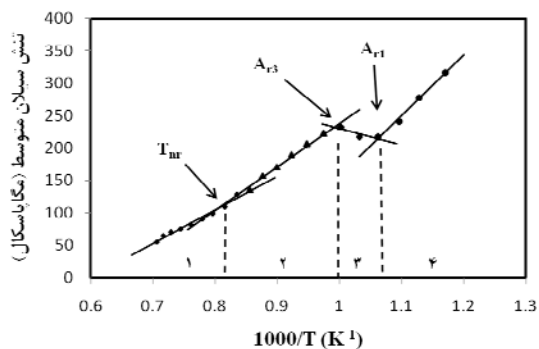


در این رابطه، ε_a و ε_b به ترتیب مقادیر کرنش در شروع و پایان هر گذر نورد هستند. مقدار انتگرال در رابطه‌ی (۳) را می‌توان به صورت عددی و با محاسبه‌ی مساحت زیر نمودار با استفاده از رابطه‌ی (۴)، تخمین زد [18]:

$$\int_{\varepsilon_a}^{\varepsilon_b} \sigma_{eq} d\varepsilon_{eq} = \sum_{i=0}^N \frac{\sigma_i + \sigma_{i+1}}{2} \times (\varepsilon_{i+1} - \varepsilon_i) \quad (4)$$

در این رابطه، N تعداد بازه‌های تقسیم‌بندی در فاصله‌ی ε_a تا ε_b می‌باشد.

شکل (۴)، نمودار تنش سیلان متوسط بر حسب معکوس دمای مطلق را برای آزمون یک نشان می‌دهد.



شکل ۴ نمودار تنش سیلان متوسط بر حسب معکوس دمای مطلق برای آزمون ۱ (کرنش ۰/۲، نرخ کرنش ۱ بر ثانیه و زمان میان مرحله‌ای ۳۰ ثانیه).

مطابق با نتایج در شکل (۴)، تغییر تنش سیلان متوسط نسبت به $1000/T$ را می‌توان به چهار ناحیه تقسیم کرد. در ناحیه ۱، افزایش تنش با کاهش دما قابل مشاهده است. با کاهش دما در ناحیه ۲، تنش‌ها افزایش می‌یابند، ولی شیب تغییرات نسبت به $1000/T$ در این ناحیه (دماهای پایین‌تر از T_{nr}) بیش‌تر است. از نظر متالورژیکی، در دماهای بالاتر از T_{nr} و در زمان‌های میان‌مرحله‌ای، تبلور مجدد استاتیکی روی می‌دهد که منجر به کارنرمی می‌شود. در دماهای پایین‌تر از T_{nr} ، با تشکیل رسوبات، مرزهای دانه‌های آستنیت قفل می‌شوند و از کارنرمی ناشی از تبلور مجدد استاتیکی جلوگیری می‌شود. کاهش تنش با

مجدد را از دست می‌دهند و به این ترتیب، اجازه می‌دهند تا تبلور مجدد تا موقعی که در دماهای پایین‌تر کامل شود، ادامه یابد.

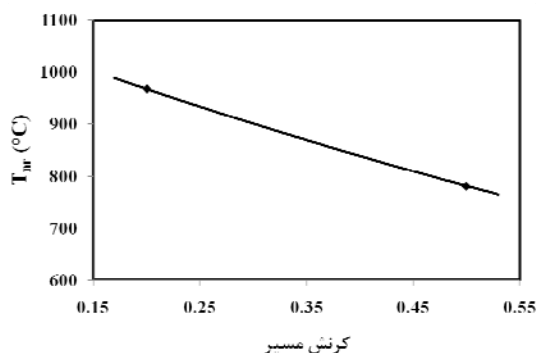
تأثیر نرخ کرنش

نمودار تنش سیلان متوسط بر حسب $1000/T$ ، در شکل (۷) نشان داده شده است. برای این آزمون‌ها، کرنش 0.2 و زمان میان‌مرحله‌ای 30 ثانیه ثابت نگه‌داشته شده است و تنها نرخ کرنش تغییر می‌کند.

