

Research Paper

Physically-based constitutive equation for prediction of the flow stress of microalloyed steel during hot deformation

Hamed Mirzadeh

Associate Professor, School of Metallurgy and Materials Engineering, College of Engineering, University of Tehran, Tehran, Iran.

Citation: Mirzadeh H. Physically-based constitutive equation for prediction of the flow stress of microalloyed steel during hot deformation. *Metallurgical Engineering* 2018; 21(1): 10-15 <http://dx.doi.org/10.22076/me.2018.77441.1163>

 <http://dx.doi.org/10.22076/me.2018.77441.1163>

ABSTRACT

The constitutive equations based on the dislocation mechanics are applicable at relatively low temperatures. Nevertheless, considering the diffusion processes is necessary for modeling the hot flow stress. In other words, the softening effects of dynamic recovery and recrystallization should be taken into account. In the present work, a modified Zerilli–Armstrong constitutive equation for predicting the hot flow stress of a microalloyed steel was proposed, in which the effects of hardening and softening phenomena were contemplated. It was shown that the original equation is not able to model the softening part of flow curves related to dynamic recrystallization and it was clarified that the constants of the model should be modified for appropriate consideration of the effects of dynamic recovery. On the other hand, it was found that the hardening and softening stages should be separated and the peak strain can be utilized into the flow stress formula. While retaining the general form of the original Zerilli–Armstrong model, the developed constitutive relation was able to appropriately predict the hot flow stress. Conclusively, this constitutive model can be considered as a simple and viable one for modeling the flow stress of steels.

Keywords: Thermomechanical processing, Constitutive equations, Hot deformation, Dynamic recrystallization.

■ ■

* *Corresponding Author:*

Hamed Mirzadeh, PhD

Address: Associate Professor, School of Metallurgy and Materials Engineering, College of Engineering, University of Tehran, Tehran, Iran.

Tel: +98 (21) 82084080

E-mail: hmirzadeh@ut.ac.ir

معادله رفتاری پایه فیزیکی برای پیش بینی تنش سیلان فولاد میکروآلیاژی در حین تغییر شکل داغ

حامد میرزاده

دانشیار، دانشکده مهندسی متالورژی و مواد، پردیس دانشکده‌های فنی دانشگاه تهران، تهران، ایران.

چکیده

معادلات رفتاری بر پایه مکانیک نابجاییها در دماهای نسبتاً پایین قابل استفاده هستند. اما برای مدل کردن تنش سیلان در دماهای بالا، نیاز به در نظر گرفتن فرآیندهای نفوذی می‌باشد. به عبارتی، اثر نرم شوندگی بازایی و تبلور مجدد دینامیکی باید در نظر گرفته شود. در تحقیق حاضر، یک معادله رفتاری اصلاح شده زیرلی-آرم استرانگ برای پیش بینی تنش سیلان دمای بالای یک فولاد میکروآلیاژی ارائه شد که در آن اثرات سخت شوندگی و نرم شوندگی در نظر گرفته شده است. نشان داده شد که رابطه اصلی نمی‌تواند قسمت نرم شدن منحنی‌های سیلان که مربوط به تبلور مجدد دینامیکی است را مدل کند و مشخص شد که اصلاحاتی در ثوابت رابطه لازم است تا بازایی دینامیکی به شکل مناسبی در نظر گرفته شود. از طرف دیگر، برای مدل کردن مناسب داده‌ها مشخص شد که باید مراحل سخت و نرم شدن را جداگانه در نظر گرفت و از کرنش پیک در رابطه تنش سیلان استفاده کرد. مدل توسعه یافته با وجود پایبندی به اصول مدل زیرلی-آرم استرانگ به خوبی توانست تنش سیلان در دمای بالا را پیش بینی کند. در کل می‌توان این مدل را یک روش مناسب و ساده برای مدل کردن تنش سیلان فولادها دانست.

واژه‌های کلیدی: فرآیندهای ترمومکانیکی، معادلات رفتاری، کار گرم، تبلور مجدد دینامیکی.

۱. مقدمه

شکل $\sigma = c_0 + B_0 \varepsilon^{0.5} \exp(-\beta_0 T + \beta_1 T \ln \dot{\varepsilon})$ [۱۴] برای فلزات مکعبی باوجوه مرکزدار ارائه شده است که در آن، c_0 و B_0 بر حسب مگاپاسکال و β_0 و β_1 دارای واحد K^{-1} هستند. ثابت c_0 به عنوان جمله غیرحرارتی برای نشان دادن تاثیر عناصر حل شده و مرزدانه بر تنش سیلان به عبارت اصلی افزوده شده است. استفاده از توان کرنش-سختی n به جای ۰.۵ به شکل $\sigma = c_0 + B_0 \varepsilon^n \exp(-\beta_0 T + \beta_1 T \ln \dot{\varepsilon})$ برای بیان بهتر بازایی دینامیکی و اشباع نمودار تنش-کرنش در کرنش‌های بالا مفید است [۱۵].

