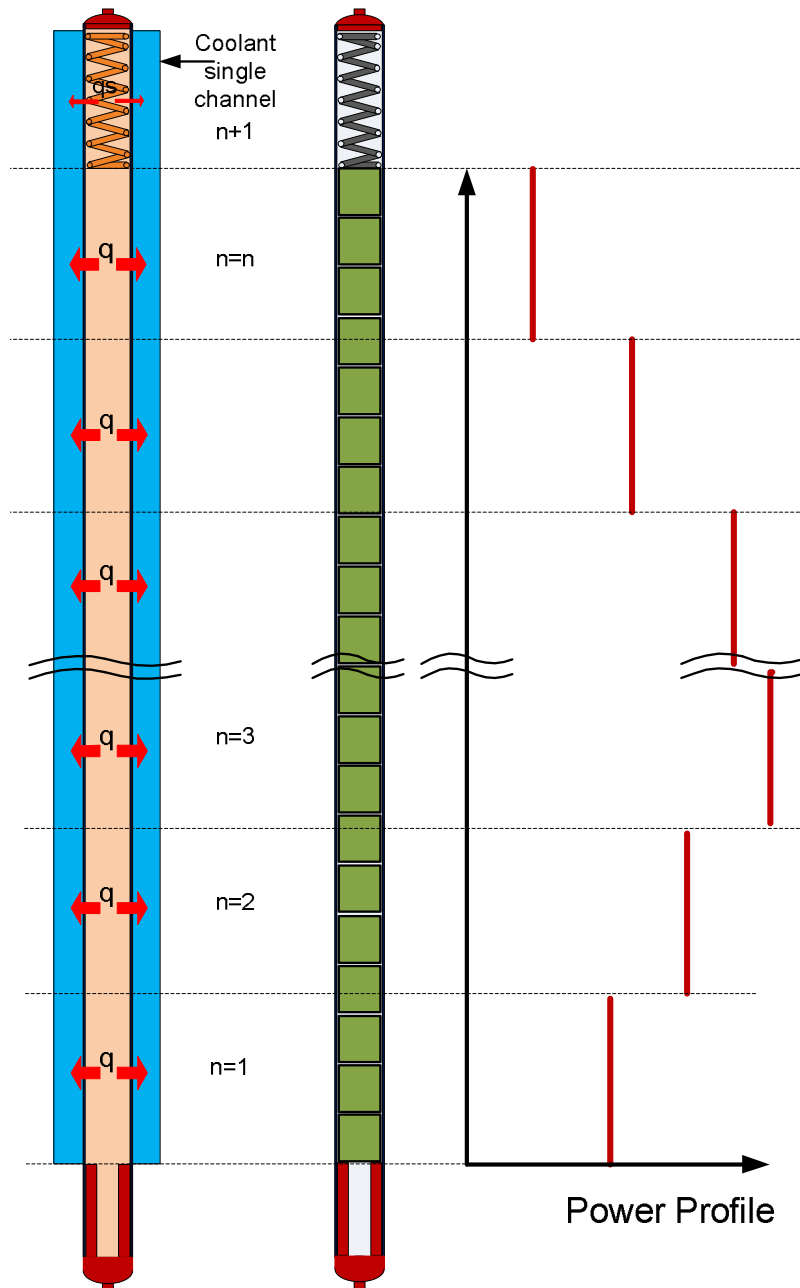


گزارش فنی کد تحلیل عملکرد میله سوخت در شرایط پایا (PARS) PERFORMANCE ANALYSIS OF THE FUEL ROD IN STEADY STATE



گزارش فنی کد PARS

بسته بیست و یکم - ویرایش ۰ - تیر ۱۳۹۶

فهرست مطالب

۸	۱- چکیده.....
۸	۲- کلیدواژه.....
۹	۳- اختصارات.....
۹	۴- مقدمه.....
۱۴	۵- دامنه گزارش.....
۱۴	۶- ساختار کلی کد PARS.....
۱۸	۷- مدل های حرارتی.....
۶۰	۸- مدل های مکانیکی.....
۱۲۱	۹- سایر مدل های میله سوخت.....
۱۷۱	۱۰- اعتبارسنجی.....
۱۸۱	۱۱- نتایج.....
۲۱۵	۱۲- نتیجه گیری.....
۲۱۶	۱۳- مراجع.....

فهرست شکل‌ها

- شکل ۱: شمای کلی یک میله سوخت ۱۰
- شکل ۲: نمایش پدیده‌های مختلف فیزیکی تأثیرگذار در عملکرد میله سوخت ۱۱
- شکل ۳: نحوه تقسیم‌بندی میله سوخت برای محاسبات حرارتی-مکانیکی ۱۵
- شکل ۴: روندنمای کلی کد تحلیل عملکرد میله سوخت در شرایط پایا ۱۶
- شکل ۵: شمای کلی توزیع دما در میله سوخت ۱۹
- شکل ۶: نحوه گره‌بندی در قرص سوخت برای محاسبات حرارتی ۲۴
- شکل ۷: تعیین پارامترها برای یک گره میانی در سوخت ۲۵
- شکل ۸: تعیین پارامترها برای گره‌های واقع در سطح سوخت و مرکز سوخت ۲۵
- شکل ۹: نمایش محفظه بالای میله سوخت ۳۲
- شکل ۱۰: نمایش حجم کنترل برای محاسبات دمای گاز ۳۴
- شکل ۱۱: استفاده از مفهوم مقاومت حرارتی برای محاسبه دمای گاز در محفظه بالای میله سوخت ۳۴
- شکل ۱۲: روندنمای برنامه برای محاسبه دمای گاز در محفظه بالای میله سوخت ۳۷
- شکل ۱۳: شکل شماتیک توزیع دما در سطح مشترک دو جسم A و B ۴۵
- شکل ۱۴: قرص سوخت با سطوح تخت ۶۳
- شکل ۱۵: قرص سوخت با سطوح بشقابی ۶۴
- شکل ۱۶: وضعیت حجم بین دو قرص سوخت (نوع با سطوح بشقابی) در حالت سرد و گرم ۶۴
- شکل ۱۷: نحوه تقسیم‌بندی شعاعی قرص سوخت برای محاسبات تغییر شکل ۷۲
- شکل ۱۸: روندنمای محاسبه تغییر شکل شعاعی و محوری سوخت ۷۳
- شکل ۱۹: میله سوخت تحت بارگذاری ۷۵
- شکل ۲۰: روند کلی تحلیل الاستیک در شرایط گپ باز و بسته در ساختار کلی کد حرارتی-مکانیکی ۸۳
- شکل ۲۱: شکل کلی منحنی تنش-کرنش ۸۴
- شکل ۲۲: روند کلی روش حل الاستیک پی در پی ۹۰
- شکل ۲۳: روندنمای برنامه برای محاسبات تغییر شکل پلاستیک با روش جانشینی پی‌درپی در حالت گپ بسته
برای یک حجم کنترل محوری ۹۷
- شکل ۲۴: جایگاه تحلیل الاستیک-پلاستیک در شرایط گپ باز و بسته در کد رفتار حرارتی-مکانیکی سوخت ۹۸

- شکل ۲۵: روند محاسبه تغییر شکل خزشی در غلاف ۱۰۴
- شکل ۲۶: تحلیل الاستیک در شرایط گپ باز و بسته در روند محاسباتی کد رفتار حرارتی-مکانیکی سوخت با لحاظ پدیده خزش غلاف ۱۰۵
- شکل ۲۷: نمایش قرص سوخت با سطوح تخت و بشقابی ۱۰۶
- شکل ۲۸: نمایش ابعاد در قرص سوخت بشقابی برای محاسبه حجم بشقاب ۱۰۷
- شکل ۲۹: یک نمونه منحنی تنش-کرنش منطبق بر مدل‌های فیزیکی ۱۱۲
- شکل ۳۰: نحوه مش‌بندی میله سوخت در جهت شعاعی برای حل معادلات همبسته مصرف سوخت و محاسبه توزیع شعاعی توان ۱۲۸
- شکل ۳۱: روندنمای برنامه برای حل معادلات همبسته مصرف سوخت و محاسبه توزیع شعاعی توان ۱۳۳
- شکل ۳۲: حبابهای گاز درون دانه‌ای و بین دانه‌ای در سوخت ۱۳۸
- شکل ۳۳: یک دانه کروی ایده آل در سوخت همراه با لایه حل مجدد ۱۳۹
- شکل ۳۴: شماتیکی از فرآیندهایی که بر روی میزان رهایش و حل شدن مجدد گاز تأثیر گذار است ۱۴۰
- شکل ۳۵: روند نمای حل برای محاسبه میزان رهایش گاز شکافت ۱۵۱
- شکل ۳۶: روندنمای محاسباتی مدل تولید و رهاسازی گازهای حاصل از شکافت ۱۵۶
- شکل ۳۷: نمایش چگونگی تشکیل اکسید بر روی فلز زیرکونیوم ۱۵۸
- شکل ۳۸: شکل‌گیری لایه یکنواخت اکسید و نمایش هیدروژن نفوذ کرده در فلز زیرکونیوم ۱۵۹
- شکل ۳۹: نمایش تشکیل لایه اکسید به صورت تاول در فلز زیرکونیوم ۱۶۰
- شکل ۴۰: نمایش تشکیل لایه اکسید به صورت سایه‌ای: شکل سمت راست، نزدیک دسته تیغه‌های کنترلی از جنس فولاد ضد زنگ و شکل سمت چپ، لایه اکسید در نقطه‌های دور از تیغه‌ها را نمایش می‌دهد ۱۶۰
- شکل ۴۱: نمایش چگونگی رشد لایه اکسید در طول زمان ۱۶۲
- شکل ۴۲: منحنی‌های نسبی توزیع محوری توان در طی سیکل ۱۷۳
- شکل ۴۳: تغییر توان خطی متوسط میله سوخت در طی سیکل ۱۷۳
- شکل ۴۴: منحنی‌های نسبی توزیع محوری توان در طی سیکل ۱۷۸
- شکل ۴۵: تغییر توان خطی متوسط میله سوخت در طی سیکل ۱۷۸
- شکل ۴۶: توزیع محوری دمای سیال در ابتدای کار راکتور ۱۸۲
- شکل ۴۷: توزیع شعاعی دما در مقطع پنجم محوری میله سوخت در ابتدای کار راکتور ۱۸۲

- شکل ۴۸: توزیع نسبی شعاعی توان در سوخت در مقطع پنجم در ابتدای کارکرد میله در راکتور ۱۸۳
- شکل ۴۹: توزیع شعاعی دما در میله سوخت در مقطع پنجم با گذشت ۱۱۳۷ روز از کارکرد میله در راکتور ۱۸۳
- شکل ۵۰: توزیع نسبی شعاعی توان در سوخت در مقطع پنجم با گذشت ۱۱۳۷ روز از کارکرد میله در راکتور ۱۸۴
- شکل ۵۱: دمای سیال در مقطع پنجم محوری میله سوخت برحسب زمان ۱۸۴
- شکل ۵۲: دمای مرکز سوخت در مقطع پنجم محوری میله سوخت برحسب زمان ۱۸۵
- شکل ۵۳: دمای سطح سوخت در مقطع پنجم محوری میله سوخت برحسب زمان ۱۸۵
- شکل ۵۴: دمای سطح غلاف در مقطع پنجم محوری میله سوخت برحسب زمان ۱۸۶
- شکل ۵۵: دمای سطح لایه اکسید در مقطع پنجم محوری میله سوخت برحسب زمان ۱۸۶
- شکل ۵۶: شعاع داخلی غلاف و شعاع خارجی سوخت برحسب زمان در مقطع پنجم محوری میله سوخت ۱۸۸
- شکل ۵۷: شعاع داخلی غلاف برحسب زمان کار میله سوخت در راکتور در مقطع پنجم محوری ۱۸۹
- شکل ۵۸: اندازه شکاف بین سوخت و غلاف برحسب زمان کارکرد میله سوخت در مقطع پنجم محوری ۱۸۹
- شکل ۵۹: تنش محیطی غلاف در مقطع پنجم محوری میله سوخت برحسب زمان ۱۹۰
- شکل ۶۰: تنش محوری غلاف در مقطع پنجم محوری میله سوخت برحسب زمان ۱۹۱
- شکل ۶۱: فشار تماسی بین سوخت و غلاف در مقطع پنجم محوری میله سوخت برحسب فرسایش ۱۹۱
- شکل ۶۲: تغییر نسبت گازهای حاصل از شکافت رها شده به تولید شده در کل میله سوخت ۱۹۲
- شکل ۶۳: فشار گاز درون میله سوخت برحسب زمان ۱۹۳
- شکل ۶۴: حجم گاز درون میله سوخت برحسب زمان ۱۹۳
- شکل ۶۵: تغییرات ضریب انتقال حرارت شکاف گازی در مقطع پنجم محوری برحسب فرسایش ۱۹۴
- شکل ۶۶: ضخامت لایه اکسید در مقطع پنجم محوری میله سوخت برحسب زمان ۱۹۵
- شکل ۶۷: غلظت هیدروژن در غلاف در مقطع پنجم محوری میله سوخت برحسب زمان ۱۹۶
- شکل ۶۸: تغییر طول سوخت برحسب زمان ۱۹۷
- شکل ۶۹: تغییر طول غلاف ناشی از شار نوترون‌های سریع در طی زمان ۱۹۷
- شکل ۷۰: تغییر طول غلاف ناشی از انبساط حرارتی، تنش-کرنش و خزش در طی زمان ۱۹۸
- شکل ۷۱: تغییر طول غلاف ناشی از تمامی پدیده‌های تأثیرگذار در طی زمان ۱۹۸
- شکل ۷۲: مقایسه توزیع محوری دمای سیال ۱۹۹
- شکل ۷۳: توزیع شعاعی دما در در مقطع سوم محوری میله سوخت در ابتدای کار راکتور ۲۰۰

- شکل ۷۴: توزیع شعاعی دما در میله سوخت در مقطع سوم محوری با گذشت ۱۶۹۷ روز از کارکرد میله در راکتور..... ۲۰۰
- شکل ۷۵: توزیع نسبی شعاعی توان در سوخت در مقطع سوم محوری در ابتدای کارکرد میله در راکتور..... ۲۰۱
- شکل ۷۶: توزیع نسبی شعاعی توان در سوخت در مقطع سوم محوری با گذشت ۱۶۹۷ روز از کارکرد میله در راکتور..... ۲۰۱
- شکل ۷۷: تغییر دمای مرکز سوخت در مقطع سوم محوری میله سوخت بر حسب فرسایش..... ۲۰۲
- شکل ۷۸: تغییر دمای سطح سوخت در مقطع سوم محوری میله سوخت بر حسب فرسایش..... ۲۰۲
- شکل ۷۹: تغییر دمای سطح داخلی غلاف در مقطع سوم محوری میله سوخت بر حسب فرسایش..... ۲۰۳
- شکل ۸۰: تغییر دمای سطح خارجی لایه اکسید روی غلاف در مقطع سوم محوری بر حسب زمان..... ۲۰۳
- شکل ۸۱: تغییر دمای گاز در محفظه بالای میله سوخت بر حسب زمان..... ۲۰۴
- شکل ۸۲: تغییر شعاع داخلی غلاف و شعاع خارجی سوخت بر حسب زمان در مقطع سوم محوری میله سوخت..... ۲۰۵
- شکل ۸۳: تغییر شعاع داخلی غلاف بر حسب زمان کار میله سوخت در راکتور در مقطع سوم محوری..... ۲۰۵
- شکل ۸۴: تغییر اندازه شکاف بین سوخت و غلاف بر حسب زمان کارکرد میله سوخت در مقطع سوم محوری..... ۲۰۶
- شکل ۸۵: تنش محیطی غلاف در مقطع سوم محوری میله سوخت بر حسب زمان..... ۲۰۷
- شکل ۸۶: تنش محوری غلاف در مقطع سوم محوری میله سوخت بر حسب زمان..... ۲۰۷
- شکل ۸۷: فشار تماسی بین سوخت و غلاف در مقطع سوم محوری میله سوخت بر حسب فرسایش..... ۲۰۸
- شکل ۸۸: تغییر نسبت گازهای حاصل از شکافت رها شده به تولید شده در کل میله سوخت..... ۲۰۹
- شکل ۸۹: فشار گاز درون میله سوخت بر حسب زمان..... ۲۰۹
- شکل ۹۰: حجم گاز درون میله سوخت بر حسب زمان..... ۲۱۰
- شکل ۹۱: ضریب انتقال حرارت شکاف در مقطع سوم محوری بر حسب فرسایش..... ۲۱۰
- شکل ۹۲: ضخامت لایه اکسید در مقطع سوم محوری بر حسب زمان..... ۲۱۱
- شکل ۹۳: غلظت هیدروژن در غلاف در مقطع سوم محوری بر حسب زمان..... ۲۱۱
- شکل ۹۴: تغییر طول سوخت در طی زمان..... ۲۱۲
- شکل ۹۵: تغییر طول غلاف ناشی از شار نوترون‌های سریع در طی زمان..... ۲۱۳
- شکل ۹۶: تغییر طول غلاف ناشی از انبساط حرارتی، تنش و خزش در طی زمان..... ۲۱۳
- شکل ۹۷: تغییر طول غلاف ناشی از همه پدیده‌های تأثیرگذار در طی زمان..... ۲۱۴

فهرست جدول‌ها

- جدول ۱: فهرستی از کدهای تحلیل عملکرد سوخت، کشور توسعه دهنده و موارد استفاده از آن‌ها ۱۲
- جدول ۲: ضرایب خواص گاز هلیوم ۶۰
- جدول ۳: پارامترهای مورد استفاده در محاسبه نرخ خزش برای دو نوع غلاف ۱۰۲
- جدول ۴: سطح مقطع‌های شکافت و گیراندازی مورد استفاده در کد FRAPCON3 ۱۲۵
- جدول ۵: مشخصات میله سوخت یک نمونه راکتور هسته‌ای آب تحت فشار برای مسئله شماره ۱ ۱۷۲
- جدول ۶: تغییر توان میله سوخت برحسب گام زمانی متغیر در مسئله شماره ۱ ۱۷۴
- جدول ۷: مشخصات میله سوخت یک نمونه راکتور هسته‌ای آب تحت فشار برای مسئله شماره ۲ ۱۷۷
- جدول ۸: تغییر توان میله سوخت برحسب گام زمانی متغیر در مسئله شماره ۲ ۱۷۹

۱- چکیده

میله سوخت به عنوان یکی از مهم‌ترین اجزای یک راکتور هسته‌ای است که تحلیل رفتار آن در شرایط پایا و گذرا نیازمند ابزارهای محاسباتی قدرتمند می‌باشد. این جزء مهم در طی شرایط کاری راکتور با پدیده‌های متعدد و پیچیده‌ای مواجه است و شبیه‌سازی رفتار میله سوخت در شرایط پایا و گذرا بسیار اهمیت دارد. برای نیل به این هدف کد تحلیل عملکرد میله سوخت (PARS) برای شرایط پایا توسعه داده شده است. این کد قابلیت شبیه‌سازی میله‌های سوخت از جنس دی اکسید اورانیوم و غلاف با آلیاژ زیرکونیوم را دارا می‌باشد و برای راکتورهای هسته‌ای آب تحت فشار (PWR) و آب جوشان (BWR) مناسب است. با توجه به این که هدف بررسی عملکرد میله سوخت در مدت زمان سیکل کاری یک یا چندساله و شرایط کارکرد عادی میله سوخت است و تغییرات در پارامترهای شرایط مرزی و توان میله سوخت به کندی اتفاق می‌افتد، می‌توان مسئله را برای زمان‌های مختلف به صورت پایا در نظر گرفت. کد PARS توانایی محاسبات پدیده‌های تأثیرگذار در عملکرد میله سوخت از جمله توزیع محوری خواص سیال، توزیع شعاعی توان با حل همزمان معادلات مصرف سوخت، توزیع دمایی سوخت با روش اختلاف محدود، تغییر شکل سوخت با لحاظ پدیده‌های تورم، چگالش، انبساط حرارتی، جابجایی ناشی از ترک و بازیابی آن، تنش-کرنش الاستیک در غلاف در شرایط شکاف باز و بسته، تنش-کرنش پلاستیک غلاف در شرایط شکاف بسته، خزش غلاف، تولید و رها شدن محصولات شکافت گازی، حجم آزاد درون میله، فشار گاز، ضریب انتقال حرارت شکاف گازی، خوردگی غلاف و ترکیب با هیدروژن را دارا می‌باشد.

جهت اعتبارسنجی کد توسعه داده شده دو مسئله مرجع که همراه با کد FRAPCON3.1 در اختیار بوده است، انتخاب و مدل‌سازی شده است و نتایج حاصل از کد PARS با نتایج کد FRAPCON3.1 مقایسه شده است که نشان‌دهنده تطابق خوب بین نتایج دو کد می‌باشد.