در شکل (۷) مشاهده می‌شود که تنش سیلان متوسط با افزایش نرخ کرنش افزایش می‌یابد. علت این رفتار آن است که میزان وقوع ترمیم ناشی از بازیابی دینامیکی با افزایش نرخ کرنش، کاهش می‌یابد [۱۸].

در نرخ‌های کرنش کم‌تر، زمان تغییر شکل طولانی‌تر است و این، باعث وقوع ترمیم بیش‌تر می‌شود. به‌عنوان مثال، هنگامی که نرخ کرنش 0.1 بر ثانیه می‌باشد، زمان تغییر شکل برای رسیدن به کرنش 0.2 ، برابر با 2 ثانیه است. این زمان برای ترمیم دینامیکی قابل‌توجه، به‌اندازه‌ی کافی طولانی است. بنابراین، تنش سیلان متوسط نسبتاً کمی را به‌وجود می‌آورد. در مقابل، به‌ازای نرخ کرنش 1 بر ثانیه، زمان تغییر شکل 0.2 ثانیه است. این زمان کوتاه، ترمیم را کمینه می‌کند و به‌این ترتیب، باعث ایجاد تنش سیلان متوسط بیش‌تر می‌شود. آستنیت شکل گرفته در این حالت که تحت کرنش بیش‌تری قرار گرفته و کم‌تر ترمیم شده است، نیروی محرکه‌ی بیش‌تری برای تبلور مجدد استاتیکی دارد و بنابراین، انتظار می‌رود که باعث کاهش T_{nr} شود. با این حال، نتایج نشان می‌دهند که T_{nr} با افزایش نرخ کرنش افزایش می‌یابد. بنابراین، این نکته را باید در نظر داشت که در کرنش‌های کوچک، تأثیر نرخ کرنش بر T_{nr} بسیار ناچیز است و حتی می‌تواند عکس شود [۱۸]. شرحی که در ادامه خواهد آمد، می‌تواند دلیلی برای وقوع این پدیده باشد.

شکل ۵ نمودار تنش سیلان متوسط بر حسب معکوس دمای مطلق برای آزمون‌های ۱ و ۴ در رابطه‌ی (۴)، می‌توان مشاهده کرد که تغییر کوچکی در کرنش در هر گذر باعث تغییر قابل‌توجهی در T_{nr} می‌شود. این نتیجه، با نتایج تحقیق کودی و همکاران [25]، و بایی و همکاران [18]، مطابقت دارد.

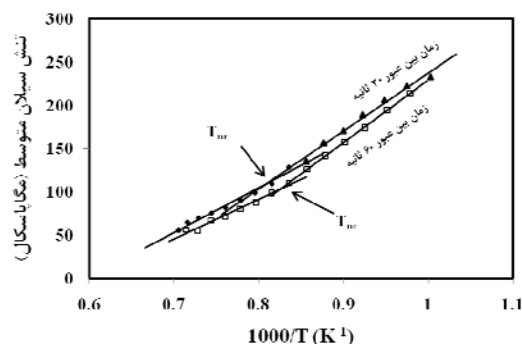


شکل ۶ وابستگی T_{nr} به کرنش در هر گذر (نرخ کرنش 1 بر ثانیه و زمان میان‌مرحله‌ای 30 ثانیه).

کاهش T_{nr} با افزایش کرنش در هر گذر، می‌تواند به‌دلیل عوامل مؤثر زیر باشد [8,27]:

- ۱- ریز شدن دانه. وقتی که کرنش گذر افزایش می‌یابد، دانه‌های ریزتری به‌وسیله‌ی تبلور مجدد استاتیکی تولید می‌شوند. این ساختارهای ریزتر، به‌عنوان مناطق جوانه‌زنی بیش‌تر برای تبلور مجدد بعدی و نرم‌شدگی سریع‌تر به‌کار می‌روند.
- ۲- افزایش چگالی نابجایی‌ها. وقتی که کرنش افزایش می‌یابد، چگالی نابجایی‌ها بیش‌تر می‌شود و سرعت تبلور مجدد نیز افزایش می‌یابد. وقتی که زمان میان‌مرحله‌ای ثابت نگه‌داشته می‌شود، این امکان برای تبلور مجدد فراهم می‌شود تا در دماهای پایین‌تری کامل شود.
- ۳- درشت شدن رسوبات. وقتی که کرنش گذر افزایش می‌یابد، چگالی نابجایی‌ها افزایش می‌یابد و این، باعث درشت شدن سریع‌تر رسوبات می‌شود. ذرات درشت رسوب، تأثیر به‌تأخیر انداختن تبلور