انتظار می‌رود که معادله زیرلی-آرم استرانگ در نرخ کرنش بالا و دمای نسبتاً پایین استفاده شود. یکی از مهم‌ترین ویژگی‌های تغییر شکل در دمای بالا وجود بازایی و تبلور مجدد دینامیکی می‌باشد به گونه‌ای که به طور قابل توجهی بر تنش سیلان تاثیر می‌گذارند [۱۶-۱۹]. علاوه بر آن، از آن جایی که نفوذ در دماهای بالا بهبود می‌یابد مکانیزم تغییر شکل معمولاً از طریق لغزش و صعود نابجایی‌ها کنترل می‌شود [۱۸ و ۱۹]. به همین دلیل، تنش سیلان وابستگی کمی به اندازه دانه اولیه دارد [۲۰]. لذا از c_0 می‌توان چشم پوشی کرد. همچنین حساسیت تنش سیلان به نرخ کرنش

کارگرم از لحاظ تولید ماده با شکل لازم و ریزساختار و خواص مکانیکی مطلوب نقش مهمی در صنعت دارد [۶-۱۱]. از آن جایی که شبیه سازی کامپیوتری در صنعت در فرآیند شکل دهی فلزات به طور گسترده‌ای استفاده می‌شود و هر شبیه سازی کاربردی ریاضی به بیان دقیق تنش سیلان وابسته است، توسعه مدل‌های مناسب برای تنش سیلان الزامی است. از این رو پژوهش‌های مختلفی به مدل کردن تنش سیلان فلزات و آلیاژها پرداخته‌اند [۷-۱۰]. مدل جانسون-کوک [۱۱-۱۳]، با در نظر گرفتن اثرات جداگانه کرنش، نرخ کرنش و دمای تغییر شکل، پرکاربردترین مدل را برای معادله رفتاری ارائه می‌دهد. اما در این مدل، جداگانه بودن اثر پارامترهای تغییر شکل یک مشکل اصلی می‌باشد. به خصوص در دمای بالا که اثرات همزمان دما و نرخ کرنش از اهمیت زیادی برخوردار است، این مشکل جدی ترمی باشد [۱۱-۱۳]. زیرلی و آرم استرانگ [۱۴]، رابطه رفتاری بر پایه مکانیک نابجایی‌ها را برای ساختارهای متفاوت کریستالی پیشنهاد داده‌اند بطوریکه اثرات کرنش سختی، نرخ کرنش و نرم شدن حرارتی با یکدیگر ادغام شده‌اند. مدل اصلی زیرلی-آرم استرانگ به

* نویسنده مسئول:
دکتر حامد میرزاده

نشانی: تهران، پردیس دانشکده‌های فنی دانشگاه تهران، دانشکده مهندسی متالورژی و مواد.
تلفن: +۹۸ ۰۲۱ ۸۲۰۸۴۰۸۰

پست الکترونیکی: hmirzadeh@ut.ac.ir

می‌شود. پس از آن، ناحیه نرم شدن پدیدار می‌شود که تا حالت پایا ادامه می‌یابد. شکل ۱ نشان می‌دهد که با کاهش دمای تغییر شکل و افزایش نرخ کرنش تنش سیلان افزایش می‌یابد. در نتیجه، تأثیر دما و نرخ کرنش اهمیت زیادی داشته و باید در روابط مورد توجه قرار گیرد.

۴. مدل سازی با رابطه زیریلی-آرم استرانگ

با چشم پوشی از c_0 و گرفتن لگاریتم از مدل اصلی، رابطه به شکل $\ln \sigma = \ln B_0 + 0.5 \ln \dot{\epsilon} - (\beta_0 - \beta_1 \ln \dot{\epsilon}) T$ در دست می‌آید. برای محاسبه B_0 ، نرخ کرنش مرجع $0.1 s^{-1}$ در نظر گرفته شد. در نتیجه، عبارت $B_1 = \beta_0 - \beta_1 \ln \dot{\epsilon}$ مقداری ثابت می‌باشد. با بررسی رابطه، مشخص است که از شیب نمودار $\ln \sigma$ بر حسب T در کرنش ثابت می‌توان برای بدست آوردن مقدار B_1 در آن کرنش استفاده کرد. نمودار لازم در شکل ۲-الف نمایش داده شده است که نشان دهنده خطوطی تقریباً موازی برای کرنش‌های مختلف است. بنابراین، B_1 به کرنش وابسته نیست و مقدار میانگین آن برابر با $0.0034 K^{-1}$ به دست آمد.