۲- کلیدواژه

سوخت هسته‌ای، غلاف، عملکرد میله سوخت، توسعه کد PARS، شرایط پایا

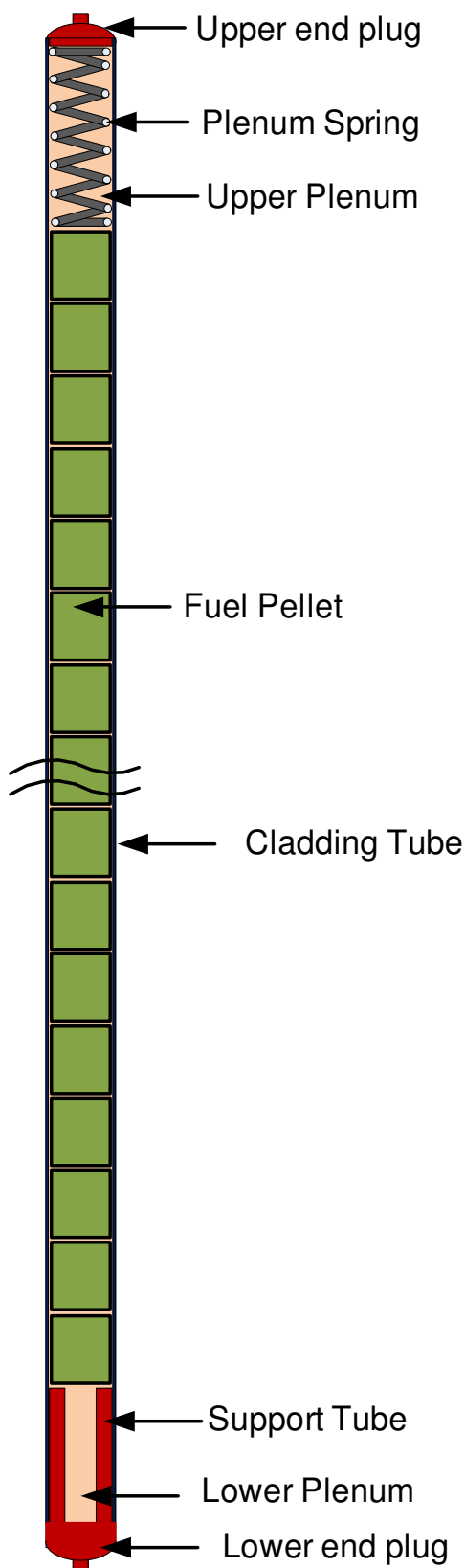
۳- اختصارات

توضیح	عبارت اختصاری	عبارت
کد تحلیل عملکرد میله سوخت در شرایط پایا	PARS	Pereformance Analysis of the fuel Rod in Steady state
کد تحلیل حرارتی-مکانیکی میله سوخت	FROTMA	Fuel Rod Thermo Mechanical Analysis
کدی کامپیوتری برای محاسبات رفتار حرارتی-مکانیکی میله‌های سوخت اکسیدی با فرسایش بالا در شرایط پایا	FRAPCON	A Computer Code for the Calculation of Steady State Thermal-Mechanical Behavior of Oxide Fuel Rods for High Burnup

۴- مقدمه

با توجه به اهمیت کدها و ابزارهای محاسباتی، در هر کشوری همگام با توسعه صنعت هسته‌ای، کدهای محاسباتی نیز توسعه یافته‌اند. میله سوخت (شکل ۱) در طی شرایط کاری راکتور با پدیده‌های متعدد و پیچیده‌ای مواجه است و تحلیل عملکرد^۱ میله سوخت یا به عبارتی شبیه‌سازی رفتار میله سوخت در شرایط پایا و گذرا دارای اهمیت بسزایی است. میله سوخت با پدیده‌هایی همچون تولید و انتقال حرارت، تغییر شکل الاستیک و پلاستیک، انبساط حرارتی، ترک خوردگی، تورم، چگال شدن، اندرکنش مکانیکی سوخت و غلاف، تغییر فشار و خزش مواجه است که این پدیده‌ها در رفتار و اندازه شکاف گازی بین سوخت و غلاف و ضریب انتقال حرارت شکاف گازی در طی زمان اثرگذار است [۱].

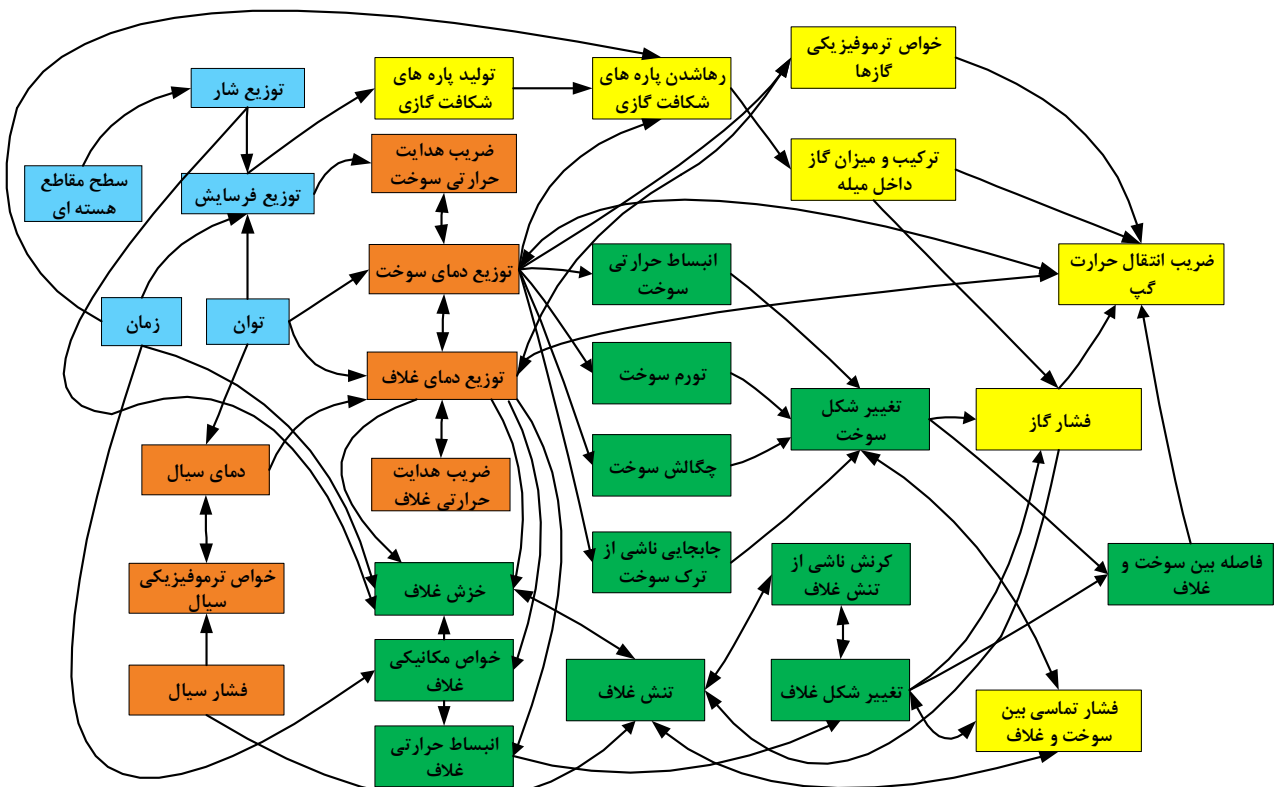
¹ Preformance analysis



شکل ۱: شمای کلی یک میله سوخت

در شکل ۲ عمده پدیده‌های فیزیکی حاکم و نحوه اثرگذاری این پدیده‌ها بر یکدیگر ارائه شده است. در این شکل، اثرگذاری یک پدیده بر پدیده دیگر با جهت خطوط، نشان داده شده است. با توجه به ضرورت و اهمیت مدل‌سازی و محاسبات این پدیده‌ها، هر یک از کشورهای صاحب فناوری هسته‌ای، کدهای محاسباتی مختص سوخت نیروگاه‌های خود را تولید کرده و توسعه داده‌اند تا بتوانند رفتار میله سوخت را برحسب فرسایش شبیه‌سازی نمایند. از جمله این کدهای تولیدی می‌توان به کدهای KIANA [۲] و FROTMA [۳] در ایران، کد FRAPCON [۴] در آمریکا، کد COPERNIC [۵] در فرانسه و کد FEMAXI [۶] در ژاپن اشاره نمود. در جدول ۱ عناوین کدها و کشورهای استفاده کننده و موارد کاربرد هر کدام از آن‌ها به تفکیک آمده است.

در توسعه کد تحلیل عملکرد میله سوخت در شرایط پایا سعی شده است مدل‌های فیزیکی مناسبی به کار گرفته شود به طوری که کد محاسباتی حاصل از این پروژه بتواند تا حد قابل قبولی نیازهای کشور را در این خصوص تأمین نماید. کد تولیدی برای شرایط پایا بر اساس مدل‌های بکار گرفته شده در کد FRAPCON3.5 [۷] توسعه داده شده است.



شکل ۲: نمایش پدیده‌های مختلف فیزیکی تأثیرگذار در عملکرد میله سوخت

جدول ۱: فهرستی از کدهای تحلیل عملکرد سوخت، کشور توسعه دهنده و موارد استفاده از آنها [۴-۱۶]

ردیف	عنوان کد	کد مبنا	کشور	شرکت/دانشگاه/موسسه	موارد استفاده
۱	KIANA-1	-	ایران	صنعتی امیرکبیر	LWR
۲	FROTMA	-	ایران	شرکت مسنا	LWR
۳	BACO	-	آرژانتین	CENA	PHWR
۴	ELESIM	-	کانادا	AECL	CANDU
۵	TRUST	-	ژاپن	NFD	R&D Fuel Design
۶	FEMAXI	-	ژاپن	Japan Atomic Energy	BWR-PWR
۷	EIMUS	FEMAXI-3	ژاپن	CRIEPI	LWR-HBWR
۸	FARST	-	ژاپن	Hitachi	-
۹	FAIR	Ni-1	هند	BARC	PHWR-AHWR
۱۰	FUDA	-	هند	BARC	-
۱۱	PROFESS	-	هند	BARC	PIE Analysis
۱۲	PIN-micro	GT-2 PIN	جمهوری چک	-	LWR-WWER
۱۳	PIN-W	PIN-micro	جمهوری چک	-	WWER
۱۴	FRAPCON	-	آمریکا	NRC	BWR-PWR
۱۵	BISON	-	آمریکا	Idaho	BWR-PWR
۱۶	FRANCO	-	آمریکا	-	BWR-PWR
۱۷	PAD	-	آمریکا	Westing House	PWR
۱۸	ROFEM 1B	FEMAXI-3	رومانی	INR	PHWR CANDU
۱۹	START-3	-	روسیه	IIM	R&D
۲۰	SPAN	-	روسیه	Kurchatov	PWR

ادامه جدول ۱: فهرستی از کدهای تحلیل عملکرد سوخت، کشور توسعه دهنده و موارد استفاده از آنها

ردیف	عنوان کد	کد مبنا	کشور	شرکت/دانشگاه/موسسه	موارد استفاده
۲۱	SFPR	MFPR&SVECHA	روسیه	IBRAE	LWR
۲۲	TRANSURANUS	URANUS	آلمان	ITU	MOX-UC-UN fast reactor
۲۳	IAMBUS		آلمان	INTERATOM	-
۲۴	SIERRA	-	آلمان	Siemens	BWR-PWR
۲۵	TRANSURANUS	TRANSURANUS-ITU	سوئیس	PCI	R&D
۲۶	METEOR	TRANSURANUS-ITU	فرانسه	CEA	R&D
۲۷	COPERNIC	TRANSUR	فرانسه	FRAMATOME	BWR-PWR
۲۸	CYRANO-3	-	فرانسه	EDF	PWR
۲۹	COMETHE-IV	-	بلژیک	Belgo Nucleaire	BWR-PWR
۳۰	COSMOS	-	کره جنوبی	KAERI	-
۳۱	ENIGMA	-	انگلیس	BE,BNFL	PWR-GAGR-MOX
۳۲	ENIGMA	ENIGMA-UK	فنلاند	VTT	WWER
۳۳	FROBA	-	چین	State Key	PWR
۳۴	LIFEANLS	-	چین	CIAE	Fast Reactor
۳۵	FRAPCON(VO)	FRAPCON-US	چین	CIAE	BWR-PWR
۳۶	FRED	-	سوئیس	Paul Scherrer	FBR-LWR

۵- دامنه گزارش

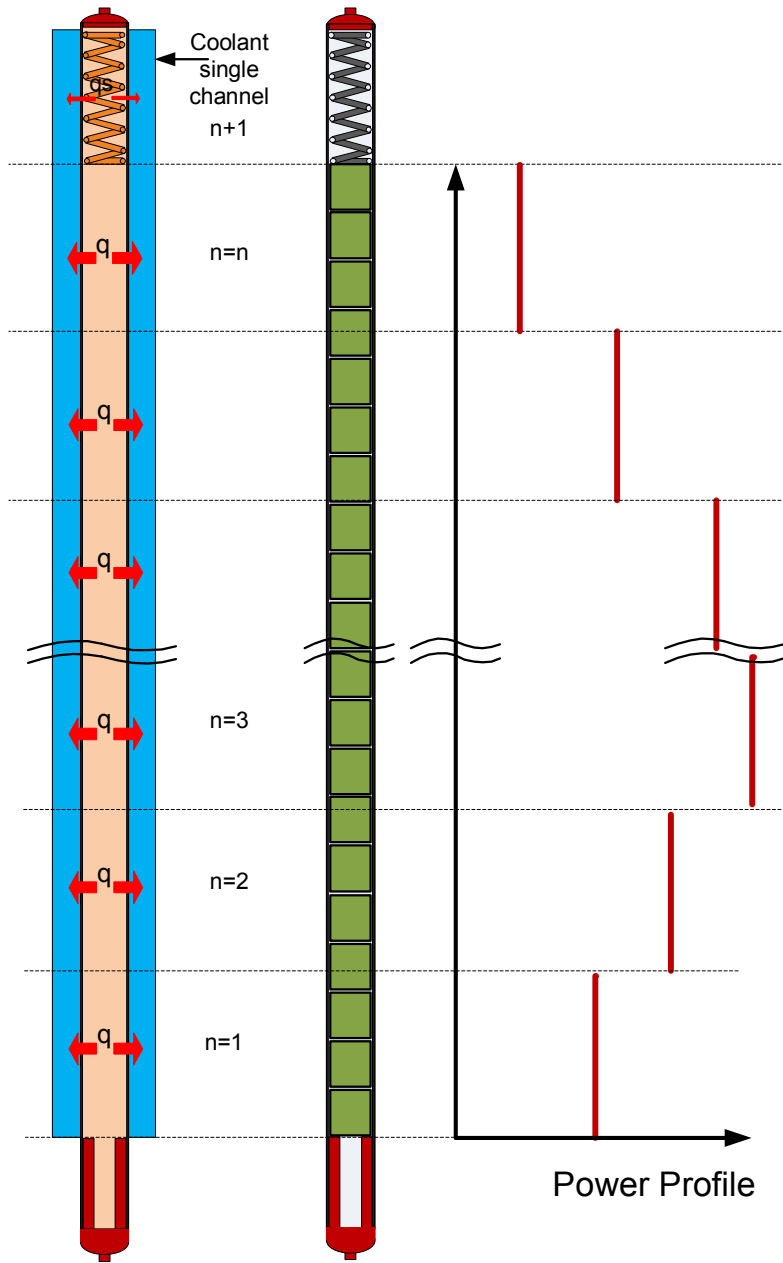
در این گزارش به بررسی و ارائه مدل‌های به‌کاررفته در کد PARS و اعتبار سنجی آن پرداخته شده است.

۶- ساختار کلی کد PARS

ساختار و روند محاسبات توسعه یافته در این پروژه گام به گام با توسعه و مدل‌سازی پدیده‌های فیزیکی مختلف هسته‌ای، مکانیکی و حرارتی تکمیل و بهینه شده است. همچنین در توسعه کد PARS از دستور ماژول^۲ استفاده شده است و در کنار ساختار منظم، این کد تبدیل به یک کد کارآمد با قابلیت توسعه آسان‌تر شده است. این کد، متشکل از یک برنامه اصلی و ۵ ماژول و ۵۰ زیربرنامه اصلی و چندین زیر برنامه فرعی است که هر کدام وظیفه مدل‌سازی یک یا چند پدیده حاکم بر مسئله را بر عهده دارند.

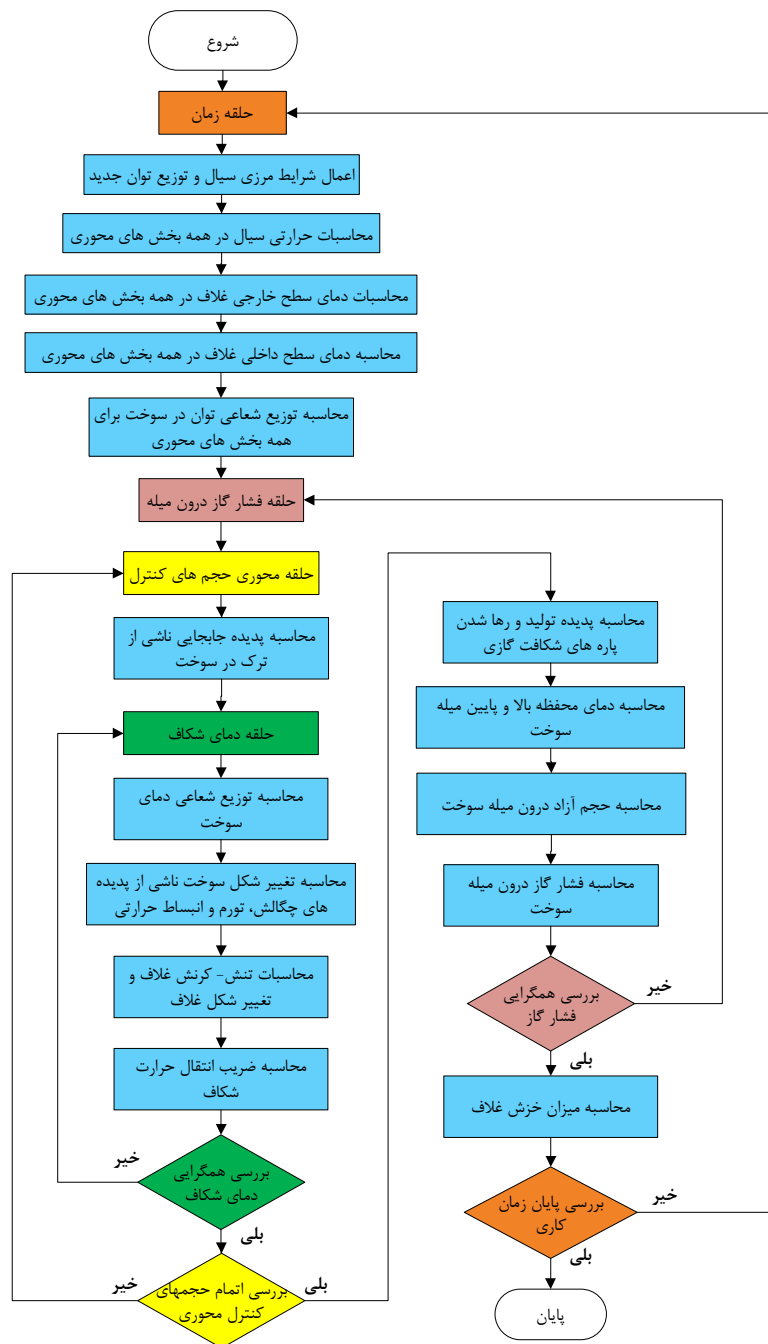
در کدهای حرارتی-مکانیکی میله سوخت رفتار میله سوخت برای مدت زمان مشخص شده یعنی طی یک سیکل کاری معلوم بررسی می‌شود. با توجه به این‌که هدف بررسی عملکرد میله سوخت در مدت زمان سیکل کاری یک یا چندساله است بنابراین شرایط کارکرد میله سوخت عادی است و تغییرات در پارامترها به کندی اتفاق می‌افتد، به عبارتی مسئله را می‌توان به صورت پایا در نظر گرفت و لذا در عموم کدهای تحلیل عملکرد میله سوخت شرایط پایا، مدل‌سازی برای زمان‌های کاری مختلف به صورت پایا صورت می‌گیرد. نحوه تقسیم‌بندی مسئله نیز با توجه به جزئیات مورد انتظار به این صورت است که مشابه شکل ۳ میله سوخت در جهت محوری به فواصلی تقسیم می‌شود. در هر فاصله تعدادی قرص سوخت قرار دارد. محاسبات انجام شده برای هر فاصله محوری برای همه قرص‌های سوخت به صورت متوسط است.