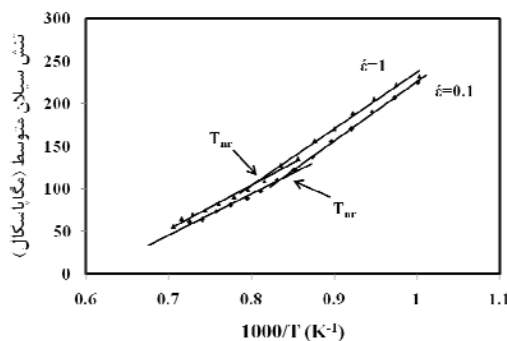
دید که در دماهای بالای T_{nr} ، به دلیل تبلور مجدد کامل و عدم استحکام بخشی رسوبی، زمان میان مرحله‌ای تأثیری زیادی بر تنش سیلان متوسط تأثیر ندارد و نمودارهای تنش سیلان متوسط در این بخش، بسیار به یکدیگر نزدیکند. در این حالت، تنش سیلان متوسط تنها تابعی از دماست. در دماهای پایین تر از T_{nr} ، رسوب گذاری صورت می‌گیرد. بنابراین، افزایش تنش سیلان متوسط نه تنها به دلیل کاهش دماست، بلکه به دلیل استحکام بخشی رسوبی هم می‌باشد.



شکل ۸ نمودار تنش سیلان متوسط بر حسب عکس دمای مطلق برای آزمون‌های ۱ و ۳.

در زمان‌های میان مرحله‌ای کوتاه که در آن‌ها، تشکیل رسوب در مراحل اولیه‌ی تغییر شکل چند مرحله‌ای امکان پذیر نیست، تنها ناخالصی‌های موجود باعث تأخیر تبلور مجدد می‌شوند. در این حالت، تبلور مجدد با افزایش زمان میان مرحله‌ای افزایش می‌یابد و به این ترتیب، T_{nr} کاهش می‌یابد. مادامی که افزایش زمان میان مرحله‌ای منجر به تشکیل رسوب نشود، T_{nr} کاهش خواهد یافت.

با افزایش زمان میان مرحله‌ای، کم شدن سرعت تبلور مجدد که عمدتاً به دلیل تشکیل رسوبات می‌باشد، بیش تر رخ می‌دهد و این، باعث افزایش T_{nr} می‌شود. به تدریج با افزایش بیش تر زمان‌های میان مرحله‌ای، T_{nr} به دلیل درشت شدن رسوبات و تضعیف اثر آن‌ها در



شکل ۷ نمودار تنش سیلان متوسط بر حسب عکس دمای مطلق برای آزمون‌های ۱ و ۲.

در حالت کلی، در نبود رسوبات ناشی از کرنش، افزایش نرخ تغییر شکل باعث کاهش زمان نهفتگی تبلور مجدد و افزایش نرخ تبلور مجدد در ادامه می‌شود. این رفتار، به دلیل افزایش چگالی نابجایی‌ها و کاهش اندازه‌ی زیردانه‌ها (subgrains) می‌باشد که به همراه افزایش نرخ کرنش، نیروی محرکه برای انجام تبلور مجدد را افزایش می‌دهند. در محدوده دمایی که رسوبات ناشی از کرنش به احتمال زیاد به وجود می‌آیند، نه تنها تبلور مجدد، بلکه تشکیل رسوبات نیز در نرخ‌های کرنش بالا شتاب می‌گیرد.