بر اساس تحلیل بالا، معادله زیریلی-آرم استرانگ به صورت ساده شده $\ln \sigma = (\ln B_0 - 0.0034T) + 0.5 \ln \dot{\epsilon}$ در دست می‌آید. بنابراین، عرض از مبدا نمودار $\ln \sigma$ بر حسب $\ln \dot{\epsilon}$ از رسم خطوطی با شیب ۰.۵ در دمای ثابت برای بدست آوردن $\ln B_0 - 0.0034T$ در آن دما می‌تواند به کار برده شود. این موضوع در شکل ۲-ب نشان داده شده است و دیده می‌شود که B_0 چندان به دما وابسته نیست. مقدار آن برابر با ۱۵۲۷۹ MPa به دست آمد. علاوه بر تحلیل‌های بالا می‌توان دریافت که دو شیب با علامت مخالف برای نمایش داده‌ها در شکل ۲-ب لازم می‌باشد که در مورد این موضوع در بخش مربوط به اصلاح مدل بحث خواهد شد.

بنابراین $\sigma = 15279 \dot{\epsilon}^{0.5} \exp(-\beta_0 T + \beta_1 T \ln \dot{\epsilon})$ و یا $\ln \sigma = \{\ln(15279 \dot{\epsilon}^{0.5}) - \beta_0 T\} + \beta_1 T \ln \dot{\epsilon}$ خواهد بود که برای محاسبه β_0 و β_1 قابل استفاده است. لذا در کرنش‌های مشخص (بین ۰.۰۴ تا ۰.۶)، از شیب و عرض از مبدا نمودارهای $\ln \sigma$ بر حسب $\ln \dot{\epsilon}$ در دماهای مختلف می‌توان برای بدست آوردن متوسط β_0 و β_1 استفاده کرد. نمودار مربوط به کرنش ۰.۳ در شکل ۲-ج نشان داده شده است. مشخص شد که β_1 به کرنش زیاد وابسته نیست و برابر با $0.00012 K^{-1}$ محاسبه شد. مقدار میانگین β_0 نیز برابر با $0.00319363 K^{-1}$ به دست آمد. در نتیجه، مدل زیریلی-آرم استرانگ برای فولاد مورد استفاده می‌تواند به صورت زیر جمع بندی شود:

رابطه ۱.

$$\sigma = 15279 \dot{\epsilon}^{0.5} \exp(-0.00319363T + 0.00012T \ln \dot{\epsilon})$$

شکل ۳ نشان دهنده تفاوت بین تنش سیلان تجربی و محاسبه شده برای شرایط تغییر شکل مختلف با استفاده از رابطه (۱) است. همانگونه که مشخص است مدل اصلی

در دماهای کارگرم بیشتر می‌شود که نشان دهنده مهم تر شدن لغزش فعال شده حرارتی نابعی‌ها می‌باشد. بنابراین، برای مدل سازی تنش سیلان در دمای بالا، تغییراتی در مدل زیریلی-آرم استرانگ لازم است. در این پژوهش مدل زیریلی-آرم استرانگ برای یک فولاد میکروآلیاژی در دماهای بالا مورد ارزیابی قرار گرفته و در ادامه، اصلاحاتی برای مدل کردن نمودارهای تنش سیلان گرم ارائه شده است.