² Module



شکل ۳: نحوه تقسیم‌بندی میله سوخت برای محاسبات حرارتی-مکانیکی

روندنمای کلی کد در شکل ۴ ارائه شده است. در این کد امکان به کارگیری گام زمانی متغیر و شرایط مرزی متغیر با زمان وجود دارد. لذا در شروع محاسبات هر گام زمانی، شرایط مرزی سیال و توزیع توان مربوطه اعمال می‌گردد و سپس شرایط ترموهیدرولیکی سیال محاسبه می‌شود. پس از آن دمای سطح خارجی و داخلی غلاف به دست می‌آید. همچنین در این مرحله توزیع توان تولیدی در هر گره شعاعی در سوخت برای هر حجم محوری با حل معادلات مصرف سوخت و توزیع شار محاسبه می‌گردد.



شکل ۴: روندنمای کلی کد تحلیل عملکرد میله سوخت در شرایط پایا

سپس در حلقه فشار گاز درون میله، همگرایی فشار جستجو می‌گردد. از آنجا که فشار گاز متأثر از تعداد مول‌های گاز موجود درون میله، حجم فضای آزاد درون میله و دما در هر بخش می‌باشد، ناگزیر محاسبات پارامترهای تعیین کننده شامل تغییر شکل سوخت و غلاف، تولید و رهائش پاره‌های شکافت گازی و توزیع دمای سوخت و دمای محفظه بالای میله سوخت در این حلقه انجام می‌گیرد.

برای سرعت بیشتر اجرای کد و فراخوانی بهتر زیربرنامه‌ها، در حلقه فشار یک حلقه محاسباتی در حجم‌های محوری مختلف وجود دارد. همچنین در هر بخش محوری، حلقه همگرایی اختلاف دمای دو طرف شکاف بین سوخت و غلاف وجود دارد. در این حلقه برای هر حجم محوری پدیده‌هایی که به شدت بر یکدیگر تأثیر گذارند و در تقابل با یکدیگرند به یک مقدار جواب به همگرایی می‌رسند و تغییر شکل سوخت و غلاف در جهت شعاعی، زاویه‌ای و محوری و تنش‌های غلاف محاسبه می‌شود. این تقابل و درگیر بودن پارامترها را با ذکر یک نمونه می‌توان اینگونه توصیف کرد که چنانچه ضخامت شکاف در یک تکرار نسبت به قبل کاهش یابد، کاهش فاصله شکاف موجب افزایش ضریب انتقال حرارت شکاف شده و موجب کاهش دما در سوخت می‌گردد و به تبع آن به دلیل کاهش انبساط حرارتی نسبت به قبل موجب کاهش شعاع سوخت و افزایش ضخامت شکاف نسبت به قبل می‌شود. در این نمونه بیان شده ملاحظه می‌شود که در هر تکرار مقدار شکاف بین سوخت و غلاف مرتباً افزایش یا کاهش می‌یابد و همگرایی را کمی مشکل می‌سازد.

پس از همگرایی فشار گاز درون میله، محاسبات خزش غلاف انجام می‌شود. لازم به ذکر است که قرار گرفتن محاسبات خزش در کنار سایر محاسبات تنش-کرنش غلاف و در داخل حلقه همگرایی فشار منجر به عدم همگرایی محاسبات می‌شود، لذا ملاحظه می‌شود که مشابه کد FRAPCON3.5 محاسبات خزش در خارج از حلقه همگرایی فشار قرار داده شده است.

۷- مدل‌های حرارتی

۷-۱- مدل افزایش آنتالپی سیال^۳ در کانال

در اکثر کدهای حرارتی-مکانیکی میله سوخت تنها یک میله سوخت مدل‌سازی می‌شود. در بخش محاسبات سیال نیز تنها یک کانال جریان سیال در اطراف آن در نظر گرفته می‌شود. توانایی سیال در برداشت حرارت از میله سوخت، توزیع دما در سوخت و غلاف را مشخص می‌سازد. در طی شرایط کاری میله سوخت لازم است شرایط ترموهیدرولیکی سیال تعیین شود. روش‌های مختلفی برای محاسبات ترموهیدرولیکی سیال وجود دارد. یکی از روش‌های ساده، سریع و قابل قبول روش افزایش آنتالپی است. در این روش یک کانال مجزا در اطراف یک میله سوخت در نظر گرفته می‌شود. این کانال در راستای محوری به تعدادی حجم کنترل تقسیم‌بندی می‌شود. افزایش آنتالپی و دمای سیال با توجه به حرارت برداشت شده از میله سوخت در راستای جریان سیال محاسبه می‌شود. مقدار دما و آنتالپی ورودی به کانال معلوم است. مقدار آنتالپی خروجی از هر حجم کنترل با توجه به حرارت دریافتی از میله سوخت افزایش می‌یابد و به این ترتیب طبق رابطه (۷-۲) آنتالپی سیال در مقاطع محوری بعدی نیز محاسبه می‌شود [۷]. سپس با استفاده از جداول ترمودینامیکی خواص سیال مقدار دما با توجه به آنتالپی محاسبه می‌گردد. دمای سیال در هر حجم کنترل برابر متوسط دمای خروجی و ورودی است.

با توجه به استفاده از مدل افزایش آنتالپی، مقدار آنتالپی سیال در کانال میله سوخت مشخص می‌شود. آنچه که به نحوی ضعف در استفاده از این مدل ساده محسوب می‌شود، عدم محاسبه افت فشار است که تأثیر آن نیز با توجه به اهداف مدل‌سازی قابل چشم‌پوشی است.

$$T_1 = T_{in} \quad (1-7)$$

$$h_{i+1} = h_i + \frac{q_{ir}}{\dot{m}} \quad i = 1, 2, \dots, n \quad (2-7)$$

$$T_b = \frac{T_i + T_{i+1}}{2} \quad i = 1, 2, \dots, n \quad (3-7)$$

که در روابط فوق:

T_{in} : درجه حرارت سیال ورودی به کانال ($^{\circ}C$)

n : تعداد تقسیم‌بندی محوری

³ Coolant enthalpy rise model

q_{ir} : توان تولیدی در میله سوخت در مقطع محوری i (W)

T : درجه حرارت سیال خروجی از هر حجم کنترل ($^{\circ}\text{C}$)

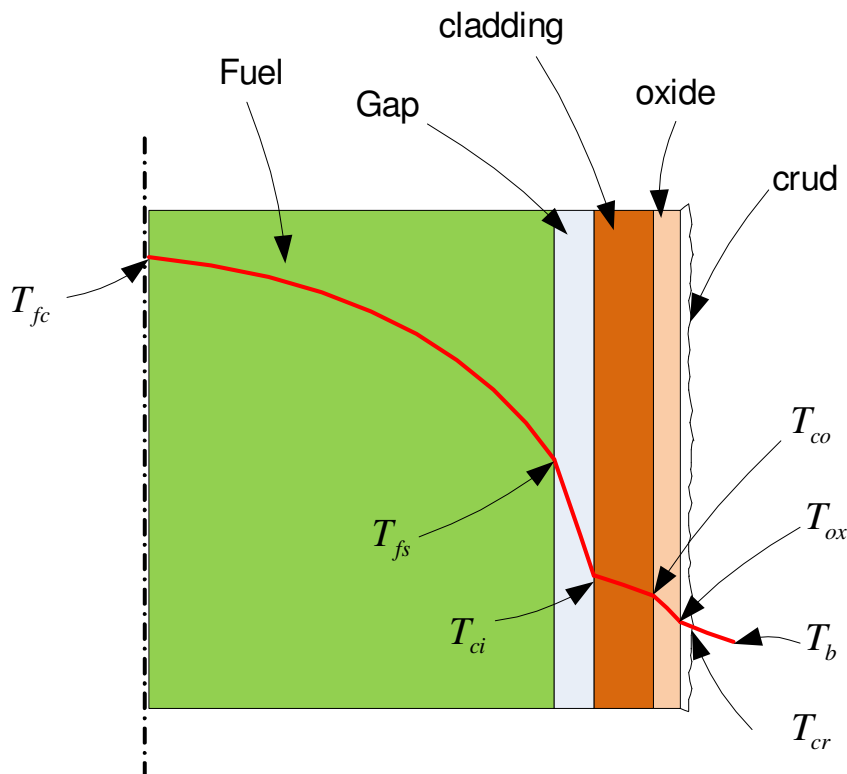
h : آنتالپی سیال خروجی از هر حجم کنترل ($\frac{\text{kJ}}{\text{kg}}$)

\dot{m} : دبی جرمی سیال ($\frac{\text{kg}}{\text{s}}$)

T_b : درجه حرارت متوسط سیال در هر حجم کنترل ($^{\circ}\text{C}$)

۷-۲- دمای سطح خارجی دیواره

در شکل ۵ شمای کلی توزیع دما در میله سوخت آمده است. در سطح خارجی غلاف سوخت لایه‌های اکسید و خمیری به وجود می‌آید که در افزایش دمای میله سوخت اثر گذار است و نیاز به محاسبه تغییر دما در این لایه‌ها نیز می‌باشد. دمای سطح خارجی دیواره غلاف با توجه به موازنه انرژی بین سطح خارجی غلاف و سیال به دست می‌آید.



شکل ۵: شمای کلی توزیع دما در میله سوخت

در شرایط دوفازی محاسبه دقیق ضریب انتقال حرارت از اهمیت خاصی برخوردار است که در این بخش طبق کد FRAPCON3.5، از دو رابطه مجزا برای شرایط تک‌فاز و دوفاز استفاده شده است. رابطه (۵-۷) مربوط به محاسبه ضریب انتقال حرارت شرایط تک‌فاز و رابطه (۶-۷) دمای سطح خارجی غلاف در شرایط دوفاز می‌باشد. همچنین برای دمای سطح داخلی لایه خمیری و لایه اکسید نیز با توجه به نازک بودن این لایه می‌توان از فرض انتقال حرارت یک بعدی از دیواره تیغه‌ای استفاده نمود و رابطه (۷-۷) و (۸-۷) به ترتیب برای محاسبه دمای سطح داخلی لایه خمیری و لایه اکسید استفاده می‌شود.

$$\Delta T_f(z) = \frac{q''(z)}{h_f} \quad (۴-۷)$$

$$h_f = \frac{0.023 \times k}{D_e} \text{Re}^{0.8} \text{Pr}^{0.4} \quad (۵-۷)$$

$$\Delta T_{JL}(z) = 60 \times \frac{\left(\frac{q''(z)}{10^6}\right)^{0.25}}{e^{(P/6.2 \times 10^6)}} \quad (۶-۷)$$

$$\Delta T_{cr}(z) = q''(z) \frac{\delta_{cr}}{k_{cr}} \quad (۷-۷)$$

$$\Delta T_{ox}(z) = q''(z) \frac{\delta_{ox}(z)}{k_{ox}} \quad (۸-۷)$$

که در روابط فوق:

$\Delta T_f(z)$: اختلاف دمای دیواره غلاف و سیال در حالت رژیم انتقال حرارت جابجایی اجباری (K)

$q''(z)$: شار حرارتی در بخش محوری Z ($\frac{W}{m^2}$)

h_f : ضریب انتقال حرارت جابجایی ($\frac{W}{m^2 \cdot K}$)

D_e : قطر هیدرولیکی کانال (m)

Re: عدد بی بعد رینولدز

Pr: عدد بی بعد پرانتل

k : ضریب هدایت حرارتی سیال ($\frac{W}{m \cdot K}$)

ΔT_{JL} : اختلاف دمای دیواره و سیال در رژیم انتقال حرارت جوشش هسته‌ای (K)

P : فشار توده سیال خنک‌کننده (Pa)

$\Delta T_{cr}(z)$: تفاوت دمای دو طرف لایه خمیری در بخش محوری Z (K)

$\Delta T_{ox}(z)$: تفاوت دمای دو طرف لایه اکسید در بخش محوری Z (K)

δ_{cr} : ضخامت لایه خمیری (m)

$\delta_{ox}(z)$: ضخامت لایه اکسید در بخش محوری Z (m)

k_{cr} : ضریب هدایت حرارتی لایه خمیری ($\frac{W}{m \cdot K}$)

k_{ox} : ضریب هدایت حرارتی لایه اکسید ($\frac{W}{m \cdot K}$)

۷-۳- دمای سطح داخلی غلاف

برای محاسبه دمای سطح داخلی غلاف در هر بخش محوری از معادله انتقال حرارت هدایتی در عبور از جداره استوانه‌ای غلاف به صورت رابطه (۷-۹) استفاده شده است. مقدار ضریب هدایت حرارتی غلاف نیز به صورت یکنواخت در هر بخش محوری و البته به صورت تابعی از دما در نظر گرفته شده است [۷].

$$\Delta T_c = \frac{q''(z)r_o}{k_c} \ln\left(\frac{r_o}{r_i}\right) \quad (۷-۹)$$

که در روابط فوق:

ΔT_c : اختلاف دمای دو طرف دیواره غلاف (K)

r_o : شعاع خارجی غلاف (m)

r_i : شعاع داخلی غلاف (m)

k_c : ضریب هدایت حرارتی غلاف به صورت تابعی از دما ($\frac{W}{m \cdot K}$)

۷-۴- مدل هدایت حرارتی میله سوخت

۷-۴-۱- معادله انتقال حرارت در سوخت

برای محاسبات حرارتی میله سوخت بایستی معادله انتقال حرارت در دستگاه مختصات استوانه‌ای به کار گرفته شود. فرم کلی معادله انتقال حرارت در دستگاه مختصات استوانه‌ای به صورت زیر است [۱۷].

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(Kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \theta} \left(K \frac{\partial T}{\partial \theta} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left(K \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q}''' = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (۷-۱۰)$$

که در رابطه فوق:

T : درجه حرارت (K)

K : ضریب هدایت حرارتی سوخت ($\frac{W}{m \cdot K}$)

\dot{q}''' : چگالی توان تولیدی در سوخت ($\frac{W}{m^3}$)

ρ : چگالی سوخت ($\frac{kg}{m^3}$)

C_p : ظرفیت حرارتی ویژه سوخت ($\frac{J}{kg \cdot K}$)

در اکثر کدهای محاسباتی از انتقال حرارت در جهت محوری و زاویه‌ای صرف‌نظر می‌شود. در کد PARS نیز تنها انتقال حرارت در جهت شعاعی در نظر گرفته شده است.

در معادله انتقال حرارت از فرضیات زیر استفاده شده است:

- از انتقال حرارت در جهت محوری صرف‌نظر می‌شود و جمله مربوطه صفر است.
- با فرض تقارن زاویه‌ای در جهت زاویه‌ای نیز انتقال حرارتی وجود ندارد و جمله مربوطه صفر است.
- شرایط در حالت پایا است و مشتق زمانی دما صفر است.
- ضریب هدایت حرارتی وابسته به درجه حرارت است و به صورت متوسط‌گیری شده در گره‌ها به کار می‌رود.

با توجه به فرضیات فوق معادله به صورت زیر ساده می‌شود.

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left(Kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \dot{q}''' = 0 \quad (۷-۱۱)$$

از آنجا که ضریب هدایت حرارتی سوخت تابعی از دما و فرسایش است و توزیع توان در سوخت نیز متفاوت است، حل دقیق بایستی به روش‌های عددی انجام شود. روش اختلاف محدود به عنوان یک روش سریع و مناسب برای این گونه محاسبات به‌طور کامل شناخته شده است. در کد PARS نیز بر مبنای مدل ارائه شده در کد FRAPCON3، روش اختلاف محدود بکار گرفته شده است [۷].

۷-۴-۲- روش تفاضل محدود

فرم انتگرالی معادله انتقال حرارت به صورت زیر است [۷].

$$\iint_s K(T, \bar{x}) \vec{\nabla} T(\bar{x}) \cdot \vec{n} ds = \iiint_V S(\bar{x}) dV \quad (۷-۱۲)$$

که در رابطه فوق:

K : ضریب هدایت حرارتی $(\frac{W}{m \cdot K})$

s : سطح کنترل (m^2)

\vec{n} : بردار یکه عمود بر سطح

S : چگالی تولید توان $(\frac{W}{m^3})$

T : دما (K)

V : حجم کنترل (m^3)

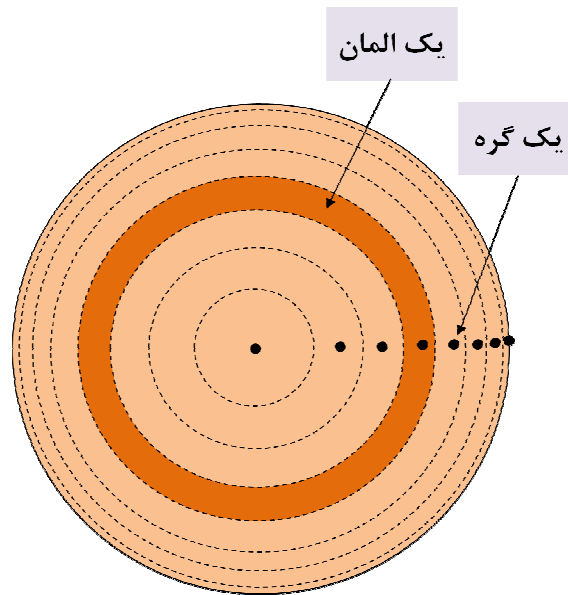
\bar{x} : موقعیت مکانی شعاعی (m)

برای محاسبه توزیع درجه حرارت در سوخت دو شرط مرزی نیاز است. یکی شرط تقارن در مرکز سوخت یعنی

$$\left. \frac{\partial T}{\partial \bar{x}} \right|_{\bar{x}=0} = 0 \quad \text{و دیگری دمای مشخص در سطح سوخت است. جهت پیاده‌سازی روش تفاضل محدود در سوخت}$$

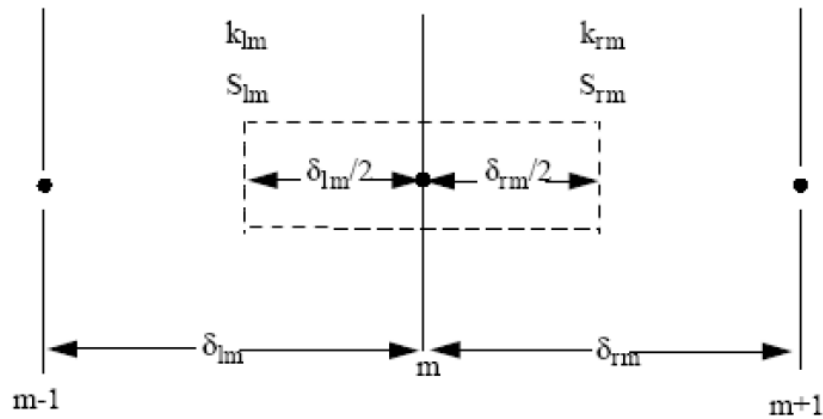
نیاز به گره‌بندی در سوخت می‌باشد. از آنجا که نتایج توزیع توان در محاسبات حرارتی استفاده می‌شود، لازم است که مطابق شکل ۶ نحوه گره‌بندی در محاسبات حرارتی مشابه و منطبق بر محاسبات توزیع توان باشد. در محاسبات توزیع توان با توجه به گرادیان شدید تولید حرارت در نواحی خارجی سوخت و تولید توان بیشتر در نواحی خارجی نسبت به نواحی مرکزی، تعداد و تراکم گره‌ها در شعاع خارجی سوخت بیشتر از نواحی مرکز

سوخت انتخاب می‌شود [۷]. مطابق شکل ۶ گره اول و آخر به ترتیب در مرکز و سطح خارجی سوخت در نظر گرفته می‌شود.

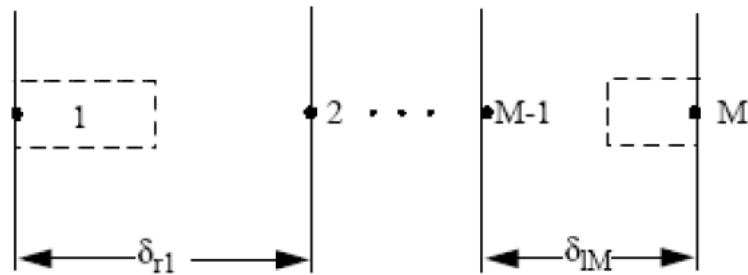


شکل ۶: نحوه گره‌بندی در قرص سوخت برای محاسبات حرارتی

در شکل ۷، سه گره محاسباتی نمایش داده شده است. این شکل برای گره‌های میانی صادق می‌باشد. در این شکل فواصل δ_{rl} و δ_{rm} به ترتیب فاصله گره m از گره‌های $m+1$ و $m-1$ است که در راست و چپ آن قرار گرفته‌اند. المان یا حجم کنترل مربوط به هر گره با مرزهایی در چپ و راست گره‌ها مشخص می‌شوند. حجم کنترل با خط‌چین مشخص شده است. مقادیر S و K که به ترتیب ضریب هدایت حرارتی و چگالی تولید توان هستند که در حجم کنترل ثابت فرض می‌شوند. البته مقادیر S و K در تکه چپ و راست المان لزوماً برابر نیستند. برای گره واقع در سطح سوخت و مرکز سوخت، حجم کنترل مطابق شکل ۸ در نظر گرفته می‌شود.