می‌توان گفت که تأثیر متقابلی بین این دو پدیده وجود دارد. در کرنش‌های بالا، سرعت تبلور مجدد بیش از سرعت تشکیل رسوبات است و این، باعث کاهش T_{nr} می‌شود. در کرنش‌های کم، سرعت تشکیل رسوبات بیش از سرعت تبلور مجدد است و این، باعث افزایش T_{nr} می‌شود [27].

تأثیر زمان بین عبورها

نمودار تنش سیلان متوسط بر حسب $1000/T$ برای فولاد مورد مطالعه در این تحقیق، در شکل (۸) نشان داده شده است. برای آزمون‌های نشان داده شده در این شکل، کرنش در حد 0.2 و نرخ کرنش به میزان 1 بر ثانیه ثابت نگه داشته شده است، در حالی که زمان میان مرحله‌ای تغییر کرده است. در شکل (۸) می‌توان

۷۴۷ °C) به دست آمده است. افزون بر این، مطابقت خوبی بین مقادیر A_{F3} به دست آمده از آزمون مرسوم پیچش گرم (آزمون اول) [6]، با مقادیر به دست آمده از رابطه‌ی اوچی وجود دارد (کمتر از ۳ درصد اختلاف). این مطابقت، به خصوص وقتی که زمان میان مرحله‌ای افزایش می‌یابد (آزمون سوم)، بیش تر شده است. افزون بر این، مطابقت بهتری بین مقادیر T_{nr} به دست آمده از آزمون پیچش با مقادیر حاصل از رابطه‌ی بُراتو در آزمون‌های اول تا سوم (برای کرنش‌های کم تر) مشاهده می‌شود (حدود ۶ درصد اختلاف). نتایج حاصل، با مقادیر به دست آمده برای فولاد API X70 در تحقیق انجام شده توسط آکشرانی و همکاران [31]، همخوانی دارند. در واقع، دمای T_{nr} به دست آمده در تحقیق مذکور برابر با ۹۷۵ °C (۰/۷ درصد اختلاف با آزمون اول به عنوان آزمون مرسوم پیچش گرم) و محدوده دمای A_{F3} بین ۷۷۵ °C و ۸۰۰ °C (اختلاف ۵ تا ۸ درصدی با آزمون اول)، این مطلب را تأیید می‌کند. بزرگ تر بودن دماهای بحرانی برای فولاد مورد نظر در مرجع مذکور نسبت به فولاد مورد مطالعه در این تحقیق را می‌توان به کم تر بودن مقدار منگنز در آن (۱/۲ درصد در مقایسه با ۱/۵ درصد) مربوط دانست

نتیجه گیری

دماهای بحرانی برای فولاد خط لوله از نوع API X70، به وسیله‌ی آزمون پیچش گرم در شرایط مختلف تغییر شکل، شامل نرخ و میزان کرنش و زمان میان مرحله‌ای نورد، تعیین و تأثیر هر یک از این عوامل بر دماهای بحرانی بررسی شد. نتایج به دست آمده به شکل زیر خلاصه می‌شوند:

۱- تنش سیلان متوسط با افزایش کرنش کاهش می‌یابد و تغییر شیب آن با کاهش کرنش، در دماهای بالاتر اتفاق می‌افتد. این رفتار نشان می‌دهد که T_{nr} با افزایش کرنش کاهش می‌یابد.

کند کردن تبلور مجدد، مجدداً شروع به کاهش می‌کند [28].

مقایسه‌ی نتایج به دست آمده

بُراتو و همکاران [29]، با استفاده از تحلیل رگرسیون، رابطه‌ی (۶) را بین T_{nr} و ترکیب شیمیایی به دست آورده‌اند:

$$T_{nr} = 887 + 464C + 890Ti + 363Al - 357Si + 6445Nb - 644\sqrt{Nb} + 732V - 230\sqrt{V} \quad (6)$$

اوچی و همکاران [30]، هم رابطه‌ی (۷) را بین دمای بحرانی A_{F3} و ترکیب شیمیایی به دست آورده‌اند:

$$A_{F3} = 910 - 310C - 80Mn - 20Cu - 15Cr - 80Mo \quad (7)$$

مقادیر به دست آمده با استفاده از رابطه‌های (۶) و (۷) و مقادیر حاصل از روش زمان بندی میانگین، در جدول (۳) نشان داده شده‌اند. بر اساس بررسی‌های انجام شده، رابطه‌ی مشخصی تاکنون بین A_{F1} و ترکیب شیمیایی گزارش نشده است.