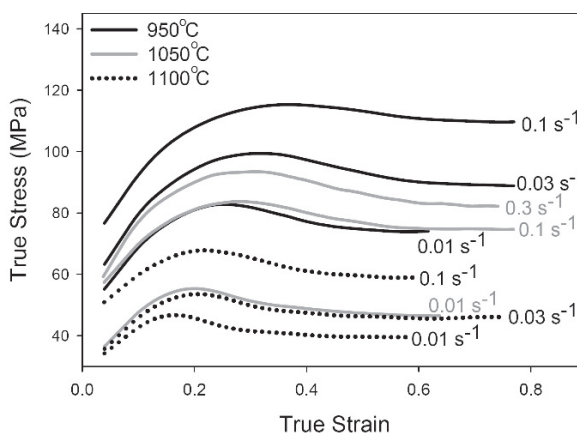
۲. مواد و روش تحقیق

آزمایش‌های فشار تک محوری در دمای بالا بر روی نمونه‌های استوانه‌ای با ارتفاع ۱۱.۴ mm و قطر ۷.۶ mm ساخته شده از فولاد میکروآلیاژی با ترکیب شیمیایی $0.018Ti - 0.083V - 0.72Si - 0.34C - 1.52Mn$ (بر حسب درصد وزنی) انجام شد. نرخ کرنش و دما در این تحقیق به ترتیب در بازه‌های $0.01 - 0.3 s^{-1}$ و $950 - 1100^\circ C$ در نظر گرفته شد. نمونه‌ها به مدت ۱۵ دقیقه در $1100^\circ C$ قبل از تست فشار حرارت داده شدند و جریان آرگون برای جلوگیری از کربن زدایی و اکسید شدن استفاده شد. اطلاعات بیشتر درباره آزمایش فشار و رفتار تغییر شکل گرم این ماده را می‌توان در مرجع [۲۱] یافت.

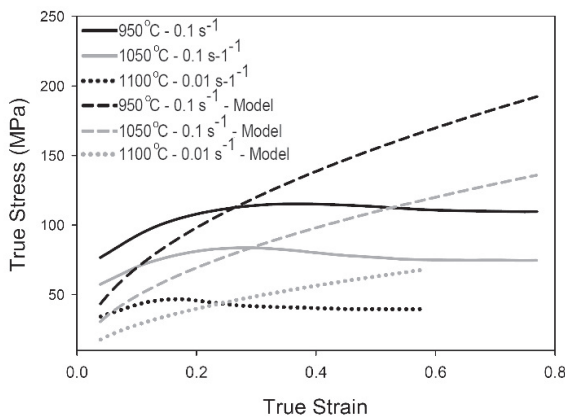
۳. نتایج و بحث

نمودارهای سیلان بدست آمده در شکل ۱ نشان داده شده‌اند. دیده می‌شود که همه نمودارها رفتار متداول تبلور مجدد دینامیکی [۲۵-۲۲] را دارا هستند که شامل یک پیک پهن به همراه نرم شدن پس از آن می‌باشد.

در مراحل اولیه تغییر شکل، برهمکنش نابعی‌ها در تقابل با بازیابی دینامیکی باعث افزایش تنش سیلان می‌شود. زمانی که دانسیته نابعی‌ها به مقدار بحرانی برسد، تبلور مجدد دینامیکی آغاز شده، گسترش می‌یابد و باعث نرم شوندگی می‌شود. در نتیجه آن، تنش پیک در نمودارهای سیلان ایجاد



شکل ۱. منحنی‌های سیلان در شرایط مختلف تغییر شکل



شکل ۳. مدل سازی منحنی‌های سیلان بر اساس رابطه اصلی زیریلی-آرم استرانگ

که در اینجا t_i خروجی واقعی و y_i خروجی مدل است. میانگین خطای مجذور میانگین مربعات و درصد خطای مطلق به ترتیب 35.1 MPa و 35% به دست آمد. این مقادیر بالای خطاها، نامطلوب بودن مدل اصلی زیریلی-آرم استرانگ را تصدیق می‌کند. معادله اصلی زیریلی-آرم استرانگ، قسمت نرم شدن مربوط به تبلور مجدد دینامیکی را نمی‌تواند نشان دهد. همچنین مشاهده می‌شود که حتی مرحله سخت شدن را نیز نمی‌تواند به خوبی مدل کند که ناشی از این مساله است که برای محاسبه ضرایب، کل منحنی سیلان (هم قسمت سخت شونده و هم نرم شونده) مورد استفاده قرار گرفته است و همچنین توان کرنش برابر با 0.5 در نظر گرفته شده است که نمی‌تواند اثر بازیابی دینامیکی را به خوبی نشان دهد.