شکل ۷: تعیین پارامترها برای یک گره میانی در سوخت [۷]



شکل ۸: تعیین پارامترها برای گره‌های واقع در سطح سوخت و مرکز سوخت [۷]

برای ساده‌سازی روابط اختلاف محدود، فاکتورهای وزنی سطح و حجم برای چپ و راست هر گره به صورت زیر تعریف می‌گردد.

$$\delta_{lm}^v = 2\pi \frac{\delta_{lm}}{2} \left(x_m - \frac{\delta_{lm}}{4} \right)$$

$$\delta_{rm}^v = 2\pi \frac{\delta_{rm}}{2} \left(x_m + \frac{\delta_{rm}}{4} \right)$$

$$\delta_{lm}^s = \frac{2\pi}{\delta_{lm}} \left(x_m - \frac{\delta_{lm}}{2} \right)$$

$$\delta_{rm}^s = \frac{2\pi}{\delta_{rm}} \left(x_m + \frac{\delta_{rm}}{2} \right)$$

(۱۳-۷)

بالانویس‌های v و s به فاکتورهای وزنی حجم و سطح اشاره می‌کند، لذا طرف چپ معادله (۷-۱۲) به صورت زیر قابل بازنویسی است.

$$\iint_s K(T, \bar{x}) \vec{\nabla} T(\bar{x}) \cdot \vec{n} dS \approx (T_m - T_{m-1}) k_{lm} \delta_{lm}^s + (T_m - T_{m+1}) k_{rm} \delta_{rm}^s \quad (14-7)$$

اگر عبارت مربوط به توان تولیدی در حجم کنترل با رابطه (۷-۱۵) بیان شود طرف راست معادله (۷-۱۲) را نیز می‌توان به صورت رابطه (۷-۱۶) نوشت.

$$S(x) = P_f P Q(x) \quad (15-7)$$

$$\iiint_v S(\bar{x}) dV \approx P_f P (Q_{lm} \delta_{lm}^v + Q_{rm} \delta_{rm}^v) \quad (16-7)$$

که در روابط فوق:

P_f : ضریب قله توان محوری

P : نرخ تولید توان خطی $(\frac{W}{m})$

$Q(x)$: تابع توزیع شکل تولید توان

همچنین ضریب هدایت حرارتی برای هر بازه با استفاده از متوسط دمای دو نیم فاصله بین دو گره تعیین می‌شود. لازم به ذکر است که ضریب هدایت حرارتی به فرسایش نیز بستگی دارد که لحاظ می‌گردد.

$$k_{l,m} = k \left(\frac{T_{m-1} + T_m}{2} \right) = k_{r,m-1} \quad (17-7)$$

$$k_{r,m} = k \left(\frac{T_m + T_{m+1}}{2} \right) = k_{l,m+1}$$

نهایتاً با جایگذاری روابط (۷-۱۶) و (۷-۱۴) در معادله (۷-۱۲) معادله انتقال حرارت برای گره شماره m به صورت زیر قابل بازنویسی است.

$$(T_m - T_{m-1}) k_{lm} \delta_{lm}^s + (T_m - T_{m+1}) k_{rm} \delta_{rm}^s = P_f P (Q_{lm} \delta_{lm}^v + Q_{rm} \delta_{rm}^v) \quad (18-7)$$

برای تبدیل معادلات به شکل استاندارد دستگاه معادلات، ضرایب a ، b ، c و d به صورت زیر تعریف می‌شوند.

$$a_m T_{m-1} + b_m T_m + c_m T_{m+1} = d_m$$

$$a_m = -(k_{lm} \delta_{lm}^s)$$

$$b_m = -a_m - c_m \quad (19-7)$$

$$c_m = -(k_{rm} \delta_{rm}^s)$$

$$d_m = P_f P (Q_{lm} \delta_{lm}^v + Q_{rm} \delta_{rm}^v)$$

برای گره واقع در مرکز سوخت نیز می‌توان معادله (۲۰-۷) را نوشت.

$$\iint_s K(T, \bar{x}) \bar{\nabla} T(\bar{x}) \cdot \bar{n} dS = k_{r1} (T_2 - T_1) \delta_{r1}^s \quad (20-7)$$

$$k_{r1} (T_2 - T_1) \delta_{r1}^s = P_f P(t) Q_{r1} \delta_{r1}^v \quad (21-7)$$

همچنین برای گره شماره ۱ ضرایب به صورت زیر قابل تعیین هستند.

$$b_1 T_1 + c_1 T_2 = d_1$$

$$b_1 = -c_1 \quad (22-7)$$

$$c_1 = -k_{r1} \delta_{r1}^s$$

$$d_1 = P_f P Q_{r1} \delta_{r1}^v$$

گره واقع بر سطح قرص سوخت دارای دمای مشخص یعنی T_{fs} است که برای فرم استاندارد دستگاه معادلات ضرایب a, b, c و d به صورت زیر تعریف می‌شوند.

$$a_m T_{m-1} + b_m T_m = d_m$$

$$a_m = 0, \quad (23-7)$$

$$b_m = 1$$

$$d_m = T_{fs}$$

در نهایت دستگاه معادلات زیر برای محاسبه توزیع درجه حرارت به صورت رابطه (۲۴-۷) تشکیل می‌گردد.

$$\begin{bmatrix} b_1 & c_1 & & & \\ a_2 & b_2 & c_2 & & \\ & \bullet & \bullet & \bullet & \\ & & \bullet & \bullet & \bullet \\ & & & a_{m-1} & b_{m-1} & c_{m-1} \\ & & & & a_m & b_m \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ \bullet \\ \bullet \\ T_{m-1} \\ T_m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} d_1 \\ d_2 \\ \bullet \\ \bullet \\ d_{m-1} \\ d_m \end{bmatrix} \quad (24-7)$$

در دستگاه معادلات فوق، در ماتریس ضرایب ردیف اول و ردیف m به ترتیب مربوط به مرکز و سطح خارجی قرص سوخت است. ردیف دوم تا $m-1$ مربوط به گره‌های داخلی قرص سوخت است. برای حل دستگاه معادلات فوق از روش حذفی گوس استفاده شده است. مزیت روش حذفی گوس این است که این روش برای مواردی که المان‌های غیر قطری منفی بوده و المان‌های قطری بزرگ‌تر از مجموع قدرمطلق المان‌های غیر قطری باشد، RFE^4 کمی را ایجاد می‌نماید. برای مسئله محاسبات توزیع دما در سوخت، با توجه به شکل اختلاف محدود معادلات، این شرایط برای هر مقداری از فواصل مش‌ها و ضرایب هدایت حرارتی برقرار می‌باشد.

۷-۵- ضریب هدایت حرارتی به صورت تابعی از دما و فرسایش سوخت

در توسعه کد PARS دور رابطه مختلف برای ضریب هدایت حرارتی استفاده شده است و استفاده از هر کدام توسط کاربر قابل تعیین می‌باشد.

۷-۵-۱- رابطه Lucuta

در نسخه ۳ کد FRAPCON، ضریب هدایت حرارتی سوخت بر مبنای روابط توسعه یافته توسط Lucuta و همکارانش می‌باشد. این روابط شامل رابطه (۷-۲۵) است برای سوخت به‌طور کامل چگال و پرتو ندیده است که توسط Harding و Martin برای ضریب هدایت حرارتی توسعه داده شده است. این رابطه برای سوخت اورانیوم - گادولینیوم یا اورانیوم-پلوتونیوم توسط Lucuta با ضرایب اصلاحی به کار گرفته شده است که در ادامه بدان پرداخته می‌شود [۱۸].

$$k_o = \frac{CR}{0.0375 + 2.165 \times 10^{-4} T + B GAD} + \left[\frac{4.715 \times 10^9}{T^2} \right] \exp \left[-\frac{16361}{T} \right] \quad (25-7)$$

⁴ Round off error

که در رابطه فوق:

$$k_0: \text{ضریب هدایت حرارتی اورانیوم پرتو ندیده} \left(\frac{W}{m \cdot K} \right)$$

$$T: \text{دما (K)}$$

$$GAD: \text{درصد جرمی گادولینیوم (wt \%)}$$

$$B: \text{مصرف گادولینیوم} \left(0.015 \frac{m \cdot K}{W} \text{ per gadolinia weight \%} \right)$$

$$CR: \text{ضریب برابر ۱ برای اورانیوم و یا اورانیوم-گادولینیوم}$$

ضریب فوق، اثر فرسایش حل شدن محصولات شکافت پرتاب شده در ساختار سوخت است. اثر حل شدن محصولات شکافت در ضریب هدایت حرارتی به وسیله فرسایش و دما منعکس می‌گردد و لذا فاکتور FD که نشان‌دهنده اثر فرسایش و دماست در ضریب k_0 ضرب می‌شود.

$$FD = \left[\frac{1.09}{B^{3.265}} + \frac{0.0643}{\sqrt{B}} \sqrt{T} \right] \arctan \left[\frac{1}{\frac{1.09}{B^{3.265}} + \frac{0.0643}{\sqrt{B}} \sqrt{T}} \right] \quad (26-7)$$

که در رابطه فوق:

$$B: \text{فرسایش atom\% (هر atom\% برابر 9.383 MWd/kgU)}$$

$$T: \text{دما (K)}$$

اثر پرتاب محصولات شکافت به وسیله فاکتور FP به وسیله رابطه زیر تعیین می‌شود.

$$FP = 1 + \left[\frac{0.019B}{3 - 0.019B} \right] \left[\frac{1}{1 + \exp\left(-\frac{T - 1200}{100}\right)} \right] \quad (27-7)$$

اثر تخلخل با استفاده از فاکتور ماکسول به صورت زیر در نظر گرفته می‌شود.

$$FM = \frac{1 - P}{1 + (s - 1)P} \quad (28-7)$$

که در رابطه فوق P کسر تخلخل، که شامل میزان تخلخل اولیه در هنگام تولید میله و میزان تورم می باشد و پارامتر s برای اثر دادن شکل هندسی تخلخل است که برای تخلخل کروی برابر $1/5$ می باشد.

اثر تشعشع که همواره بایستی در نظر گرفته شود، با فاکتور FR اعمال می شود. این فاکتور اثر مهمی در دماهای کمتر از 900 کلوین دارد و برای دماهای بالای 900 کلوین به تندی کاهش می یابد.

$$FR = 1 - \frac{0.2}{1 + \exp\left(\frac{T - 900}{80}\right)} \quad (29-7)$$

در نهایت مقدار ضریب هدایت حرارتی سوخت اکسید اورانیوم با تأثیر پارامترهای مختلف به صورت زیر به دست می آید.

$$k = k_o(FD FP FM FR) \quad (30-7)$$

Ohira-2-5-7-رابطه

Ohira و همکارانش برای ضریب هدایت حرارتی در سوخت رابطه ای ارائه داده اند که با اصلاحاتی در توسعه نسخه 3.5 از کد FRAPCON به کار گرفته شده است. این رابطه به پارامترهای مختلفی وابسته است و برای سوخت تازه دی اکسید اورانیوم با 95 درصد چگالی تئوری به صورت رابطه (31-7) می باشد [7].

$$K_{95} = \frac{1}{A + a.gad + BT + f(Bu) + (1 - 0.9 \exp(-0.04Bu))g(Bu)h(T)} + \frac{E}{T^2} \exp\left(-\frac{F}{T}\right) \quad (31-7)$$

که در معادله فوق :

$$K_{95}: \text{ضریب هدایت حرارتی برای سوخت با چگالی } 95 \text{ درصد چگالی تئوری } \left(\frac{W}{m \cdot K}\right)$$

T : درجه حرارت (K)

Bu : فرسایش سوخت $\left(\frac{MWd}{kgU}\right)$

$f(Bu)$: اثرات پاره‌های شکافت در ساختار کریستالی سوخت برابر: $(0.00187 \times Bu)$

$g(Bu)$: عیوب ناشی از پرتودهی سوخت: $(0.038 \times Bu^{0.28})$

$h(T)$: وابستگی دمایی آنیل کردن روی عیوب پرتودهی: $(\frac{1}{1+396 \times e^{-Q/T}})$

Q : پارامتری وابسته به دما: $(6380K)$

A : ثابتی که برابر است با: $(0.0452 \frac{m \cdot K}{W})$

a : ثابتی است برابر: (1.1599)

gad : کسر جرمی عنصر گادولینیوم

B : برابر است با: $(2.46E-4 \frac{m \cdot K}{W \cdot K})$

E : برابر است با: $(3.5E9 \frac{W \cdot K}{m})$

F : برابر است با: $(16361 K)$

رابطه فوق برای سوخت تازه به صورت کسری از چگالی تئوری تنظیم شده است. لذا با استفاده از رابطه‌ای دیگر برای هر مقدار چگالی، مقدار ضریب هدایت حرارتی قابل اصلاح است.

$$K_d = 1.0789 \times K_{95} \times \left[\frac{d}{1.0 + 0.5(1-d)} \right] \quad (7-32)$$

که در رابطه فوق:

d : مقدار چگالی به صورت کسری از چگالی تئوری

K_{95} : مقدار ضریب هدایت حرارتی برای سوختی با چگالی ۹۵٪ چگالی تئوری $(\frac{W}{m \cdot K})$

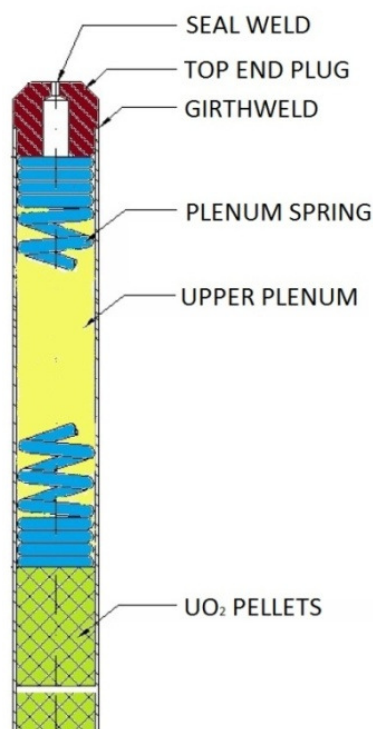
بنابراین در این کد، ضریب هدایت حرارتی برای سوخت به صورت تابعی از دما و فرسایش به کار گرفته شده است.

۷-۶- مدل حرارتی محفظه بالای میله سوخت

محفظة بالای میله سوخت و محفظه پایین میله سوخت (در صورت وجود) سهم نسبتاً زیادی از حجم آزاد درون میله سوخت را به خود اختصاص می‌دهند. با توجه به تأثیر میزان فضای آزاد و دما در فشار گاز درون میله، اهمیت محاسبه دقیق دمای گاز در محفظه روشن می‌باشد. کد تحلیل رفتار سوخت FRAPCON3 با در نظر گرفتن پدیده‌های انتقال حرارت در محفظه بالای میله سوخت، دمای گاز و غلاف در این بخش از میله سوخت را محاسبه می‌نماید [۷]. در شکل ۹، محفظه بالای میله سوخت نمایش داده شده است. این بخش از میله سوخت با پدیده‌های انتقال حرارت مختلفی مواجه می‌باشد که عبارتند از:

- انتقال حرارت جابجایی آزاد از سطح بالایی قرص سوخت به گاز موجود در محفظه
- انتقال حرارت بین فنر و گاز موجود در محفظه
- انتقال حرارت بین گاز موجود در محفظه و سطح داخلی غلاف
- انتقال حرارت بین غلاف و سیال خنک‌کننده

جهت ساده‌سازی، مشابه کد FRAPCON3 از اثرات انتقال حرارت هدایتی بین قرص سوخت و فنر و انتقال حرارت از فنر و گاز به درپوش بالایی میله سوخت صرف نظر شده است.



شکل ۹: نمایش محفظه بالای میله سوخت

۷-۶-۱- معادله پایستگی انرژی در حجم کنترل برای محاسبه دمای گاز

برای محاسبه دمای گاز در محفظه بالای میله سوخت می‌توان این فضا را مطابق شکل ۱۰ به عنوان حجم کنترل در نظر گرفت و معادله بقای انرژی (۷-۳۳) را برای آن استفاده نمود. انواع مکانیزم‌های انتقال حرارت بین گاز و سیال خنک‌کننده شامل جابجایی آزاد بین گاز داخل محفظه و غلاف، هدایت حرارت از غلاف و جابجایی اجباری بین سیال خنک‌کننده و سطح خارجی غلاف می‌باشد. چنانچه مطابق شکل ۱۱ از مفهوم مقاومت حرارتی استفاده شود [۱۷]، برای حرارت ورودی و خروجی، مقاومت‌های R_1 و R_2 تعریف می‌شود. R_1 مقاومت مربوط به انتقال حرارت جابجایی آزاد بین سطح بالایی قرص سوخت و گاز است و مقاومت R_2 نیز شامل سه مقاومت دیگر است که مربوط به انتقال حرارت جابجایی آزاد بین گاز و سطح داخلی غلاف، انتقال حرارت هدایتی غلاف و انتقال حرارت جابجایی اجباری بین سیال خنک‌کننده و سطح خارجی غلاف می‌باشد.

$$\dot{E}_{in} - \dot{E}_{out} + \dot{E}_g = \dot{E}_s$$

$$q_p - q_f + q_{spring} = 0$$

(۷-۳۳)

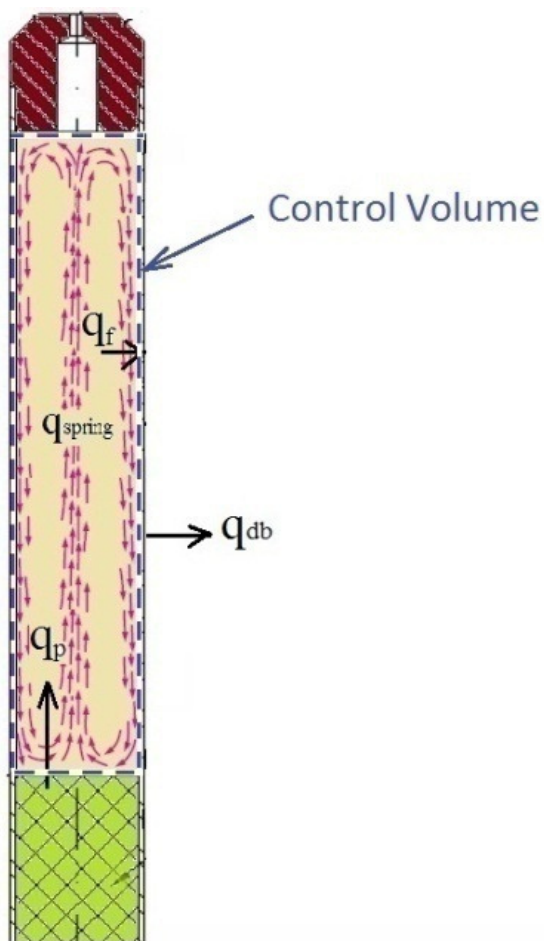
که در رابطه فوق:

\dot{E}_{in} : نرخ انرژی ورودی به حجم کنترل و برابر q_p یعنی نرخ انتقال حرارت از سطح بالایی قرص سوخت به گاز است.

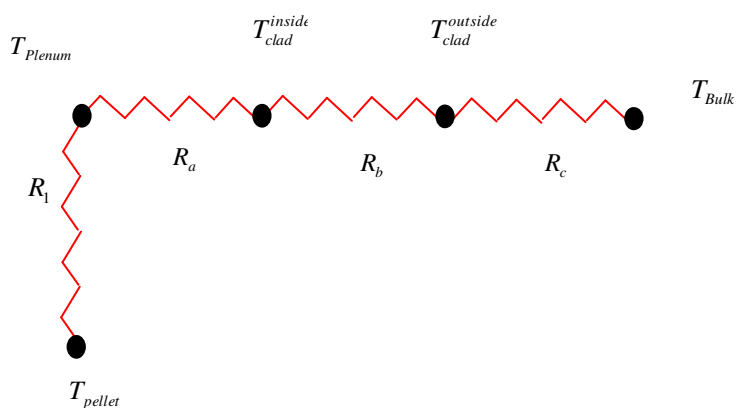
\dot{E}_{out} : نرخ انرژی خروجی از حجم کنترل و برابر q_f یا q_{db} یعنی نرخ انتقال حرارت از گاز به سطح داخلی غلاف یا نرخ انتقال حرارت عبوری از غلاف به سمت سیال خنک‌کننده است.

\dot{E}_g : نرخ انرژی تولیدی در حجم کنترل و برابر q_{spring} که معرف نرخ حرارت تولیدی در فنر ناشی از جذب پرتو در فنر می‌باشد.