جدول ۳ مقایسه‌ی دماهای بحرانی (بر حسب درجه‌ی سانتی‌گراد) به دست آمده از روش زمان بندی میانگین و رابطه‌های تجربی

روابط تجربی	آزمون ۴	آزمون ۳	آزمون ۲	آزمون ۱	دمای بحرانی (°C)
T_{nr}	۷۸۱	۹۳۸	۹۲۳	۹۶۸	T_{nr}
A_{F3}	۶۶۷	۷۴۷	۷۲۶	۷۳۴	A_{F3}
A_{F1}	۵۹۴	۶۶۵	۶۶۹	۶۶۸	A_{F1}

همان‌طور که در جدول (۳) دیده می‌شود، کم‌ترین و بیش‌ترین دمای T_{nr} برای آزمون‌های ۴ و ۱ (به ترتیب ۷۸۱ °C و ۹۶۸ °C) و کم‌ترین و بیش‌ترین دمای A_{F3} برای آزمون‌های ۴ و ۳ (به ترتیب ۶۶۷ °C و

وجود داشت (کمتر از ۳ درصد اختلاف). این سازگاری، به خصوص در زمان‌های میان‌مرحله‌ای طولانی‌تر، افزایش می‌یابد. افزون بر این، مطابقت خوبی بین مقادیر T_{nr} حاصل از آزمون پیچش با مقادیر به‌دست آمده از رابطه‌های تجربی در کرنش‌های کم‌تر مشاهده شد (حدود ۶ درصد اختلاف). نتایج حاصل، با نتایج به‌دست آمده برای فولادی با ترکیب شیمیایی مشابه نیز هم‌خوانی داشت.

قدردانی

از شرکت لوله و تجهیزات سدید، به‌دلیل در اختیار قرار دادن فولاد API X70 و از آقای دکتر مناجاتی در دانشگاه مَک-گیل کانادا، برای همکاری در انجام آزمون‌های پیچش گرم، تشکر می‌شود.

۲- برخلاف انتظار، نتایج نشان دادند که T_{nr} با افزایش نرخ کرنش از 0.1 s^{-1} به 1 s^{-1} افزایش می‌یابد. بنابراین، می‌توان نتیجه گرفت که در کرنش‌های کوچک، تأثیر نرخ کرنش بر T_{nr} بسیار ناچیز است و حتی می‌تواند معکوس شود.

۳- در صورتی که زمان‌های میان‌مرحله‌ای طولانی باشد، در دماهای T_{nr} بالا، به‌دلیل تبلور مجدد کامل و عدم استحکام‌بخشی رسوبی، زمان میان‌مرحله‌ای تأثیر زیادی بر تنش سیلان متوسط نمی‌گذارد. در این حالت، تنش سیلان متوسط تنها تابعی از دماست. از طرف دیگر، به‌دلیل افزایش میزان تبلور مجدد با افزایش زمان میان‌مرحله‌ای، T_{nr} کاهش می‌یابد.

۴- مطابقت خوبی بین مقادیر A_{F3} حاصل از آزمون پیچش با مقادیر به‌دست آمده از رابطه‌های تجربی