۵. مدل اصلاح شده زیریلی-آرم استرانگ

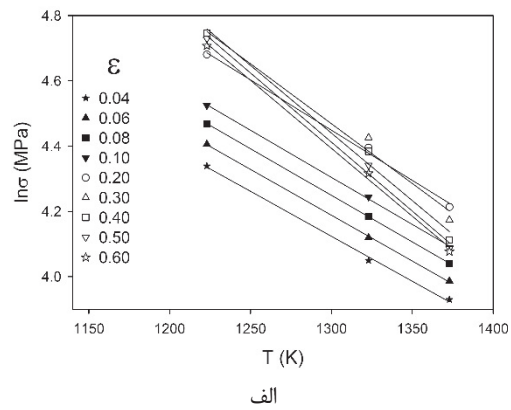
با توجه به نتایج مرحله قبل، می‌توان دریافت که توان کرنش کمتر از 0.5 برای در نظر گرفتن بازیابی دینامیکی بهتر است. با توجه به شکل ۲-ب می‌توان دریافت که برای نمایش داده‌ها با توجه به مرحله سخت و نرم شدن به دو شیب با علامت مخالف نیاز داریم. پس بررسی‌ها باید در قبل و بعد از نقطه پیک انجام شود. در نتیجه، استفاده از کرنش پیک (ϵ_p) در رابطه تنش سیلان می‌تواند راه حل مناسبی برای نمایش نقطه پیک باشد. لذا رابطه زیر برای مدل اصلاح شده زیریلی-آرم استرانگ در نظر گرفته شد:

رابطه ۴.

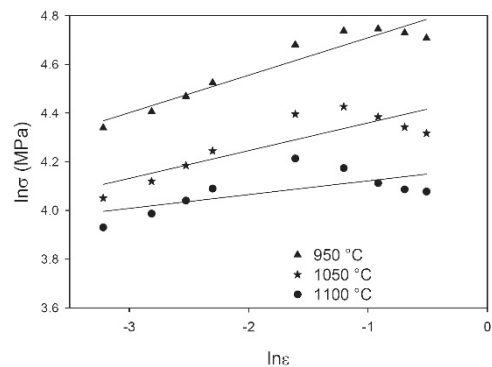
$$\epsilon \leq \epsilon_p \leftrightarrow \sigma = B_{01} (\epsilon / \epsilon_p)^{n_1} \exp(-\beta_0 T + \beta_1 T \ln \dot{\epsilon})$$

$$\epsilon \geq \epsilon_p \leftrightarrow \sigma = B_{02} (\epsilon / \epsilon_p)^{n_2} \exp(-\beta_0 T + \beta_1 T \ln \dot{\epsilon})$$

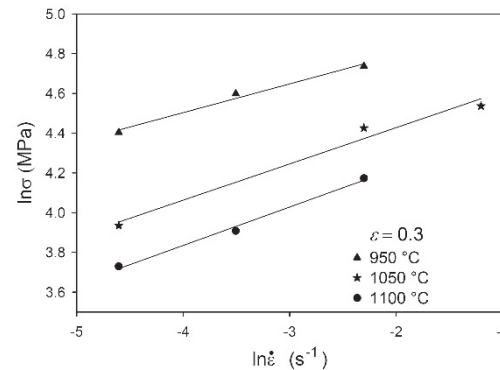
برای محاسبه مقدار B_{01} نرخ کرنش $0.1 s^{-1}$ به عنوان مرجع در نظر گرفته شد. با گرفتن لگاریتم طبیعی، رابطه به شکل $\ln \sigma = \ln B_{01} + n_1 \ln(\epsilon / \epsilon_p) - (\beta_0 - \beta_1 \ln \dot{\epsilon}) T$ به



الف



ب



ج

شکل ۲. به دست آوردن ثوابت رابطه اصلی زیریلی-آرم استرانگ

زیریلی-آرم استرانگ نمی‌تواند تنش سیلان کار گرم را به شکل مطلوب مدل کند. با وجود بررسی‌های چشمی، کارایی این مدل را می‌توان از طریق محاسبه مقدار خطای مجذور میانگین مربعات و درصد خطای مطلق با فرمول‌های زیر نیز ارزیابی کرد:

رابطه ۲.

$$RMSE = \sqrt{\frac{1}{N} \sum_{i=1}^N (t_i - y_i)^2}$$

رابطه ۳.

$$AAE = \frac{1}{N} \sum_{i=1}^N \left| \frac{t_i - y_i}{t_i} \right| \times 100$$

شکل ۵ نشان دهنده تفاوت بین تنش سیلان تجربی و محاسبه شده برای نمودارهای ارائه شده با استفاده از رابطه (۵) می باشد. واضح است که مدل اصلاح شده نهایی زیریلی-آرم استرانگ به طور مطلوبی برای پیش بینی و مدل کردن نمودارهای سیلان تغییر شکل گرم مناسب می باشد. میانگین خطای مجذور میانگین مربعات و درصد خطای مطلق به ترتیب برابر با 3.38 MPa و 3.45% بوده که مقادیر بسیار پایینی هستند. یکی از دست آوردهای این معادله رفتاری، پیش بینی تنش سیلان در دماهای بالا با وجود پایداری به اصول مدل زیریلی-آرم استرانگ می باشد که این مدل را از دیگر مدل های اصلاح شده زیریلی-آرم استرانگ متمایز می کند [۲۶-۲۸]. این معادله می تواند اثرات بازایی و تبلور مجدد دینامیکی در دماهای بالا را به خوبی نشان دهد و قابل کاربرد برای هر دو قسمت سخت شوندگی و نرم شوندگی می باشد.