\dot{E}_s : نرخ انرژی ذخیره شده در حجم کنترل که با توجه به شرایط پایا برابر صفر است.



شکل ۱۰: نمایش حجم کنترل برای محاسبات دمای گاز



شکل ۱۱: استفاده از مفهوم مقاومت حرارتی برای محاسبه دمای گاز در محفظه بالای میله سوخت

با توجه به مفهوم مقاومت حرارتی رابطه (۷-۳۳) به صورت زیر قابل بازنویسی است.

$$\frac{T_p - T_{Plenum}}{R_1} - \frac{T_{Plenum} - T_{Bulk}}{R_2} + q_{spring} = 0 \quad (۷-۳۴)$$

$$\frac{T_p}{R_1} + \frac{T_{Bulk}}{R_2} + q_{spring} = T_{Plenum} \left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right)$$

$$T_{Plenum} = \frac{\frac{T_p}{R_1} + \frac{T_{Bulk}}{R_2} + q_{spring}}{\left(\frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right)} \quad (۷-۳۵)$$

که در روابط فوق:

T_{Plenum} : دمای گاز موجود در محفظه بالای میله سوخت (K)

T_{Bulk} : دمای توده سیال خنک کننده (K)

T_p : دمای سطح بالایی قرص سوخت (K)

مقاومت‌های حرارتی نیز به صورت زیر تعیین می‌گردد.

$$R_1 = \frac{1}{h_p A_p} \quad (۷-۳۶)$$

$$R_2 = R_a + R_b + R_c$$

$$R_a = \frac{1}{h_f A_f}, \quad R_b = \frac{\ln\left(\frac{d_o}{d_i}\right)}{2\pi L_{plenum} k_{clad}}, \quad R_c = \frac{1}{h_{db} A_{db}}$$

$$A_p = \pi \frac{d_p^2}{4}, \quad A_f = \pi d_i L_{plenum}, \quad A_{db} = \pi d_o L_{plenum}$$

که در روابط فوق:

$$h_p: \text{ضریب انتقال حرارت جابجایی آزاد روی سطح بالایی قرص سوخت} \left(\frac{W}{m^2.K}\right)$$

$$h_f: \text{ضریب انتقال حرارت جابجایی آزاد روی سطح داخلی غلاف} \left(\frac{W}{m^2.K}\right)$$

$$h_{db}: \text{ضریب انتقال حرارت جابجایی اجباری بین سیال خنک‌کننده و سطح خارجی غلاف} \left(\frac{W}{m^2.K}\right)$$

$$d_o: \text{قطر خارجی غلاف} (m)$$

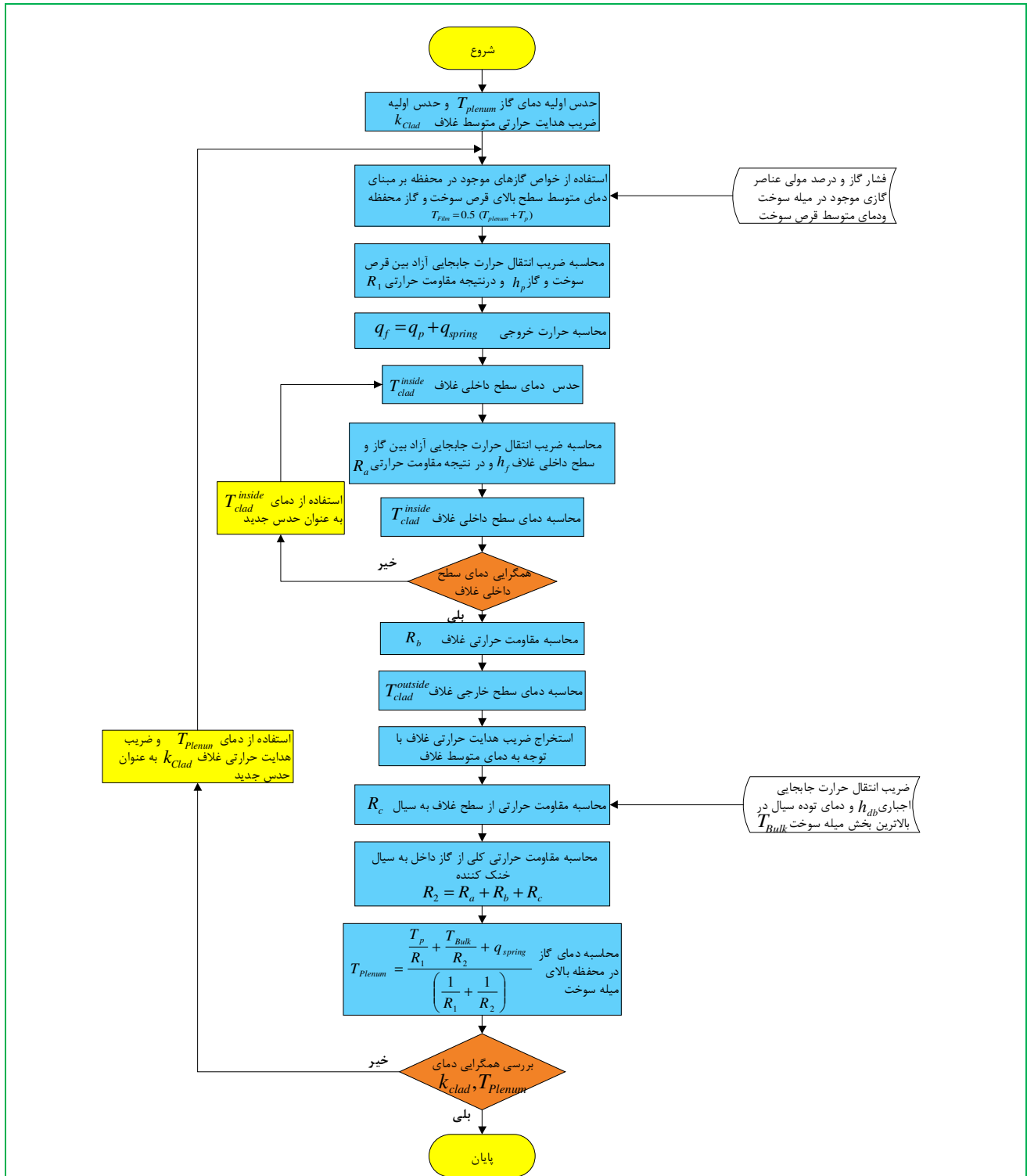
$$d_i: \text{قطر داخلی غلاف} (m)$$

$$d_p: \text{قطر خارجی قرص سوخت} (m)$$

$$k_{clad}: \text{ضریب هدایت حرارتی غلاف} \left(\frac{W}{m.K}\right)$$

$$L_{plenum}: \text{ارتفاع محفظه بالای میله سوخت} (m)$$

ضرایب انتقال حرارت وابسته به خواص گاز است و خواص گاز نیز وابسته به دما است همچنین ضریب هدایت حرارتی غلاف نیز وابسته به دما است، حال آن‌که دمای گاز و غلاف مشخص نیستند، لذا برای یافتن پارامترهای مجهول، بهترین روش استفاده از یک حلقه محاسباتی تکرارپذیر است که در این حلقه با هر بار تکرار خواص ترموفیزیکی وابسته به دما تصحیح شده و نهایتاً، پارامترهای مجهول به مقادیر نهایی خود همگرا می‌شوند. طبق روندنمای شکل ۱۲ روند محاسبات به این صورت است که ابتدا یک دما برای گاز حدس زده می‌شود و سپس خواص گاز بر مبنای دمای فیلم در سطوح داخلی مورد استفاده قرار می‌گیرد و پس از محاسبه پارامترهای مختلف این معادله، دمای جدید برای گاز محاسبه می‌شود. همچنین با توجه به دمای محاسبه شده برای غلاف، ضریب هدایت حرارتی جدید غلاف به دست می‌آید. مقدار دمای گاز و ضریب هدایت حرارتی متوسط غلاف با مقادیر حدسی مقایسه می‌گردد، چنانچه تفاوت ناچیز باشد، محاسبات پایان می‌یابد در غیر این صورت مقادیر جدید به عنوان فرض جدید استفاده و محاسبات تکرار می‌شود.



شکل ۱۲: روندنمای برنامه برای محاسبه دمای گاز در محفظه بالای میله سوخت

۷-۶-۲- انرژی آزاد شده در فنر

جذب پرتو گاما در فنر باعث تولید حرارت می‌شود و این حرارت تولیدی به گاز منتقل می‌شود. چگالی تولید توان در فنر با توجه به شار حرارتی متوسط میله سوخت تعیین می‌گردد [۷].

$$q_{spring} = 3.76 \dot{q}'' V_s \quad (37-7)$$

که در رابطه فوق ضریب ۳/۷۶ دارای دیمانسیون $(\frac{1}{m})$ است و سایر پارامترها عبارتند از:

q_{spring} : نرخ انرژی آزاد شده در فنر به دلیل جذب پرتو گاما (W)

\dot{q}'' : شار حرارتی متوسط میله سوخت $(\frac{W}{m^2})$

V_s : حجم فنر (m^3)

۷-۶-۳- ضریب انتقال حرارت جابجایی سطح بالای قرص سوخت و گاز

مکانیزم انتقال حرارت بین سطح بالای قرص سوخت و گاز از نوع جابجایی آزاد است و می‌توان از روابط McAdams برای صفحه تخت افقی در جریان آرام و مغشوش استفاده نمود [۷ و ۱۷]. عدد بدون بعد ناسلت با استفاده از رابطه (۷-۳۸) به دست می‌آید. در این رابطه Ra عدد بدون بعد رایلی است که برابر با حاصل ضرب اعداد بدون بعد گراشف و پرانتل می‌باشد.

$$Nu = C(Ra)^m, \quad Ra = \frac{g\beta(T_s - T_\infty)L^3}{\nu\alpha} \quad (38-7)$$

که در روابط فوق β ، ضریب انبساط سیال، T_s و T_∞ به ترتیب دمای سطح و سیال، ν ، لزجت سینماتیک و α ضریب پخش حرارتی است. L نیز طول مشخصه است که در اینجا برابر قطر قرص سوخت است. مقادیر C و m نیز با توجه به محدوده عدد رایلی به صورت زیر تعیین می‌شوند.

$$Ra \leq 2.0 \times 10^7, C = 0.54 \text{ and } m = 0.25, \quad (39-7)$$

$$Ra > 2.0 \times 10^7, C = 0.14 \text{ and } m = 0.33$$

۷-۶-۴- ضریب انتقال حرارت جابجایی بین گاز موجود در محفظه و سطح داخلی غلاف

از آنجا که در دفترچه کد FRAPCON3 برای محاسبه ضریب انتقال حرارت جابجایی آزاد بین گاز موجود در محفظه و سطح داخلی غلاف رابطه‌ای ارائه نشده است، از دو مرجع مختلف، این ضریب استخراج و به کار گرفته شده است. مکانیزم انتقال حرارت بین گاز و سطح داخلی غلاف از نوع جابجایی آزاد است و می‌توان از رابطه Churchill و Chu برای صفحه تخت عمودی در جریان آرام و مغشوش استفاده نمود [۱۷]. با در نظر گرفتن ارتفاع محفظه به عنوان طول مشخصه، عدد رایلی از رابطه (۷-۴۰) قابل محاسبه است.

$$Nu = \left\{ 0.825 + \frac{0.387Ra^{1/6}}{\left[1 + (0.492/Pr)^{9/16}\right]^{8/27}} \right\}^2 \quad (۷-۴۰)$$

هر چند که رابطه (۷-۴۰) برای بسیاری از محاسبات مهندسی مناسب است ولی برای جریان آرام، رابطه (۷-۴۱) نتایج اندک دقیق‌تری ارائه می‌دهد.

$$Nu = 0.68 + \frac{0.67Ra^{1/4}}{\left[1 + (0.492/Pr)^{9/16}\right]^{4/9}} \quad Ra \leq 10^9 \quad (۷-۴۱)$$

همچنین مرجع [۱۹] روابط زیر را برای محاسبه ضریب انتقال حرارت جابجایی آزاد بین گاز موجود در محفظه بالای میله سوخت و سطح داخلی غلاف پیشنهاد نموده است و در کد تحلیل رفتار سوخت شرایط گذرا با نام FRAPTRAN1.4 نیز به کار گرفته است.

$$h_f = 0.55 k_{gas} \frac{Ra^{1/4}}{L_{plenum}} \quad Gr \leq 10^9 \quad (۷-۴۲)$$

$$h_f = 0.021 k_{gas} \frac{Ra^{0.4}}{L_{plenum}} \quad Gr > 10^9 \quad (۷-۴۳)$$

که در روابط فوق:

$$k_{gas}: \text{ضریب هدایت حرارتی گاز } \left(\frac{W}{m \cdot K}\right)$$

L_{plenum} : ارتفاع محفظه بالای میله سوخت (m)

$$h_f: \text{ضریب انتقال حرارت جابجایی آزاد روی سطح داخلی غلاف } \left(\frac{W}{m^2 \cdot K}\right)$$

Gr: عدد بدون بعد گرافش

لازم به ذکر است که در نهایت روابط ارائه شده در مرجع [۱۷] در توسعه کد حاضر مورد استفاده قرار گرفته است.

۷-۷- ضریب انتقال حرارت شکاف گازی

فاصله بین سوخت و غلاف (شکاف گازی) یکی از فاکتورهای مهم در بروز نقص در میله سوخت است. در صورتی که این فاصله زیاد باشد، انتقال حرارت از سوخت به غلاف کاهش یافته و درجه حرارت سوخت و در نتیجه آهنگ خروج گازهای حاصل از شکافت از داخل سوخت افزایش می‌یابد. این گازها در فضای بین سوخت و غلاف جمع شده و موجب کاهش هدایت حرارتی و افزایش فشار داخلی میله می‌شوند. در صورت کم بودن این فاصله، فضای کافی برای انبساط سوخت وجود ندارد و متورم شدن سوخت، ایجاد تغییر شکل در غلاف می‌کند [۲۰]. ضریب انتقال حرارت شکاف گازی به عنوان یک پارامتر مهم از بسیاری از پارامترهای دیگر تأثیر می‌پذیرد. تغییر شکل سوخت و غلاف، تولید و رهائش محصولات شکافت گازی، فشار گاز، دمای سطوح سوخت و غلاف روی این پارامتر تأثیرگذار است. لذا شبیه‌سازی و محاسبه این پارامتر نیازمند محاسبات دقیق سایر پارامترها می‌باشد و محاسبه آن یکی از اهداف اصلی کدهای تحلیل عملکرد میله سوخت می‌باشد. سه مکانیزم انتقال حرارت در شکاف گازی حاکم می‌باشد که عبارت است از رسانش حرارتی در گاز، انتقال حرارت تشعشعی و انتقال حرارت تماسی^۵ (در صورت وجود تماس بین سوخت و غلاف).

در سال ۱۹۶۴ میلادی، تحقیقات تجربی و تئوری بسیار خوبی در این زمینه توسط محققین Ross و Stoute [۲۱] در انرژی اتمی کانادا صورت گرفته است که نتیجه آن توسعه روابط بنیادی است که بسیاری از کدهای تحلیل رفتار حرارتی مکانیکی میله سوخت بر این روش استوار است. یکی از مدل‌های دیگر، مدل Calza-bini است که شبیه مدل Ross&Stoute است که در بررسی ضریب انتقال حرارت شکاف گازی در راکتور هسته‌ای بوشهر نیز به کار گرفته شده است [۲۲]. در کد PARS سه مدل مختلف برای ضریب انتقال حرارت شکاف گازی مورد استفاده قرار گرفته است. این مدل‌ها بر اساس مدل‌های به‌کاررفته در کدهای FRAPCON3.5، FRAPTRAN1.5 و BISON1.1 می‌باشند که همگی مدل‌های بهبود یافته‌ای از مدل مبنایی Ross&Stoute هستند.

⁵ Contact heat transfer

تحقیقات و آزمایشات صورت گرفته توسط Ross و Stoute روی ضریب انتقال حرارت شکاف گازی بین سوخت UO_2 و زیرکالوی ۲ می باشد [۲۱]. ایشان با استفاده از سیستم آزمایشگاهی به بررسی و تولید داده‌های تجربی برای ضریب انتقال حرارت شکاف گازی در شرایط مختلف تماس فیزیکی، دما، زبری سطح و گاز موجود در شکاف پرداخته‌اند. ضرایب به دست آمده مربوط به ۸ جفت ترکیب سوخت- غلاف با زبری‌های متفاوت و با حضور گازهای هلیوم، آرگون، کریپتون و زنون و در فشار اتمسفری و حتی خلأ می باشد. در آزمایشات انجام شده فشار تماسی بین سوخت و غلاف از محدوده مقدار ۵ تا ۵۵ MPa تغییر می کند^۶ و مقدار زبری سطوح از محدوده ۰/۰۰۰۰۲ تا ۰/۰۰۰۳۵ cm می باشد و اثرات فشار تماسی، فشار و دمای گاز روی ضریب انتقال حرارت شکاف گازی بررسی شده است. در تحقیقات Ross و Stoute داده‌های تجربی به دست آمده برای ضریب انتقال حرارت شکاف گازی جهت بررسی نتایج حاصله از روابط توسعه داده شده برای دو جسم در تماس با هم مورد استفاده قرار گرفته است.

۷-۷-۱- توسعه رابطه برای ضریب انتقال حرارت شکاف گازی

به طور معمول هنگامی که دو صفحه در کنار هم قرار می گیرند سطح واقعی تماس تنها بخش کوچکی از سطح مشترک آنها می باشد. حتی اگر دو سطح به خوبی و با دقت صیقلی شوند، پستی و بلندی‌های میکروسکوپی همچنان وجود دارند. لذا شناخت و محاسبه پدیده‌های مختلف انتقال حرارت نیازمند تعیین سطح واقعی تماس بین دو سطح می باشد.

۷-۷-۱-۱- سطح واقعی تماس

چنانچه مقدار فشار تماسی بین سطوح صفحه ای که کنار هم قرار گرفته اند برابر P باشد و با فرض این که نقاط تماس دارای سطح دایره‌ای یکسان و با شعاع a باشند، تعداد نقاط تماس بر واحد سطح با استفاده از رابطه نیرو و فشار قابل محاسبه است. همچنین آزمایش‌ها نشان داده است که متوسط نیرویی که در هر نقطه تماس وجود دارد با رابطه (۷-۴۴) قابل بیان است. لذا در نهایت ارتباط بین مقدار فشار تماسی با تعداد نقاط تماس n به صورت رابطه (۷-۴۵) می باشد. پارامتر H سختی Meyer می باشد.

$$F = m \times (H \times \pi \times a^2) \quad m = 0.5 \text{ to } 0.7 \quad (7-44)$$

$$P \times A = 0.6 \times H \times \pi \times a^2 \times n \quad (7-45)$$

^۶ در مرجع [۲۱] از دیمانسیون kgf/cm^2 استفاده شده است که هر kgf/cm^2 برابر 0.1 MPa است.

که در روابط فوق:

F : نیروی وارد بر سطح تماس (N)

m : ضریب ثابت در محدوده ۰/۵ تا ۰/۷

H : سختی Meyer ماده سخت تر در تماس فیزیکی (MPa)

a : متوسط شعاع دایره در نقطه تماس (m)

p : فشار تماسی (MPa)

A : سطح مشترک هندسی (m^2)

n : تعداد نقاط تماس بر واحد سطح ($\frac{\#}{m^2}$)

۷-۱-۲- انتقال حرارت در شرایط خلأ

چنانچه انتقال حرارت در حالت تماس سطوح و بدون حضور گازها باشد آنگاه اثر انتقال حرارت رسانشی گاز حذف و انتقال حرارت از طریق تماس و تشعشع خواهد بود. در شرایط دمایی متداول، میزان انتقال حرارت تشعشعی ناچیز بوده و انتقال حرارت تماسی نیز از طریق محلهای تماس صورت می‌گیرد. به دلیل تنگ شدگی مجاری عبور حرارت از نقاط تماس، اختلاف دما در سطح مشترک معمولاً خیلی بیشتر از حالتی است که به دلیل عبور یکنواخت حرارت از سطح مشترک صورت می‌گیرد. برای محاسبه مقاومت تنگ شدگی^۷، می‌توان تفاوت دمایی ΔT که به صورت متوسط در کل سطح مشترک در نظر گرفته می‌شود را بر شار حرارتی تقسیم نمود.

$$R_C = \frac{\Delta T}{\frac{Q_C}{A}} \quad (۴۶-۷)$$

حال با فرض این‌که تعداد نقاط دایروی تماس (با شعاع a) بر واحد سطح برابر n باشد رابطه زیر نیز قابل ارائه است.

⁷ Constriction Resistance

$$\frac{1}{R_c} = 2 \times n \times a \times K_m \quad (47-7)$$

که در رابطه فوق K_m متوسط هندسی ضریب رسانش حرارتی دو جسم است.