مراجع

1. S. Shanmugam, N. K. Ramiseti, R. D. K. Misra, J. Hartmann, S. G. Jansto, "Microstructure and high strength-toughness combination of a new 700MPa Nb-microalloyed pipeline steel", *Materials Science and Engineering: A*, Vol. 478, No. 1-2, pp. 26-37, (2008).
2. M. C. Zhao, K. Yang, Y.-Y. Shan, "Comparison on strength and toughness behaviors of microalloyed pipeline steels with acicular ferrite and ultrafine ferrite", *Materials Letters*, Vol. 57, No. 9-10, pp. 1496-1500, (2003).
3. J.-m. Zhang, W.-h. Sun, H. Sun, "Mechanical Properties and Microstructure of X120 Grade High Strength Pipeline Steel", *Journal of Iron and Steel Research, International*, Vol. 17, No. 10, pp. 63-67, (2010).
4. A. Dehghan-Manshadi, R. Dippenaar, "The Behavior of Precipitates during Hot-Deformation of Low-Manganese, Titanium-Added Pipeline Steels", *Metallurgical and Materials Transactions A*, Vol. 41, No. 13, pp. 3291-3296, (2010).
5. T. Schambron, A. W. Phillips, D. M. O'Brien, J. Burg, E. V. Pereloma, C. C. Killmore, J. A. Williams, "Thermomechanical Processing of Pipeline Steels with a Reduced Mn Content", *ISIJ International*, Vol. 49, No. 2, pp. 284-292, (2009).
6. J. Calvo, L. Collins, S. Yue, "Design of Microalloyed Steel Hot Rolling Schedules by Torsion Testing: Average Schedule vs. Real Schedule", *ISIJ International*, Vol. 50, pp. 1193-1199, (2010).

7. J. Calvo, I. H. Jung, A. M. Elwazri, D. Bai, S. Yue, "Influence of the chemical composition on transformation behaviour of low carbon microalloyed steels", *Materials Science and Engineering: A*, Vol. 520, No. 1–2, pp. 90-96, (2009).
8. A. Najafi-Zadeh, S. Yue, J. J. Jonas, "Influence of Hot Strip Rolling Parameters on Austenite Recrystallization in Interstitial Free Steels", *ISIJ International*, Vol. 32, No. 2, pp. 213-221, (1992).
9. L. N. Pussegoda, J. J. Jonas, "Comparison of Dynamic Recrystallization and Conventional Controlled Rolling Schedules by Laboratory Simulation", *ISIJ International*, Vol. 31, No. 3, pp. 278-288, (1991).
10. F. H. Samuel, S. Yue, J. J. Jonas, K. R. Barnes, "Effect of Dynamic Recrystallization on Microstructural Evolution during Strip Rolling", *ISIJ International*, Vol. 30, No. 3, pp. 216-225, (1990).
11. L. P. Karjalainen, T. M. Maccagno, J. J. Jonas, "Softening and Flow Stress Behaviour of Nb Microalloyed Steels during Hot Rolling Simulation", *ISIJ International*, Vol. 35, No. 12, pp. 1523-1531, (1995).
12. A. Kojima, Y. Watanabe, Y. Terada, A. Yoshie, H. Tamehiro, "Ferrite Grain Refinement by Large Reduction per Pass in Non-recrystallization Temperature Region of Austenite", *ISIJ International*, Vol. 36, No. 5, pp. 603-610, (1996).
13. T. M. Maccagno, J. J. Jonas, S. Yue, B. J. McCrady, R. Slobodian, D. Deeks, "Determination of Recrystallization Stop Temperature from Rolling Mill Logs and Comparison with Laboratory Simulation Results", *ISIJ International*, Vol. 34, No. 11, pp. 917-922, (1994).
14. F. Siciliano, Jr., J. Jonas, "Mathematical modeling of the hot strip rolling of microalloyed Nb", multiply-alloyed Cr-Mo, and plain C-Mn steels, *Metallurgical and Materials Transactions A*, Vol. 31, No. 2, pp. 511-530, (2000).
15. A. Zaky, "Determinations of the non-recrystallization temperature for X52 steel produced by compact slab process combined with direct hot rolling", *Journal of Materials Engineering and Performance*, Vol. 15, No. 6, pp. 651-655, (2006).
16. S. Solhjo, R. Ebrahimi, "Prediction of no-recrystallization temperature by simulation of multi-pass flow stress curves from single-pass curves", *Journal of Materials Science*, Vol. 45, No. 21, pp. 5960-5966, (2010).
17. M. I. Vega, S. F. Medina, M. Chapa, A. Quispe, "Determination of Critical Temperatures (T_{nr} , A_{r3} , A_{r1}) in Hot Rolling of Structural Steels with Different Ti and N Contents", *ISIJ International*, Vol. 39, No. 12, pp. 1304-1310, (1999).
18. D. Bai, S. Yue, J. Jonas, W. Sun, "Effect of deformation parameters on the no-recrystallization temperature in Nb-bearing steels", *Metallurgical Transactions, A (Physical Metallurgy and Materials Science)*, Vol. 24, No. 10, (1993).