۶. نتیجه گیری

کاربرد مدل زیریلی-آرم استرانگ برای پیش بینی تنش سیلان تغییر شکل گرم برای یک فولاد میکروآلیاژی ارزیابی شد و اصلاحاتی برای اثرات بازایی و تبلور مجدد در نظر گرفته شد. نتایج زیر را می توان از این تحقیق به دست آورد:

۱- رابطه $\sigma = c_0 + B_0 \epsilon^{0.5} \exp(-\beta_0 T + \beta_1 T \ln \dot{\epsilon})$ برای مدل زیریلی-آرم استرانگ نتوانست قسمت نرم شدن منحنی های سیلان را نشان دهد و حتی نتوانست به خوبی مرحله سخت شدن را مدل کند. مشخص شد که توان کرنش کمتر از 0.5 برای در نظر گرفتن بازایی دینامیکی لازم است. جدا از آن، برای نمایش داده ها باید مراحل سخت و نرم شدن را جداگانه در نظر گرفت. همچنین در نظر گرفته شد که استفاده از کرنش پیک در رابطه تنش سیلان می تواند راه حل مناسبی برای نمایش نقطه پیک باشد.

۲- رابطه اصلاح شده زیریلی-آرم استرانگ به شکل زیر ارائه شد که به خوبی می تواند اثرات بازایی و تبلور مجدد دینامیکی در دماهای بالا را نشان دهد و قابل کاربرد برای هر دو قسمت سخت شوندگی و نرم شوندگی می باشد:

$$\epsilon \leq \epsilon_p \leftrightarrow \sigma = B_0 (\epsilon / \epsilon_p)^{n_1} \exp(-\beta_0 T + \beta_1 T \ln \dot{\epsilon})$$

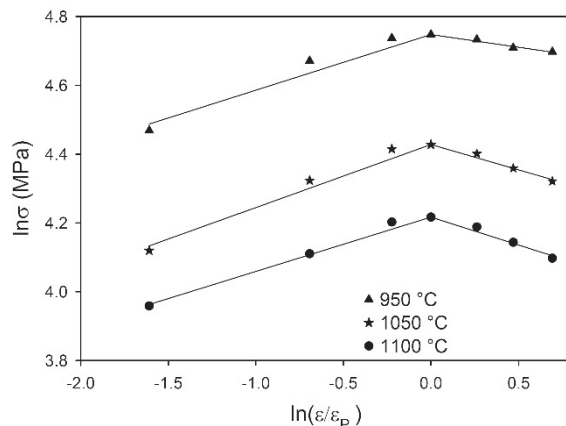
$$\epsilon \geq \epsilon_p \leftrightarrow \sigma = B_0 (\epsilon / \epsilon_p)^{n_2} \exp(-\beta_0 T + \beta_1 T \ln \dot{\epsilon})$$

دست می آید. لذا با استفاده از شیب نمودار $\ln \sigma$ بر حسب T در ϵ / ϵ_p ثابت می توان مقدار $B_1 = \beta_0 - \beta_1 \ln \dot{\epsilon}$ را به دست آورد که برابر $0.0035 K^{-1}$ محاسبه شد. بنابراین، معادله $\ln \sigma = (\ln B_{01} - 0.0035T) + n_1 \ln(\epsilon / \epsilon_p)$ به دست می آید. شیب و عرض از مبدا نمودار $\ln \sigma$ بر حسب $\ln(\epsilon / \epsilon_p)$ در دمای ثابت برای بدست آوردن مقادیر n_1 ، $\ln B_{01} - 0.0035T$ ، n_2 و $\ln B_{02} - 0.0035T$ در آن دما استفاده شد. این موضوع در شکل ۴ نشان داده شده است و مقدار میانگین برای n_1 ، B_{01} و n_2 به ترتیب برابر با 0.167، 8403 MPa و -0.128، 8403 MPa، با توجه به رابطه (۴)، مشخص بود که B_{02} و B_{01} بایستی مساوی باشند تا در نقطه پیک، دو قسمت منحنی با یکدیگر تطابق داشته باشند. در نهایت، برای محاسبه β_0 و β_1 عملیات مشابه قسمت قبل انجام شد و مقدار آنها به ترتیب برابر با $0.00324 K^{-1}$ و $0.00012 K^{-1}$ بدست آمد. لذا، معادله رفتاری زیر حاصل شد:

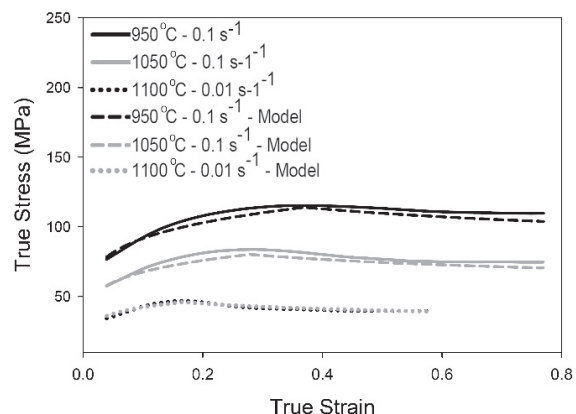
رابطه ۵.

$$\epsilon \leq \epsilon_p \leftrightarrow \sigma = 8403 (\epsilon / \epsilon_p)^{0.167} \exp(-0.00324T + 0.00012T \ln \dot{\epsilon})$$

$$\epsilon \geq \epsilon_p \leftrightarrow \sigma = 8403 (\epsilon / \epsilon_p)^{-0.128} \exp(-0.00324T + 0.00012T \ln \dot{\epsilon})$$



شکل ۴. به دست آوردن ثوابت رابطه اصلاح شده زیریلی-آرم استرانگ



شکل ۵. مدل سازی منحنی های سیلان بر اساس رابطه اصلاح شده زیریلی-آرم استرانگ

References

- [1] E Shafiei, N Goodarzi, K Dehghani, A Soltani Tehrani, A new constitutive equation to predict single peak flow stress curves at high temperatures: a comprehensive study on different steels, *Canadian Metallurgical Quarterly*, Vol. 56, No. 1, pp. 104-112, 2017.
- [2] M. Shalbafi, R. Roumina, R. Mahmudi, Hot deformation of the extruded Mg-10Li-1Zn alloy: Constitutive analysis and processing maps, *Journal of Alloys and Compounds*, Vol. 696, pp. 1269-1277, 2017.
- [3] S. Asqardoust, A. Zarei-Hanzaki, S.M. Fatemi, M. Moradjoy-Hamedani, High temperature deformation behavior and microstructural evolutions of a high Zr containing WE magnesium alloy, *Journal of Alloys and Compounds*, Vol. 669, pp. 108-116, 2016.
- [4] H Farnoush, A Momeni, K Dehghani, JA Mohandesi, H Keshmiri, Hot deformation characteristics of 2205 duplex stainless steel based on the behavior of constituent phases, *Materials and Design*, Vol. 31, No. 1, pp. 220-226, 2010.
- [5] R. Baktash, H. Mirzadeh, A Simple Constitutive Model for Prediction of Single-Peak Flow Curves Under Hot Working Conditions, *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 138, No. 2, pp. 021004, 2016.
- [6] E Ghasemi, A Zarei-Hanzaki, E Farabi, K Tesař, A Jäger, M Rezaee, Flow softening and dynamic recrystallization behavior of BT9 titanium alloy: A study using process map development, *Journal of Alloys and Compounds*, Vol. 695, No. 1, pp. 1706-1718, 2017.
- [7] H. Mirzadeh, A Simplified Approach for Developing Constitutive Equations for Modeling and Prediction of Hot Deformation Flow Stress, *Metallurgical and Materials Transactions A*, Vol. 46, No. 9, pp. 4027-4037, 2015.
- [8] Y.C. Lin, X.M. Chen, A critical review of experimental results and constitutive descriptions for metals and alloys in hot working, *Materials and Design*, Vol. 32, No. 4, pp. 1733-1759, 2011.
- [9] H. Mirzadeh, J. M. Cabrera, A. Najafzadeh, Constitutive relationships for hot deformation of austenite, *Acta Materialia*, Vol. 59, No. 16, pp. 6441-6448, 2011.
- [10] T. Mirzaie, H. Mirzadeh, J. M. Cabrera, A simple Zerilli-Armstrong constitutive equation for modeling and prediction of hot deformation flow stress of steels, *Mechanics of Materials*, Vol. 94, No. 1, pp. 38-45, 2016.
- [11] M. Vural, J. Caro, Experimental analysis and constitutive modeling for the newly developed 2139-T8 alloy, *Materials Science and Engineering A*, Vol. 520, No. 1, pp. 56-65, 2009.
- [12] Z. Akbari, H. Mirzadeh, J. M. Cabrera, A simple constitutive model for predicting flow stress of medium carbon microalloyed steel during hot deformation, *Materials and Design*, Vol. 77, No. 1, pp. 126-131, 2015.