۷-۱-۳- انتقال حرارت از طریق تماس جامد با جامد

با ترکیب معادلات (۴۵-۷) و (۴۷-۷) مقدار ضریب انتقال حرارت در شرایط تماس بین سطوح با استفاده از رابطه زیر قابل محاسبه است.

$$h_s = \frac{1}{R_c} = 1.06 \frac{K_m \times P}{a \times H} \quad (48-7)$$

چنانچه نقاط تماس دارای اندازه‌های یکسانی نباشند مقدار R_c بایستی تا ۱۰٪ افزایش یابد لذا با این توضیح می‌توان رابطه (۴۸-۷) را به صورت زیر تقریب زد.

$$h_s = \frac{K_m \times P}{a \times H} \quad (49-7)$$

چنانچه پارامتر a از روابط (۴۵-۷) و (۴۷-۷) حذف شود مقدار ضریب انتقال حرارت به صورت زیر نیز قابل بازنویسی است. متغیرهای n یا a هر کدام قابل اندازه‌گیری هستند.

$$h_s = K_m \left(\frac{2 \times n \times P}{H} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (50-7)$$

تحقیقات زیادی برای جایگذاری a بر حسب زبری صورت گرفته است. همچنین تأثیر فشار در سطح مشترک بر روی مقدار a بررسی شده است که نشان می‌دهد مقدار آن با افزایش فشار از مقدار صفر تا مقداری شروع به افزایش می‌کند و سپس ثابت می‌ماند. بنابراین جایگذاری a به صورت تابعی از زبری کفایت می‌کند. بررسی‌هایی روی تماس استیل و آلومینیوم با زبری سطح در محدوده $0.2 \times 10^{-4} \text{ cm}$ تا $30 \times 10^{-4} \text{ cm}$ انجام و رابطه زیر پیشنهاد شده است.

$$a = a_0 \times R^{\frac{1}{2}} \quad (51-7)$$

که در این رابطه R زبری سطح و مقدار a_0 برابر $1 \text{ cm}^{\frac{1}{2}}$ می‌باشد.

بنابراین مقدار ضریب انتقال حرارت تماسی برحسب زبری سطح با توجه به روابط (۸-۴۹) و (۸-۵۱) به صورت زیر است.

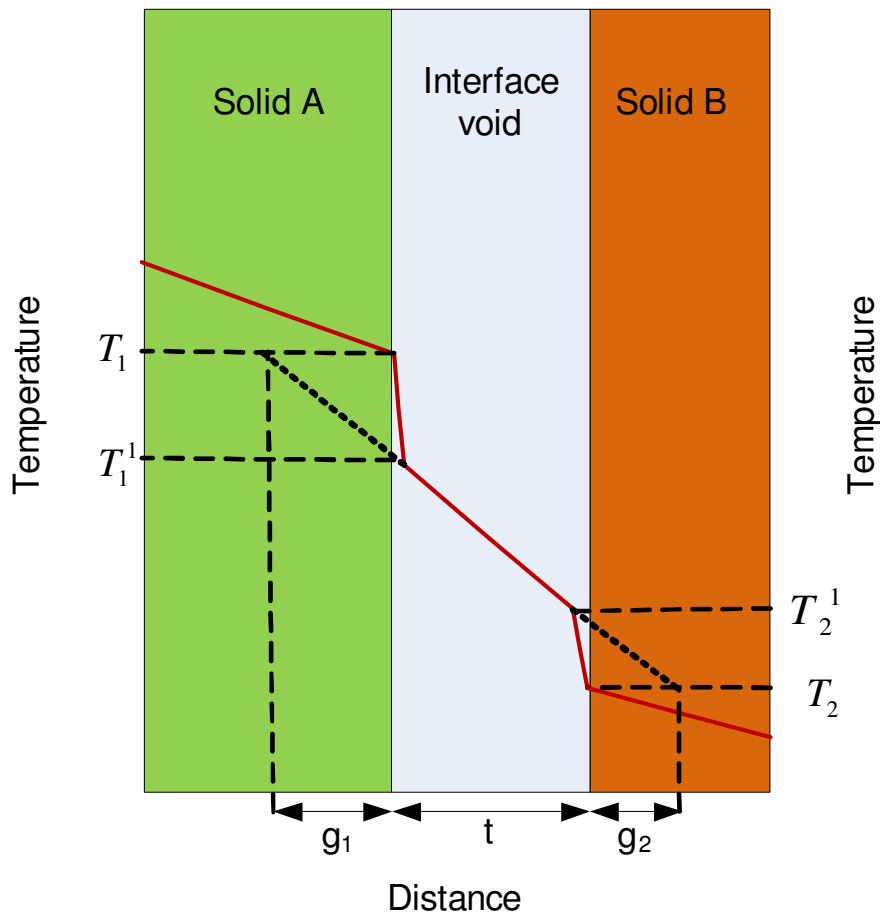
$$h_s = \frac{K_m \times P}{\frac{1}{a_0 R^2} \times H} \quad (۷-۵۲)$$

۷-۷-۲- انتقال حرارت از طریق محیط گازی

۷-۷-۲-۱- انتقال حرارت رسانشی

شکل ۱۳ توزیع دما در سطح مشترک ۲ جسم A و B را به صورت شماتیک نشان می‌دهد. چنانچه سطوح با هم تماس سخت داشته باشند و فاصله محدود t دو سطح را از هم جدا کند در صورتی فاصله فضایی با گاز اشغال می‌شود که فاصله t در حدود طول پویش آزاد گاز در خلأ باشد. در وضعیت یادشده اگر سطوح تخت و موازی باشند و زبری سطح به صورت معمولی و عادی باشد، اختلاف دمای $T_1^1 - T_2^1$ در گاز ممکن است به دلیل اثرات تطابق^۸ به صورت محسوسی کمتر از اختلاف دمای $T_1 - T_2$ سطوح جامد باشد.

⁸ Accommodation effect



شکل ۱۳: شکل شماتیک توزیع دما در سطح مشترک دو جسم A و B

گرادیان دمای گاز با توجه به شکل ۱۳ به صورت زیر است.

$$\frac{T_1' - T_2'}{t} = \frac{T_1 - T_2}{t + (g_1 + g_2)} \quad (۵۳-۷)$$

پارامترهای g_1 و g_2 فاصله جهش دمایی نامیده می‌شوند و مقدار آن‌ها به کمک معادله عمومی زیر تعیین می‌شوند.

$$\delta T = -g \frac{dT}{dx} \quad (۵۴-۷)$$

تحلیل تئوری نشان می‌دهد که مقدار g به طور مستقیم متناسب است با طول آزاد پویس مولکولی گاز و بنابراین مقدار آن با کاهش فشار و افزایش دمای گاز افزایش می‌یابد. بنابراین گرادیان دمای متوسط گاز که در رابطه (۷-۵۳) بیان شده است، وابسته به مقادیر مشخص فشار و دمای گاز است. همچنین مقدار t نیز وابسته به ارتفاع زبری

متوسط سطوح و شکل زبری و فشار تماسی بین سطوح می‌باشد. رابطه (۷-۵۵) برای محاسبه t برای سطوح صفحه‌ای که دارای زبری نوع سهموی و نیم کره با ارتفاع و پراکندگی یکنواخت هستند پیشنهاد شده است.

$$t = c(R_1 + R_2) \quad (۷-۵۵)$$

که R_1 و R_2 زبری سطوح می‌باشند.

رابطه فوق برای چند جفت فلزات بررسی شده است و مقدار ضریب C برابر $1/2$ به دست آمده است. لذا مقدار گرادیان دمای متوسط به صورت زیر قابل بازنویسی است.

$$\frac{T_1^1 - T_2^1}{t} = \frac{T_1 - T_2}{c(R_1 + R_2) + (g_1 + g_2)} \quad (۷-۵۶)$$

در نهایت ضریب انتقال حرارت رسانشی به صورت زیر به دست می‌آید.

$$h_f = \frac{Q_f}{A} - (T_1 - T_2)$$

$$\frac{Q_f}{A} = K_f \frac{T_1 - T_2}{c(R_1 + R_2) + (g_1 + g_2)} \quad (۷-۵۷)$$

$$h_f = \frac{K_f}{c(R_1 + R_2) + (g_1 + g_2)}$$

در رابطه فوق K_f ضریب رسانش حرارتی متوسط هندسی دو سطح است.

۷-۷-۲-۲- انتقال حرارت تشعشی

مقدار ضریب انتقال حرارت تشعشی به صورت تقریبی با استفاده از رابطه زیر قابل محاسبه است.

$$h_r = \frac{\sigma \times \epsilon (T_1^4 - T_2^4)}{(T_1 - T_2)} \quad (۷-۵۸)$$

که در رابطه فوق ϵ ضریب نشر سطح و σ ثابت استفان بولتزمن می‌باشد. سهم انتقال حرارت تشعشی ناچیز است. بررسی‌های انجام شده توسط محققین در دمای 600°C برای دو سطح با زبری $1.5 \times 10^{-4} \text{ cm}$ و ضریب نشر 0.74 ، نسبت ضریب انتقال حرارت تشعشی به رسانشی تنها 0.035 می‌باشد. در تحقیقات انجام شده توسط Ross&Stoute بررسی برای دمای بالاتر از 400°C صورت نگرفته است لذا با توجه به نقش ناچیز تشعشع سهم تشعشع، در کار ایشان در نظر گرفته نشده است [۲۱].

۷-۲-۳- انتقال حرارت جابجایی طبیعی

هنگامی که سطوح صفحه‌ای در تماس با یکدیگر قرار دارند متوسط ضخامت فضای خالی خیلی کوچک است. در چنین شرایطی انتقال حرارت جابجایی طبیعی در مقایسه با انتقال حرارت رسانش بی‌اهمیت است و از آن صرف‌نظر می‌شود [۲۱].

۷-۲-۳- رابطه پایه‌ای ضریب انتقال حرارت کلی شکاف

برای سطح مشترک بین سطوح صفحه‌ای دو جسم در شرایط وجود فشار تماسی، یک ضریب انتقال حرارت کلی به صورت زیر قابل بیان است.

$$h_f = \frac{Q_f}{A} - (T_1 - T_2) \quad (۵۹-۷)$$

در فشارهای تماسی متداول اثر تنگ شدگی (با حضور یک گاز در فضای خالی که ضریب رسانش حرارت گاز در مقایسه با ضریب رسانش حرارتی سطوح بسیار کوچک است) به طور جدی تغییر نخواهد کرد. در این شرایط مقدار ضریب انتقال حرارت کلی به صورت جمع زیر نوشته می‌شود.

$$h = h_s + h_f + h_r + h_c \quad (۶۰-۷)$$

که h_r ضریب انتقال حرارت تشعشعی و h_c ضریب انتقال حرارت جابجایی طبیعی قابل صرف نظر می‌باشد و رابطه پایه‌ای برای ضریب انتقال حرارت کلی توسط Ross&Stoute به صورت زیر پیشنهاد شده است.

$$h = \frac{K_m \times P}{a_0 R^2 \times H} + \frac{K_f}{c(R_1 + R_2) + (g_1 + g_2)} \quad (۶۱-۷)$$

۷-۲-۴- مدل‌های مختلف ضریب انتقال حرارت شکاف گازی در برخی کدهای معتبر

در این بخش مدل‌های مختلف ضریب انتقال حرارت شکاف گازی به کاررفته در کدهای FRAPCON3.5، FRAPTRAN1.5 و BISON1.1 توضیح داده می‌شود. لازم به ذکر است مدل به کاررفته در کد

FRAPCON3.1 همان مدل به کاررفته در FRAPCON3.5 است که برخی از ضرایب و روابط متفاوت است لذا از ارائه مدل قدیمی و به کارگیری آن در توسعه کد در PARS صرف نظر شده است.

۷-۷-۵- مدل به کاررفته در کد FRAPCON3.5 [۷]

اختلاف دمای شکاف بین سوخت و غلاف با توجه به شار حرارتی در ارتفاع مورد نظر و ضریب انتقال حرارت شکاف گازی تعیین می‌شود. ضریب انتقال حرارت شکاف گازی شامل سه جزء رسانش، تشعشعی و تماسی بین سطوح است. که معادلات و مدل‌ها برای هر یک از این سه جزء در ادامه ارائه شده است.

$$\Delta T_{gap} = \frac{q''(z)}{h} \quad (۶۲-۷)$$

$$h = h_r + h_{gas} + h_{solid} \quad (۶۳-۷)$$

که در روابط فوق :

ΔT_{gap} : اختلاف دمای دو طرف شکاف (K)

$q''(z)$: شار حرارتی میله سوخت در ارتفاع z ($\frac{W}{m^2}$)

h : ضریب انتقال حرارت شکاف گازی ($\frac{W}{m^2 \cdot K}$)

h_r : ضریب انتقال حرارت تشعشعی ($\frac{W}{m^2 \cdot K}$)

h_{gas} : ضریب انتقال حرارت رسانشی ($\frac{W}{m^2 \cdot K}$)

h_{solid} : ضریب انتقال تماسی بین دو سطح جامد ($\frac{W}{m^2 \cdot K}$)

۷-۷-۶- انتقال حرارت تشعشعی

مقدار انتقال حرارت تشعشعی از سوخت به غلاف برای استوانه بی نهایت، با سطح خاکستری برای فاصله شکاف کوچک توسط Kreith با توجه به معادله انتقال حرارت تشعشعی به صورت زیر حاصل شده است.

$$SHF = \sigma F (T_{fs}^4 - T_{ci}^4) \quad (64-7)$$

$$F = \frac{1}{\left[e_f + \left(\frac{r_{fs}}{r_{ci}} \right) \times \left(\frac{1}{e_c} - 1 \right) \right]} \quad (65-7)$$

که در روابط فوق :

SHF : شار حرارتی سطحی $\left(\frac{W}{m^2} \right)$

σ : ثابت استفان بولتزمن $\left(\frac{W}{m^2 \cdot K^4} \right)$

e_f : ضریب نشر سوخت

e_c : ضریب نشر غلاف

T_{ci} : دمای سطح داخلی غلاف (K)

T_{fs} : دمای سطح سوخت (K)

r_{ci} : شعاع سطح داخلی غلاف (m)

r_{fs} : شعاع سطح خارجی سوخت (m)

چنانچه شار حرارتی سطحی با توجه به ضریب انتقال حرارت تشعشی و اختلاف دمای سطوح نوشته شود، مقدار ضریب انتقال حرارت تشعشی به صورت زیر قابل محاسبه است.

$$SHF = h_r (T_{fs} - T_{ci}) \quad (66-7)$$

$$h_r = \sigma F \frac{[T_{fs}^4 - T_{ci}^4]}{[T_{fs} - T_{ci}]} = \sigma F [T_{fs}^2 + T_{ci}^2] [T_{fs} + T_{ci}] \quad (67-7)$$

۷-۷-۷- انتقال حرارت رسانشی

ضریب انتقال حرارت رسانش از گاز بین سوخت و غلاف به کمک رابطه زیر قابل محاسبه است.

$$h_{gas} = \frac{k_{gas}}{\Delta x} \quad (68-7)$$

که در رابطه فوق :

k_{gas} : ضریب رسانش حرارتی گاز $\left(\frac{W}{m \cdot K} \right)$

Δx : فاصله موثر کلی شکاف (m)

که مقدار Δx با توجه به فاصله جهش دمایی با استفاده از رابطه زیر به دست می‌آید.

$$\Delta x = d_{eff} + 1.8 \times (g_f + g_c) - b + d \quad (69-7)$$

که در رابطه فوق :

d : فاصله محاسبه شده از محاسبات مکانیکی در حالت باز بودن شکاف (m)

g_f : فاصله جهش دمایی در سطح سوخت (m)

g_c : فاصله جهش دمایی در سطح داخلی غلاف (m)

b : مقدار ثابت 1.397×10^{-6} (m)

مقدار d_{eff} در شرایط شکاف بسته و باز متفاوت است. در حالت باز مقدار آن برابر جمع زبری سطوح غلاف و سوخت است و در حالت شکاف بسته با توجه به فشار تماسی بین سوخت و غلاف به صورت زیر محاسبه می‌شود.

$$d_{eff} = \exp(-0.0125P) \times (R_f + R_c) \quad (70-7)$$

که در رابطه فوق :

P : فشار تماسی بین سوخت و غلاف (MPa)

R_f : زبری سطح سوخت (m)

R_c : زبری سطح غلاف (m)

همچنین مقدار فاصله جهش دمایی توسط رابطه زیر حاصل می‌شود.

$$(g_f + g_c) = 0.0137 \left[\frac{k_{gas} \sqrt{T_{gas}}}{P_{gas}} \right] \left[\frac{1}{\sum a_i f_i / \sqrt{M_i}} \right] \quad (71-7)$$

که در رابطه فوق :

P_{gas} : فشار گاز (Pa)

T_{gas} : دمای متوسط گاز در شکاف (K)

a_i : ضریب تطابق^۹ گاز i

M_i : وزن اتمی گاز i (g)

f_i : کسر مولی گاز i

۷-۷-۸- انتقال حرارت تماسی

مدل انتقال حرارت تماسی به کاررفته یک اصلاحی از مدل Mikic-Todreas است که وابستگی فشار، رسانش حرارتی و زبری را در نظر می‌گیرد، درحالی‌که بهترین تخمین را با توجه به مقادیر تجربی Ross&Stoute حاصل می‌نماید. لذا مقدار ضریب انتقال حرارت تماسی با توجه به فشار تماسی، ضریب رسانش حرارتی و سختی Meyer با توجه به محدوده P_{rel} به صورت زیر به دست می‌آید. مقدار P_{rel} برابر نسبت فشار تماسی به سختی Meyer غلاف می‌باشد.

$$h_{solid} = \frac{0.4166 \times K_m P_{rel} R_{mult}}{RE} \quad P_{rel} > 0.003$$

$$h_{solid} = \frac{0.00125 \times K_m}{RE} \quad 0.003 > P_{rel} > 9 \times 10^{-6} \quad (72-7)$$

$$h_{solid} = \frac{0.4166 \times K_m P_{rel}^{0.5}}{RE} \quad P_{rel} < 9 \times 10^{-6}$$

$$R_{mult} = 333.3 \quad P_{rel} \leq 0.0087 \quad (73-7)$$

$$R_{mult} = 2.9 \quad P_{rel} > 0.0087$$

$$K_m = \frac{2K_f K_C}{K_f + K_C} \quad (74-7)$$

$$R = \sqrt{R_f^2 + R_C^2} \quad (75-7)$$

$$E = \exp[5.738 - 0.528 \times \ln(3.937 \times 10^7 \times R_f)] \quad (76-7)$$

⁹ Accommodation coefficient

که در روابط فوق :

P_{rel} : نسبت فشار تماسی به سختی Meyer غلاف (سختی Meyer برای غلاف حدود 680MPa است)

$$K_m: \text{متوسط هندسی ضریب رسانش حرارتی سوخت و غلاف} \left(\frac{W}{m \cdot K}\right)$$

$$K_f: \text{ضریب رسانش حرارتی سوخت} \left(\frac{W}{m \cdot K}\right)$$

$$K_c: \text{ضریب رسانش حرارتی غلاف} \left(\frac{W}{m \cdot K}\right)$$

R_{mult} : پارامتری است که با توجه به محدوده پارامتر P_{rel} تعیین می‌گردد.

مدل انتقال حرارت تماسی بیان شده در بالا یک انتقال نسبتاً آرامی را از حالت شکاف باز به شکاف بسته فراهم می‌نماید و این موضوع موجب بهبود عملکرد کد و اجتناب از عدم همگرایی محاسبات کد در هنگام نوسان بین حالت شکاف باز و بسته می‌گردد.

۷-۹-۷-مدل به کاررفته در کد FRAPTRAN1.5

در کد FRAPTRAN1.5 برای محاسبه ضریب انتقال حرارت شکاف گازی از مدل استفاده شده در کد FRAPCON3.5 با اصلاحاتی استفاده می‌نماید. این روش اصلاحات در حین توسعه کد حاصل و اعمال شده است تا بتواند عملکرد کد را برای همگرایی عددی و مسائلی که از حالت فرسایش غیر صفر شروع می‌شوند، بهبود دهد [۲۳]. تغییرات صورت گرفته در این مدل تنها در جزء رسانش صورت گرفته است و مدل به کاررفته در کد FRAPTRAN1.5 برای ضریب انتقال حرارت تشعشی و تماسی دقیقاً همان مدل به کاررفته در کد FRAPCON3.5 می‌باشد. لذا در ادامه، روش محاسبه ضریب انتقال حرارت رسانشی شکاف در کد FRAPTRAN1.5 ارائه شده است.