19. S.H. Hashemi, M. Rakhshkhorshid, "ANN model for investigation the effect of chemical composition on hardness and impact energy in API X65 microalloyed steel", *Modares Mechanical Engineering*, Vol. 12, No. 4, pp. 156-163, (2012). In Persian
20. R. Abad, A. I. Fernandez, B. Lopez, J. M. Rodriguez-Ibabe, "Interaction between Recrystallization and Precipitation during Multipass Rolling in a Low Carbon Niobium Microalloyed Steel", *ISIJ International*, Vol. 41, No. 11, pp. 1373-1382, (2001).
21. M. Gomez, S. F. Medina, A. Quispe, P. Valles, "Static Recrystallization and Induced Precipitation in a Low Nb Microalloyed Steel", *ISIJ International*, Vol. 42, No. 4, pp. 423-431, (2002).
22. D. Mohammadyani, S. H. Hashemi, M. Pouranvari, S. M. Mousavizadeh, "On the relation of microstructure and impact toughness characteristics of DSAW steel of grade API X70", *Fatigue & Fracture of Engineering Materials & Structures*, Vol. 32, pp. 33-40, (2009).
23. A. Akbarzadeh, "Effect of thermomechanical processing on microstructure, texture, and anisotropy in two Nb microalloyed steels", Ph.D thesis, Department of Mining and Metallurgical Engineering, McGill University, Montreal, Canada, (1997).
24. B. Mirzakhani, M. Salehi, S. Khoddam, S. Seyedein, M. Aboutalebi, "Investigation of Dynamic and Static Recrystallization Behavior During Thermomechanical Processing in a API-X70 Microalloyed Steel", *Journal of Materials Engineering and Performance*, Vol. 18, pp. 1029-1034, (2009).
25. L. J. Cuddy, J. J. Bauwin, J. C. Raley, "Recrystallization of austenite", *Metallurgical Transactions A*, Vol. 11, No. 3, pp. 381-386, (1980).
26. W. Sun, M. Militzer, J. Jonas, "Diffusion-controlled growth and coarsening of MnS during hot deformation", *Metallurgical transactions. A, Physical metallurgy and materials science*, Vol. 23, No. 11, pp. 3013-3023, (1992).
27. D. Q. Bai, "Effect of rolling parameters on the no-recrystallization temperature (T_{nr}) in Nb-bearing steels", Degree of Master of Engineering Thesis, Department of Mining and Metallurgical Engineering, McGill University, Montreal, Canada, (1993).
28. W.P. Sun, M. Militzer, D.Q. Bai, J.J. Jonas, "Effect of Interpass Time on Austenite Recrystallization in Nb-Containing HSLA Steels", *Materials Science Forum*, Vol. 113 - 115, pp. 533-538, (1993).
29. C. Ouchi, T. Sampei, I. Kozasu, "The Effect of Hot Rolling Condition and Chemical Composition on the Onset Temperature of Gamma-Alpha Transformation after Hot Rolling", *Trans ISIJ (Iron and Steel Inst. Japan)*, Vol. 22, pp. 214-222, (1982).
30. F. Boratto, R. Barbosa, S. Yue, J.J. Jonas, "The Influence of Chemical Composition on the Recrystallization Behavior of Microalloyed Steel", *THERMEC88 Conference Proceedings*, Tokyo, Japan, pp. 51-61, (1988).

31. A. Al Shahrani, N. Yazdipour, A. Dehghan-Manshadi, A. A. Gazder, C. Cayron, E. V. Pereloma, "The effect of processing parameters on the dynamic recrystallisation behaviour of API-X70 pipeline steel", *Materials Science and Engineering: A*, Vol. 570, No. 0, pp. 70-81, (2013).