- [13] H. Shin and J. B. Kim, A Phenomenological Constitutive Equation to Describe Various Flow Stress Behaviors of Materials in Wide Strain Rate and Temperature Regimes, *Journal of Engineering Materials and Technology*, Vol. 132, No. 2, pp. 021009, 2010.
- [14] F.J. Zerilli, R. W. Armstrong, Dislocation-mechanics-based constitutive relations for material dynamics calculations, *Journal of Applied Physics*, Vol. 61, No. 1, pp. 1816-1825, 1987.
- [15] F.J. Zerilli, Dislocation mechanics-based constitutive equations, *Metallurgical and Materials Transactions A*, Vol. 35, No. 9, pp. 2547-2555, 2004.
- [16] J.J. Jonas, X. Queleennec, L. Jiang, E. Martin, The Avrami kinetics of dynamic recrystallization, *Acta Materialia*, Vol. 57, No. 9, pp. 2748-2756, 2009.
- [17] H. Mirzade, A. Najafzadeh, Prediction of the critical conditions for initiation of dynamic recrystallization, *Materials and Design*, Vol. 31, No. 3, pp. 1174-1179, 2010.
- [18] H. Mirzadeh, M. Roostaei, M.H. Parsa, R. Mahmudi, Rate controlling mechanisms during hot deformation of Mg-3Gd-1Zn magnesium alloy: Dislocation glide and climb, dynamic recrystallization, and mechanical twinning, *Materials and Design*, Vol. 68, No. 1, pp. 228-231, 2015.
- [19] H. Mirzadeh, Constitutive analysis of Mg-Al-Zn magnesium alloys during hot deformation, *Mechanics of Materials*, Vol. 77, No. 1, pp. 80-85, 2014.
- [20] T.G. Langdon, An Analysis of Flow Mechanisms in High Temperature Creep and Superplasticity, *Materials Transactions*, Vol. 46, No. 9, pp. 1951-1956, 2005.
- [21] H. Mirzadeh, J. M. Cabrera, J. M. Prado, A. Najafzadeh, Hot deformation behavior of a medium carbon microalloyed steel, *Materials Science and Engineering A*, Vol. 528, No. 10, pp. 3876-3882, 2011.
- [22] S. Saadatkia, H. Mirzadeh, J.M. Cabrera, Hot deformation behavior, dynamic recrystallization, and physically-based constitutive modeling of plain carbon steels, *Materials Science and Engineering A*, Vol. 636, No. 1, pp. 196-202, 2015.
- [23] M. Rakhshkhorshid, S. H. Hashemi, Experimental study of hot deformation behavior in API X65 steel, *Materials Science and Engineering A*, Vol. 573, No. 1, pp. 37-44, 2013.
- [24] A. Sadeghi, M. Pegguleryuz, Recrystallization and texture evolution of Mg-3%Al-1%Zn-(0.4-0.8)%Sr alloys during extrusion, *Materials Science and Engineering A*, Vol. 528, No. 3, pp. 1678-1685, 2011.
- [25] A. Khosravifard, A.S. Hamada, M.M. Moshksar, R. Ebrahimi, D.A. Porter, L.P. Karjalainen, High temperature deformation behavior of two as-cast high-manganese TWIP steels, *Materials Science and Engineering A*, Vol. 582, No. 1, pp. 15-21, 2013.
- [26] N. Kotkunde, H. N. Krishnamurthy, P. Puranik, A. K. Gupta, S. K. Singh, Microstructure study and constitutive modeling of Ti-6Al-4V alloy at elevated temperatures, *Materials and Design*, Vol. 54, No. 1, pp. 96-103, 2014.
- [27] D. Samantaray, S. Mandal, A. K. Bhaduri, A comparative study on Johnson Cook, modified Zerilli-Armstrong and Arrhenius-type constitutive models to predict elevated temperature flow behaviour in modified 9Cr-1Mo steel, *Computational Materials Science*, Vol. 47, No. 2, pp. 568-576, 2009.
- [28] Y.C. Lin, X.M. Chen, A combined Johnson-Cook and Zerilli-Armstrong model for hot compressed typical high-strength alloy steel, *Computational Materials Science*, Vol. 49, No. 3, pp. 628-633, 2010.