۷-۹-۷-۱-انتقال حرارت رسانشی

ضریب انتقال حرارت رسانشی گاز در شکاف بین سوخت و غلاف به کمک رابطه زیر محاسبه می‌شود.

$$h_{gas} = \frac{K_{gas}}{x_{gap} + x_{jump}} \quad (77-7)$$

$$x_{gap} = \max\left[(R_f + R_c) \text{ and } 1.27 \times 10^{-7}\right] \quad (78-7)$$

$$x_{jump} = 0.024688 \times \frac{\frac{K_{gas} T_{gas}^{0.5}}{P_{gas}}}{\sum \left(\frac{f_j a_j}{M_j^{0.5}} \right)} \quad (7-79)$$

$$a_{He} = 0.425 - 2.3 \times 10^{-4} \times T_{gas}$$

$$a_{Xe} = 0.749 - 2.5 \times 10^{-4} \times T_{gas} \quad (7-80)$$

$$a_j = a_{He} + \frac{(M_j - M_{He}) \times (a_{Xe} - a_{He})}{M_{Xe} - M_{He}} \quad (7-81)$$

که در روابط فوق :

x_{gap} : پهنای شکاف گاز (m)

x_{jump} : فاصله جهش دمایی ترکیبی سوخت و غلاف (m)

P_{gas} : فشار گاز (Pa)

T_{gas} : دمای گاز (K)

f_j : کسر مولی گاز j

a_j : ضریب تطابق گاز j

M_j : وزن اتمی گاز j (g)

a_{Xe} : ضریب تطابق گاز زنون

a_{He} : ضریب تطابق گاز هلیوم

M_{Xe} : وزن اتمی گاز زنون (g)

M_{He} : وزن اتمی گاز هلیوم (g)

ملاحظه می‌شود که با استفاده از رابطه (7-81) مقدار ضریب تطابق هر گاز دیگر با استفاده از ضریب تطابق گازهای هلیوم و زنون و وزن اتمی آنها قابل محاسبه است.

۷-۷-۱۰- مدل به کاررفته در کد BISON1.1 [۱۰]

۷-۷-۱۰-۱- انتقال حرارت رسانشی

ضریب انتقال حرارت رسانشی به شکلی که Ross&Stoute پیشنهاد داده‌اند به صورت زیر می‌باشد. مقدار دمای گاز در شکاف برابر دمای متوسط سطوح دو طرف شکاف در نظر گرفته می‌شود.

$$h_{gas} = \frac{K_g}{d_g + C_r(r_1 + r_2) + (g_1 + g_2)} \quad (۷-۸۲)$$

که در رابطه فوق :

$$h_{gas}: \text{ضریب انتقال حرارت رسانشی } \left(\frac{W}{m^2 \cdot K}\right)$$

$$g_1 + g_2: \text{فاصله جهش دمایی } (m)$$

$$K_g: \text{ضریب رسانش حرارتی وابسته به دما } \left(\frac{W}{m \cdot K}\right)$$

$$d_g: \text{فاصله شکاف گازی محاسبه شده از محاسبات مکانیکی } (m)$$

$$C_r: \text{ضریب زبری برای سطوح سوخت و غلاف}$$

$$r_1: \text{زبری سطح } ۱ (m)$$

$$r_2: \text{زبری سطح } ۲ (m)$$

همچنین مقدار فاصله جهش دمایی از مدل Kennard و با استفاده از رابطه^{۱۰} زیر به دست می‌آید.

$$(g_1 + g_2) = \left(\frac{5756}{10 \times 418.686}\right) \left(\frac{2 - a_{mix}}{a_{mix}}\right) \left(\frac{k_g \sqrt{T_g}}{P}\right) \left(\sum_{i=1}^{10} \frac{f_i}{M_i}\right)^{-1/2} \quad (۷-۸۳)$$

$$a_{mix} = a_{He} + \frac{(M_{mix} - M_{He}) \times (a_{Xe} - a_{He})}{M_{Xe} - M_{He}} \quad (۷-۸۴)$$

^{۱۰} در مرجع [۱۰] از دیمانسیون غیر معمول فشار dynes/cm² و ضریب رسانش حرارتی cal/(cm.K.s) استفاده شده است که در این گزارش ثابت رابطه (۷-۸۳) برای دیمانسیون Pa و W/(m.K) اصلاح شده است. (هر Pa برابر ۱۰ dynes/cm² و هر cal/(cm.K.s) برابر ۴۱۸/۶۸ W/(m.K) می‌باشد).

که در رابطه فوق :

P : فشار گاز (Pa)

K_g : ضریب رسانش حرارتی گاز ($\frac{W}{m \cdot K}$)

T_g : دمای متوسط گاز در شکاف (K)

a_{mix} : ضریب تطابق مخلوط گازها

M_i : وزن اتمی گاز i (g)

f_i : کسر مولی گاز i

۷-۱۰-۲- انتقال حرارت تماسی

ضریب انتقال حرارت در تماس بین دو سطح جامد با استفاده از رابطه پیشنهادی Ross&Stoute به صورت زیر در کد BISON استفاده شده است [۱۰].

$$h_s = C_s \frac{2k_1k_2}{k_1 + k_2} \frac{P_c}{\delta^{1/2} H} \quad (۷-۸۵)$$

که در رابطه فوق :

C_s : ثابت تجربی ($10m^{-1/2}$)

k_1 : ضریب رسانش حرارتی جامد ۱ در سطح تماس ($\frac{W}{m \cdot K}$)

k_2 : ضریب رسانش حرارتی جامد ۲ در سطح تماس ($\frac{W}{m \cdot K}$)

P_c : فشار تماسی بین سوخت و غلاف (MPa)

H : سختی Meyer (MPa)

δ : ضخامت متوسط لایه گاز در شکاف (m) (به طور متوسط برابر $0.8(r_1 + r_2)$)

۷-۱۰-۳- انتقال حرارت تشعشی

مدل مورد استفاده در کد BISON به طور دقیق معادل مدل استفاده شده در کد FRAPCON3.5 است. تنها ضریب F به جای رابطه (۶۵-۷) با رابطه متفاوتی به صورت زیر به دست می آید. که e_c و e_f به ترتیب زبری سطح سوخت و غلاف بر حسب متر می باشد.

$$F = \frac{1}{\frac{1}{e_c} + \frac{1}{e_f} - 1} \quad (۸۶-۷)$$

۷-۸- آنتالپی سوخت

آنتالپی سوخت یا انرژی حرارتی موجود در سوخت بر واحد جرم در تحلیل گذره‌ها و حوادث راکتور اهمیت دارد. چرا که این مقدار انرژی در لحظه شروع گذار یا حادثه به شدت بر شرایط و رفتار سوخت اثر می گذارد. لذا محاسبات آن بایستی انجام شود تا برای استفاده در کد محاسباتی حالت گذرا در دسترس باشد.

آنتالپی سوخت در هر سطح محوری برابر مجموع انرژی‌ها در المان‌های شعاعی است که پس از محاسبات حرارتی سوخت و تعیین توزیع شعاعی دما در هر سطح محوری امکان پذیر است. بنابراین مقدار انرژی حرارتی در هر سطح محوری به صورت زیر به دست می آید [۷].

$$E_{acv.} = \sum_{i=1}^{nr} \left\{ m_i \int_{298K}^{T_i} C_p(T) dt \right\} \quad \text{و} \quad E_s = \frac{\sum_{i=1}^{nr} \left\{ m_i \int_{298K}^{T_i} C_p(T) dt \right\}}{m_{acv.}} \quad (۸۷-۷)$$

که در روابط فوق:

$E_{acv.}$: مقدار انرژی حرارتی در هر سطح محوری (J)

E_s : مقدار چگالی انرژی حرارتی در هر سطح محوری ($\frac{J}{kg}$)

m_i : جرم هر المان شعاعی (kg)

$m_{acv.}$: جرم کل سوخت در هر حجم کنترل محوری (kg)

T_i : دمای هر گره شعاعی (K)

$C_p(T)$: ظرفیت گرمای ویژه در دمای T_i ، ($\frac{J}{kg \cdot K}$)

nr : تعداد کل گره‌ها یا المان‌های شعاعی در هر سطح محوری.

آنتالپی سوخت، وابسته به ظرفیت گرمایی ویژه است و محاسبه آن نیز بایستی به درستی انجام شود. ظرفیت گرمایی ویژه و آنتالپی سوخت وابسته به دمای سوخت، ترکیب سوخت، میزان ذوب شدگی و نسبت اکسیژن به فلز می‌باشد. کد FRAPCON3 از روابط زیر برای ظرفیت گرمایی ویژه و آنتالپی سوخت بهره می‌برد که در این کد نیز از این روابط استفاده شده است [۲۴].

$$FCP = \frac{K_1 \theta^2 e^{\theta/T}}{T^2 [e^{\theta/T} - 1]^2} + K_2 T + \frac{Y K_3 E_D}{2RT^2} e^{-\frac{E_D}{RT}} \quad (۷-۸۸)$$

$$FENTHL = \frac{K_1 \theta}{e^{\theta/T} - 1} + \frac{K_2 T^2}{2} + \frac{Y}{2} \left[K_3 e^{-\frac{E_D}{RT}} \right] \quad (۷-۸۹)$$

که در روابط فوق:

FCP : ظرفیت گرمایی ویژه، $\left(\frac{J}{kg \cdot K}\right)$

$FENTHL$: آنتالپی یا چگالی انرژی موجود در سوخت $\left(\frac{J}{kg}\right)$

T : دمای هر گره شعاعی (K)

Y : نسبت اکسیژن به فلز

R : ثابت جهانی گازها، برابر $8.3143 \left(\frac{J}{mol \cdot K}\right)$

θ : دمای انیشتین، برابر $535.285 (K)$

E_D : انرژی فعالسازی عیوب فرنکل، برابر $1.577 \times 10^5 \left(\frac{J}{mol}\right)$

K_1 : ثابت، برای سوخت UO_2 برابر است با: 296.7

K_2 : ثابت، برای سوخت UO_2 برابر است با: 2.43×10^{-2}

K_3 : ثابت، برای سوخت UO_2 برابر است با: 8.745×10^7

۷-۹- خواص ترموفیزیکی گاز هلیوم

در هنگام تولید میله سوخت هسته‌ای فضای خالی داخل میله را از گاز هلیوم پر می‌کنند و لذا جهت تحلیل عملکرد میله سوخت نیاز به خواص ترموفیزیکی گاز هلیوم و سایر پاره‌های شکافت گازی می‌باشد که پس از کارکرد راکتور به گاز هلیوم افزوده می‌شوند. وزن اتمی گاز هلیوم برابر $(\frac{kg}{kmol})$ 4.002602 می‌باشد و ثابت ویژه

این گاز برابر $(\frac{J}{kg \cdot K})$ $2077/27$ است. در ادامه برای خواص مهم گاز هلیوم روابطی ارائه شده است [۲۵].

۷-۹-۱- حجم ویژه

مقدار حجم ویژه با استفاده از معادله گاز کامل با جمله‌ای جهت تصحیح به صورت زیر قابل محاسبه است.

$$V = \frac{1}{\rho} = \frac{RT}{P} + B(T) \quad (90-7)$$

$$B(T) = a_1 T^{*-1/2} + a_2 T^{*-1/3} + a_3 T^{*-1/4} \quad (91-7)$$

که در معادلات فوق دمای گاز T و $T^* = \frac{T}{10.4}$ می‌باشد و مقادیر ضرایب a_i در جدول ۲ داده شده است. مقادیر خطا در پارامتر $B(T)$ برابر ۲٪ برای محدوده دمایی بین ۳۰۰ تا ۱۳۰۰ کلوین و برابر ۵٪ برای محدوده دمایی بین ۱۳۰۰ تا ۲۵۰۰ کلوین می‌باشد. همچنین فشار برحسب پاسکال است.

۷-۹-۲- ظرفیت گرمایی ویژه در فشار ثابت

ظرفیت گرمایی ویژه در فشار ثابت برحسب $\frac{J}{kg \cdot K}$ با استفاده از رابطه زیر قابل محاسبه می‌باشد. در این رابطه خطا کمتر از ۱٪ است.

$$C_p(T, P) = C_{p0} - \left(RT^2 \frac{d^2 B}{dT^2} \right) \frac{P}{RT} \quad (92-7)$$

$$C_{p0} = 5 \frac{R}{2} = 5193.17 \frac{J}{kg \cdot K}$$

مقدار مشتق مرتبه ۲ نسبت به دما به راحتی از رابطه ۷-۹۱ و مفهوم مشتق ضمنی قابل محاسبه می‌باشد. با توجه به رابطه $(T^* = T/10.4)$

$$\frac{dB(T)}{dT} = \frac{dB(T)}{dT^*} \times \frac{dT^*}{dT}$$

$$\frac{d^2B(T)}{dT^2} = \frac{d^2B(T)}{dT^*dT} \times \frac{dT^*}{dT} + \frac{d^2T^*}{dT^2} \times \frac{dB(T)}{dT^*} = \frac{d^2B(T)}{dT^{*2}} \times \left(\frac{dT^*}{dT}\right)^2 = \left(\frac{1}{10.4}\right)^2 \times \frac{d^2B(T)}{dT^{*2}} \quad (93-7)$$

$$\frac{d^2B(T)}{dT^{*2}} = \frac{3}{4}a_1T^{*-\frac{5}{2}} + \frac{4}{9}a_2T^{*-\frac{7}{3}} + \frac{5}{16}a_3T^{*-\frac{9}{4}}$$

۷-۹-۳- لزجت دینامیک

مقدار لزجت دینامیک گاز هلیوم از رابطه زیر به دست می‌آید.

$$\mu = \mu_0(T) \left\{ 1 + 10^{-3} [k_1(T^*)]^{3/2} \frac{P}{RT} \right\} \sqrt{\quad} \quad (94-7)$$

$$\mu_0(T) = \frac{0.7884 \times 10^{-6} \sqrt{T}}{k_1(T^*)} \frac{n!}{r!(n-r)!} \quad (95-7)$$

$$k_1(T^*) = \exp \left[\sum_{i=1}^5 b_i (\ln T^*)^{i-1} \right] \quad (96-7)$$

مقادیر b_i در جدول ۲ داده شده است.

۷-۹-۴- ضریب هدایت حرارتی

مقدار ضریب هدایت حرارتی گاز هلیوم از رابطه زیر حاصل می‌شود.

$$\lambda = \lambda_0(T) \left\{ 1 + 3.2 \times 10^{-3} [k_1(T^*)]^{3/2} \frac{P}{RT} \right\} \quad (97-7)$$

$$\lambda_0(T) = \frac{6.161 \times 10^{-3} \sqrt{T}}{k_1(T^*)} \quad (98-7)$$

سایر پارامترهای ترموفیزیکی از قبیل لزجت سینماتیک و ضریب نفوذ گرمایی و پراختل از خواص محاسبه شده در بالا قابل محاسبه است.

جدول ۲: ضرایب خواص گاز هلیوم [۲۵]

i	ai	bi
1	-0.00436074	0.46041
2	0.00591117	-0.56991
3	-0.00190460	0.19591
4	-	-0.03879
5	-	0.00259

۸- مدل‌های مکانیکی

بر اثر کارکرد میله سوخت در راکتور، سوخت و غلاف دچار تغییراتی می‌شوند. در ادامه به تشریح کلی تأثیر پدیده‌ها در تغییر شکل سوخت و غلاف پرداخته می‌شود. وجود پدیده‌هایی همچون چگال شدن، تورم، انبساط حرارتی، ترک در سوخت موجب تغییر شکل سوخت می‌شود، به طوری که سوخت تازه پس از قرار گرفتن در راکتور و تولید حرارت در آن و انبساط حرارتی در سوخت و غلاف موجب تغییر شکل و انبساط کلی میله می‌گردد. در روزهای ابتدایی کاری راکتور شعاع قرص سوخت به دلیل غالب بودن پدیده چگال شدن کاهش یافته و پس از آن با فرسایش بیشتر سوخت دچار تورم و ترک می‌شود و این دو پدیده سبب افزایش تدریجی شعاع قرص سوخت می‌شود. از سوی دیگر غلاف سوخت با قرار گرفتن در راکتور و بیشتر بودن فشار سیال خنک‌کننده نسبت به فشار گاز درون میله منجر به کرنش ناشی از تنش به سمت داخل میله می‌گردد. پس از آن پدیده خزش بر غلاف سوخت حاکم شده و رفته رفته شعاع غلاف کاهش می‌یابد.

کاهش شعاع غلاف و افزایش قرص سوخت به قدری ادامه می‌یابد تا اولین تماس فیزیکی روی می‌دهد. اشاره شد که یکی از دلایل افزایش شعاع قرص سوخت ایجاد ترک در قرص است که پس از تماس فیزیکی غلاف با سوخت منجر به جمع شدن و بازیابی فواصل ترک می‌گردد و اندکی قرص سوخت کاهش می‌یابد، سپس این روند متوقف شده و تماس سخت بین سوخت و غلاف منجر به عقب راندن غلاف و بزرگ شدن شعاع قرص و غلاف می‌شود. در این حالت افزایش شعاع غلاف به طور کامل متأثر از تغییر ابعاد سوخت است [۷]. البته با توجه به تغییر جهت نیروی وارده به غلاف خزش غلاف نیز به سمت بیرون می‌باشد. در این فصل سعی بر آن است تا مدل‌های مناسبی

برای شبیه‌سازی پدیده‌های فوق ارائه شود. نکته قابل توجه این‌که در فواصل محوری مختلف میله ممکن است همه این اتفاقات یاد شده روی ندهد، این موضوع وابسته به شرایط راکتور و فرسایش در هر مقطع محوری است.

۸-۱- مدل تغییر شکل قرص سوخت

دی اکسید اورانیوم پودر سیاه رنگی است که با پرس سرد و سخت کردن در دمای بالا می‌توان آن را به صورت قرص‌های استوانه‌ای در آورد. ترکیب اکسیدی UO_2 نسبت به حالت فلزی در مقابل آسیب ناشی از تابش، مقاومت بالایی دارد و در نتیجه می‌توان تا فرسایش بالاتری آن را به کار برد. شبکه کریستالی UO_2 به صورت مکعبی با سطوح مرکزدار و به‌طور کامل متقارن است و تا دمای $2860^\circ C$ (دمای ذوب) پایداری خود را حفظ می‌کند [۲۶].

در این بخش مدل‌هایی برای محاسبه تغییر شکل قرص سوخت منطبق بر کد مرجع یعنی FRAPCON3 توضیح داده می‌شود که این مدل‌ها برای تغییر شکل و جابجایی شعاعی و محوری سوخت به کار گرفته می‌شوند. نکته قابل توجه این است که تا زمانی که عوامل انبساط سوخت (تورم و انبساط حرارتی) باعث بازیابی ۵۰ درصدی مقدار جابجایی ناشی از ترک در شعاع قرص سوخت نشود اجازه هیچ تماس مکانیکی شدیدی بین سوخت و غلاف داده نمی‌شود [۷]. منظور از تماس مکانیکی شدید، تماسی است که در آن تحت تأثیر تغییر شکل سوخت، تنش و کرنشی در غلاف حادث می‌شود.

فرض اساسی که در تحلیل تغییر شکل سوخت در مدل مکانیکی در نظر گرفته می‌شود این است که سوخت که ماده‌ای سرامیکی و سخت است به عنوان یک ماده صلب در نظر گرفته می‌شود و با این فرض تنش تماسی بین سوخت و غلاف، هیچ اثری بر تغییر شکل سوخت نمی‌گذارد. در مقابل تغییر شکل سوخت است که بر غلاف اثرگذار خواهد بود. با فرض صلب بودن سوخت، می‌توان از مدل انبساط حلقه آزاد برای محاسبات تغییر شکل سوخت استفاده نمود. در این مدل هر حلقه سوخت بدون مقاومت سایر حلقه‌ها منبسط می‌شود و انبساط کلی برابر مجموع انبساط هر حلقه آزاد می‌باشد.

۸-۱-۱- تغییر شکل شعاعی سوخت

تغییر شکل شعاعی سوخت ناشی از انبساط حرارتی، تورم و چگال‌شدن با استفاده از مدل انبساط حلقه آزاد محاسبه می‌گردد. حلقه‌های آزاد همان المان‌های حلقوی در سوخت مشابه شکل ۶ می‌باشند. معادله حاکم در این مدل به صورت رابطه (۸-۱) می‌باشد [۷]. ملاحظه می‌شود که پارامترهای داخل کروشه بیانگر کرنش ناشی از انبساط حرارتی، تورم و چگال‌شدن است که در ضخامت المان ضرب می‌شوند. روابط و نحوه محاسبه هر یک از این پارامترها در ادامه همین فصل آمده است.

$$R_H = \sum_{i=1}^N \Delta r_i \times [1 + \alpha_{T_i} (T_i - T_{ref}) + \varepsilon_i^s + \varepsilon_i^d] \quad (1-8)$$

که در رابطه فوق:

R_H : شعاع قرص سوخت (m)

α_{T_i} : ضریب انبساط حرارتی حلقه ام با دمای T_i ($\frac{1}{K}$)

T_i : دمای متوسط حلقه شعاعی ام (K)

T_{ref} : دمای مرجع (K)

Δr_i : ضخامت حلقه شعاعی ام (m)

N : تعداد حلقه‌ها (المان‌های حلقوی)

ε_i^s : کرنش ناشی از تورم

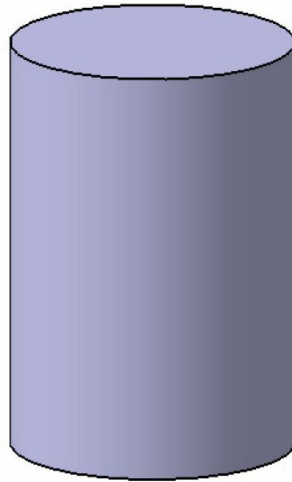
ε_i^d : کرنش ناشی از چگال شدن

۸-۱-۲- تغییر شکل محوری سوخت

در جهت محوری نیز مانند جهت شعاعی، پدیده‌های انبساط حرارتی، چگال شدن و تورم سوخت در نظر گرفته می‌شود. تقسیم‌بندی در جهت محوری نیز مشابه حالت شعاعی با توجه به تقسیم‌بندی محاسبات حرارتی صورت می‌گیرد با توجه به نوع سطوح بالا و پایین قرص سوخت دو روش زیر قابل استفاده است [۷].

۸-۱-۲-۱- قرص سوخت با سطوح تخت

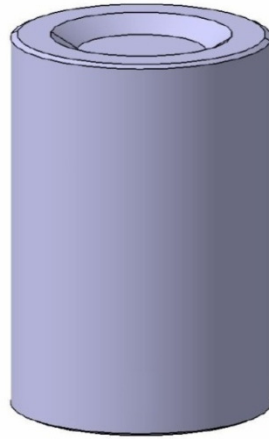
در شکل ۱۴ یک نمونه قرص با سطوح تخت نمایش داده شده است. در این حالت برای سادگی محاسبات می‌توان تعدادی حجم کنترل در جهت محوری تعریف نمود که البته می‌تواند همان تقسیم‌بندی کلی برای محاسبات حرارتی-مکانیکی میله سوخت باشد. در این حالت چنانچه فرض شود که تغییر شکل در سوخت به صورت متوسط حجمی صورت پذیرد، مقدار تغییر شکل محوری با توجه به خواص متوسط هر حجم کنترل قابل محاسبه است و تغییر شکل محوری کل سوخت موجود در میله نیز برابر مجموع این تغییر شکل‌ها در حجم کنترل‌های محوری خواهد بود. این فرضیه برای قرص سوخت با سطوح بالا و پایین تخت با فرض رفتار همسانگرد قابل استفاده است.



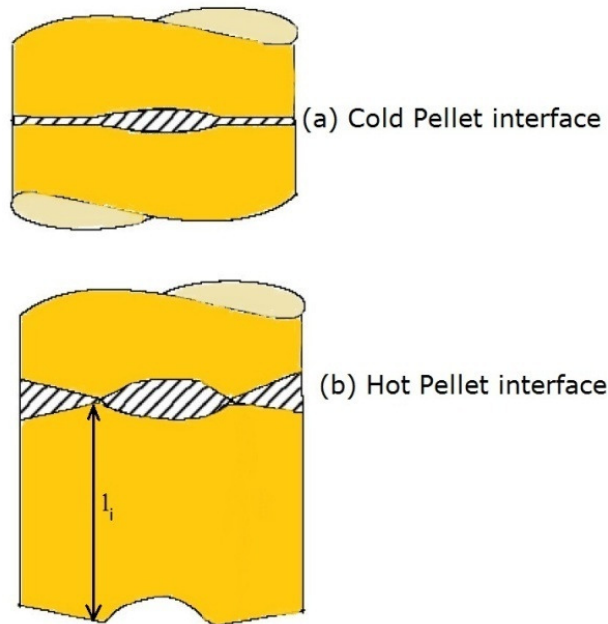
شکل ۱۴: قرص سوخت با سطوح تخت

۸-۱-۲-۲- قرص سوخت با سطوح بشقابی

در شکل ۱۵ یک نمونه قرص سوخت با سطوح بشقابی نمایش داده شده است. در این حالت در نظر گرفتن تغییر شکل به صورت متوسط حجمی چندان مناسب نیست و راه حل مناسب، محاسبه تغییر شکل محوری در تمامی المان‌های حلقوی شعاعی است. برای محاسبه تغییر شکل محوری کل سوخت لازم است که در هر حجم کنترل محوری، حلقه با بیشترین طول را مشخص نموده و این حلقه‌های مشخصه، با هم جمع شوند. مطابق شکل ۱۶، به‌طور معمول داخلی‌ترین حلقه واقع بر شانه بشقاب دارای بیشترین طول می‌باشد. این بدان علت است که تغییر شکل در حلقه‌های داخلی بشقاب به قدری زیاد نیست که بتواند حجم بشقاب را پر نموده و با قرص سوخت مجاور بالا و پایین تماس پیدا کند. نکته قابل توجه این است که نسخه FRAPCON3.1 [۱۸] جهت صحت‌سنجی استفاده شده است. اجرای کد برای دو نوع سوخت نشان می‌دهد که ظاهراً تغییر شکل حلقه‌های سوخت به صورت مجزا محاسبه نشده و یا در خروجی کد گزارش نمی‌شود و لذا در کد PARS نیز برای سوخت با سطوح بشقابی مقادیر تغییر شکل‌های محوری حجم‌های حلقوی متوسط‌گیری شده‌اند.



شکل ۱۵: قرص سوخت با سطوح بشقابی



شکل ۱۶: وضعیت حجم بین دو قرص سوخت (نوع با سطوح بشقابی) در حالت سرد و گرم [۷]

۸-۱-۳- ضریب انبساط حرارتی

انبساط حرارتی خطی در سوخت دی اکسید اورانیوم با استفاده از رابطه زیر قابل محاسبه است [۲۴].

$$\frac{\Delta L}{L_0} = 9.8 \times 10^{-6} \times T - 2.61 \times 10^{-3} + 3.16 \times 10^{-1} \times \exp\left[\frac{-E_D}{kT}\right] \quad (۲-۸)$$

که در رابطه فوق:

$$\frac{\Delta L}{L_0}: \text{ کرنش خطی ناشی از انبساط حرارتی}$$

$$T: \text{ دما (K)}$$

$$E_D: \text{ انرژی تشکیل یک نقص}^{11} (1.32 \times 10^{-19} \text{ J})$$

$$k: \text{ ثابت بولتزمن} (1.38 \times 10^{-23} \text{ J/K})$$

۸-۱-۴- چگال شدن سوخت^{۱۲}

سوخت دی اکسید اورانیوم به روش تفت جوشی^{۱۳} پودر تولید می گردد. اگر ذرات پودر به هم فشرده در دمای بیشتر از نصف دمای ذوبشان گرم شوند به یکدیگر می چسبند به این عمل تفت جوشی گفته می شود. محصول تولید شده از این روش دارای اندکی تخلخل است. سوخت دی اکسید اورانیوم تازه نیز دارای تخلخل است. به از بین رفتن این تخلخل در ابتدای عمر کاری سوخت در راکتور چگال شدن گفته می شود. این پدیده در حدود چند هزار ساعت ابتدایی عمر میله سوخت در راکتور روی می دهد و موجب کاهش ابعادی سوخت می شود [۷]. در کد FRAPCON3 از دو روش برای محاسبه چگال شدن استفاده می شود که از این دو روش با نام های RSNT و TISNT در توسعه کد این پروژه استفاده شده است.

به طور کلی در هر دو روش یاد شده از رابطه زیر برای محاسبه میزان چگال شدن استفاده می شود و تنها تفاوت روش ها در محاسبه مقدار $\left(\frac{\Delta L}{L}\right)_m$ می باشد. این پارامتر حداکثر تغییر ممکن در ابعاد سوخت ناشی از پرتو دهی است.

$$\frac{\Delta L}{L} = \left(\frac{\Delta L}{L}\right)_m + e^{[-3(FBU+B)]} + (2.0e^{[-35(FBU+B)]}) \quad (۳-۸)$$

¹¹ Defect

¹² Densification

¹³ Sintering

که در رابطه فوق:

$$\frac{\Delta L}{L}: \text{تغییر خطی ابعاد سوخت ناشی از چگال شدن (درصد)}$$

$$\left(\frac{\Delta L}{L}\right)_m: \text{حداکثر تغییر ممکن در ابعاد سوخت ناشی از پرتودهی (درصد)}$$

$$FBU: \text{فرسایش سوخت} \left(\frac{MWd}{kgU}\right)$$

پارامتر B یک ثابت برای مشخص کردن شرایط مرزی است و با این شرط به دست می آید که چنانچه FBU برابر صفر باشد، مقدار چگال شدن برابر صفر به دست آید. محاسبه مقدار B از اهمیت خاصی برخوردار است و لازم است قبل از حلقه اصلی برنامه با توجه به پارامترهای ورودی محاسبه شود.

۸-۱-۴-۱-۸ روش RSNTR

روش RSNTR از تغییرات چگالی حاصل از داده‌های آزمایشگاهی در طی آزمایشات تفت جوشی مجدد^{۱۴} بهره می برد که به عنوان پارامتر ورودی کد داده می شود. با مشخص بودن مقدار تفت جوشی مجدد میزان حداکثر تغییر ممکن در ابعاد سوخت ناشی از پرتودهی به کمک روابط به دست می آید. در مدارک MATPRO بسته به دمای سوخت از روابط (۴-۸) یا (۵-۸) و در کد FRAPCON3.4 از رابطه (۶-۸) استفاده می شود.

$$\left(\frac{\Delta L}{L}\right)_m = -(0.0015) \times RSNTR \quad T_f < 1000K \quad (4-8)$$

$$\left(\frac{\Delta L}{L}\right)_m = -(0.00285) \times RSNTR \quad T_f \geq 1000K \quad (5-8)$$

$$\left(\frac{\Delta L}{L}\right)_m = \frac{100 \times RSNTR}{3.0 \times FDENS} \quad (6-8)$$

که در روابط فوق:

$$RSNTR: \text{تغییر چگالی سوخت تفت جوشی مجدد} \left(\frac{kg}{m^3}\right)$$

¹⁴ Resintering

T_f : درجه حرارت سوخت (K)

$DENS$: چگالی اولیه سوخت ($\frac{kg}{m^3}$)

۸-۱-۴-۲- روش TISNT

چنانچه مقدار چگال شدن ناشی از تفت جوشی مجدد در دسترس نباشد از روش دوم به نام TISNT استفاده می شود در این حالت از مقدار چگالی اولیه سوخت تازه، فرسایش سوخت و دمای تفت جوشی (در فرآیند تولید کارخانه تولید میله سوخت) استفاده می شود. برای به کارگیری این روش هم در MATPRO و هم در کد FRAPCON3.4 از روابط (۷-۸) و (۸-۸) استفاده می شود. در مجموع روش RSNTR به روش TISNT ترجیح داده می شود [۲۴].

$$\left(\frac{\Delta L}{L}\right)_m = \frac{-22.2(100 - DENS)}{TSINT - 1453} \quad T_f < 1000K \quad (7-8)$$

$$\left(\frac{\Delta L}{L}\right)_m = \frac{-66.6(100 - DENS)}{TSINT - 1453} \quad T_f \geq 1000K \quad (8-8)$$

که در روابط فوق:

$DENS$: چگالی اولیه سوخت (به صورت درصدی از چگالی تئوری)

$TSINT$: درجه حرارت تفت جوشی سوخت (K)

۸-۱-۵- تورم^{۱۵} سوخت

تولید پاره های شکافت جامد و گازی در سوخت موجب باد کردن سوخت یا تورم می گردد. به طور معمول محققین اثر تورم ناشی از پاره های شکافت جامد و گازی را به صورت مجزا بررسی می کنند. اثر تورم ناشی از پاره های شکافت جامد و گازی به ترتیب در روابط (۸-۹) و (۸-۱۰) به صورت تغییر حجم به حجم اولیه توسط موسسه MATPRO ارائه شده است [۲۴].

¹⁵ Swelling

$$S_s = 2.5 \times 10^{-29} B_s \quad (9-8)$$

$$S_g = 8.8 \times 10^{-56} (2800 - T)^{11.73} e^{[-0.0162(2800 - T)]} e^{[-8.0 \times 10^{-27} B]} \times B_s \quad (10-8)$$

که در روابط فوق:

S_s : نسبت تغییر حجم ناشی از پاره‌های شکافت جامد به حجم سوخت

S_g : نسبت تغییر حجم ناشی از پاره‌های شکافت گازی به حجم سوخت

B_s : فرسایش سوخت در یک گام زمانی $\left(\frac{\text{fissions}}{m^3}\right)$

B : فرسایش سوخت $\left(\frac{\text{fissions}}{m^3}\right)$

T : درجه حرارت (K)

با توجه به رابطه (۱۰-۸) مشخص است که مقدار S_g در دمای نزدیک ۲۸۰۰ کلوین و بالاتر از آن تقریباً صفر است. چرا که گازهایی که سبب تورم در سوخت می‌شوند در این دماها رها شده و از ساختار سوخت خارج می‌شوند.

بر خلاف کتابخانه MATPRO، در کد FRAPCON3.4 از روابط مربوط به تورم ناشی از پاره‌های شکافت گازی صرف نظر شده است. به سفارش کمیته نظارتی هسته‌ای آمریکا (NRC) آزمایشاتی در این رابطه انجام شده است.

این آزمایشات نشان می‌دهد که در فرسایش کمتر از $10 \frac{MWd}{kgU}$ مدل تورم ناشی از پاره‌های شکافت جامد به

تنهایی نتایج بهتری را ارائه می‌دهد، لذا با حذف مدل پاره‌های شکافت گازی، به ازای هر $10 \frac{MWd}{kgU}$ فرسایش

سوخت، سهم پاره‌های شکافت جامد از ۰/۶۹۹ درصد (در کد FRAPCON2 و کتابخانه MATPRO) به ۰/۷۷ درصد (در کد FRAPCON3) افزایش می‌یابد.

در کد FRAPCON3.4 برای دو بازه فرسایش، روابط (۱۱-۸) و (۱۲-۸) استفاده شده است به صورتی که در

فرسایش کمتر از $80 \frac{MWd}{kgU}$ به ازای هر $10 \frac{MWd}{kgU}$ فرسایش سوخت، مقدار تورم ناشی از پاره‌های شکافت جامد

به ۰/۶۲ درصد کاهش یافته است و برای فرسایش بیشتر از $۸۰ \frac{MWd}{kgU}$ ، مقدار تورم ناشی از پاره‌های شکافت جامد به میزان ۰/۸۶ درصد افزایش یافته است، که از این روابط در توسعه کد استفاده شده است. لازم به ذکر است که توسعه دهندگان کد FRAPCON، این کد را برای فرسایش‌های خیلی بالا توسعه داده‌اند و لذا روابط ارائه شده در برخی خواص تا فرسایش‌های بالاتر از $۶۰ \frac{MWd}{kgU}$ را نیز پاسخگو می‌باشند.

$$soldsw = bus \times (2.315 \times 10^{-23} + sigswell \times 2.315 \times 10^{-24}) \quad burnup < 80 \frac{MWd}{kgU} \quad (11-8)$$

$$soldsw = bus \times (3.211 \times 10^{-23} + sigswell \times 3.211 \times 10^{-24}) \quad burnup > 80 \frac{MWd}{kgU} \quad (12-8)$$

$$bus = fdens \times 2.974 \times 10^{10} \times (bu - bul) \quad (13-8)$$

که در روابط فوق:

soldsw: نسبت تغییر حجم ناشی از پاره‌های شکافت جامد به حجم سوخت

sigswell: پارامتری که کاربر برای تغییرات میزان خطا وارد می‌نماید.

bus: فرسایش سوخت در یک گام زمانی $(\frac{fissions}{m^3})$

fdens: چگالی اولیه قرص سوخت $(\frac{kg}{m^3})$

bu: فرسایش در پایان گام زمانی فعلی $(\frac{MWs}{kgU})$

bul: فرسایش در پایان گام زمانی قبلی $(\frac{MWs}{kgU})$

۸-۱-۶- جابجایی^{۱۶} سوخت

اندازه‌گیری‌های انجام شده برای دمای مرکز سوخت در ابتدای شرایط کاری طی آزمایشات متعدد نشان داده است که این مقادیر کمتر از مقادیر پیش‌بینی شده به کمک کدهایی است که تنها انبساط حرارتی سوخت را در نظر

¹⁶Relocation

می‌گیرند. آزمایشات میکروسکوپی روی سطح برش خورده سوخت، نشان می‌دهد که ترک‌های ایجاد شده در سوخت باعث جابجایی تکه‌های سوخت به سمت بیرون شده و موجب بیشتر بسته شدن گپ می‌گردد. این پدیده در ابتدای عمر کاری سوخت شروع می‌شود و به سرعت به حالت تعادل می‌رسد. ترک‌های قرص سوخت که موجب جابجایی بیشتر سوخت می‌گردد اغلب به صورت شعاعی می‌باشد. با این وجود به صورت محیطی نیز به وجود می‌آیند و موجب تغییر ضریب هدایت حرارتی سوخت می‌گردد. لذا ایجاد ترک و جابجایی، مقاومت حرارتی در سوخت را افزایش داده و از سوئی دیگر ضریب انتقال حرارت بین سوخت و غلاف را افزایش می‌دهند. مدل‌هایی برای این پدیده ارائه شده است. این مدل‌ها به صورت ضمنی هر نوع اثر ترک را روی انتقال حرارت در نظر می‌گیرند، چرا که این مدل‌ها با توجه به داده‌های دمایی مرکز سوخت توسعه پیدا کرده‌اند. مدل استفاده شده در کد FRAPCON3 در اصل مدل اصلاح شده GT2R2 است که به صورت تابعی از نرخ تولید حرارت خطی و فرسایش است. میزان بسته شدن گپ ناشی از پدیده جابجایی به صورت کسری از اندازه گپ سوخت تازه به صورت زیر است [۷].

$$\frac{\Delta G}{G} = 30 + 10 \times FBU \quad LHGR < 20 \frac{kW}{m} \quad (14-8)$$

$$\frac{\Delta G}{G} = 28 + PFACTOR + (12 + PFACTOR) \times FBU \quad 20 \frac{kW}{m} < LHGR < 40 \frac{kW}{m} \quad (15-8)$$

$$\frac{\Delta G}{G} = 32 + 18 \times FBU \quad LHGR > 40 \frac{kW}{m} \quad (16-8)$$

$$FBU = \frac{Burnup}{5} \quad Burnup < 5 \frac{MWd}{kgU} \quad (17-8)$$

$$FBU = 1.0 \quad Burnup > 5 \frac{MWd}{kgU} \quad (18-8)$$

$$PFACTOR = \frac{5 \times (LHGR - 20)}{20} \quad (19-8)$$

که در روابط فوق:

$\frac{\Delta G}{G}$: نسبت تغییر اندازه گپ به اندازه گپ اولیه ناشی از پدیده جابجایی

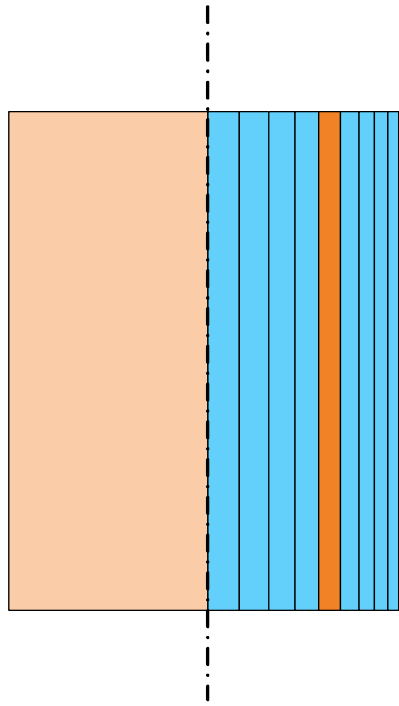
$Burnup$: فرسایش سوخت $(\frac{MWd}{kgU})$

$LHGR$: نرخ تولید توان خطی در میله سوخت ($\frac{kW}{m}$)

لازم به ذکر است که در مرجع [۷] در روابط (۸-۱۴) و (۸-۱۵) و (۸-۱۶) برای حدود مرزی توان خطی میله سوخت یعنی $20 \frac{kW}{m}$ و $40 \frac{kW}{m}$ تعیین تکلیف نشده است و در کد توسعه داده شده در این گزارش حدود مرزی در بازه میانی در نظر گرفته شده‌اند و شرط برای رابطه (۸-۱۵) به این صورت $20 \frac{kW}{m} \leq LHGR \leq 40 \frac{kW}{m}$ اصلاح شده است.

۸-۱-۷- مش بندی سوخت برای محاسبات تغییر شکل

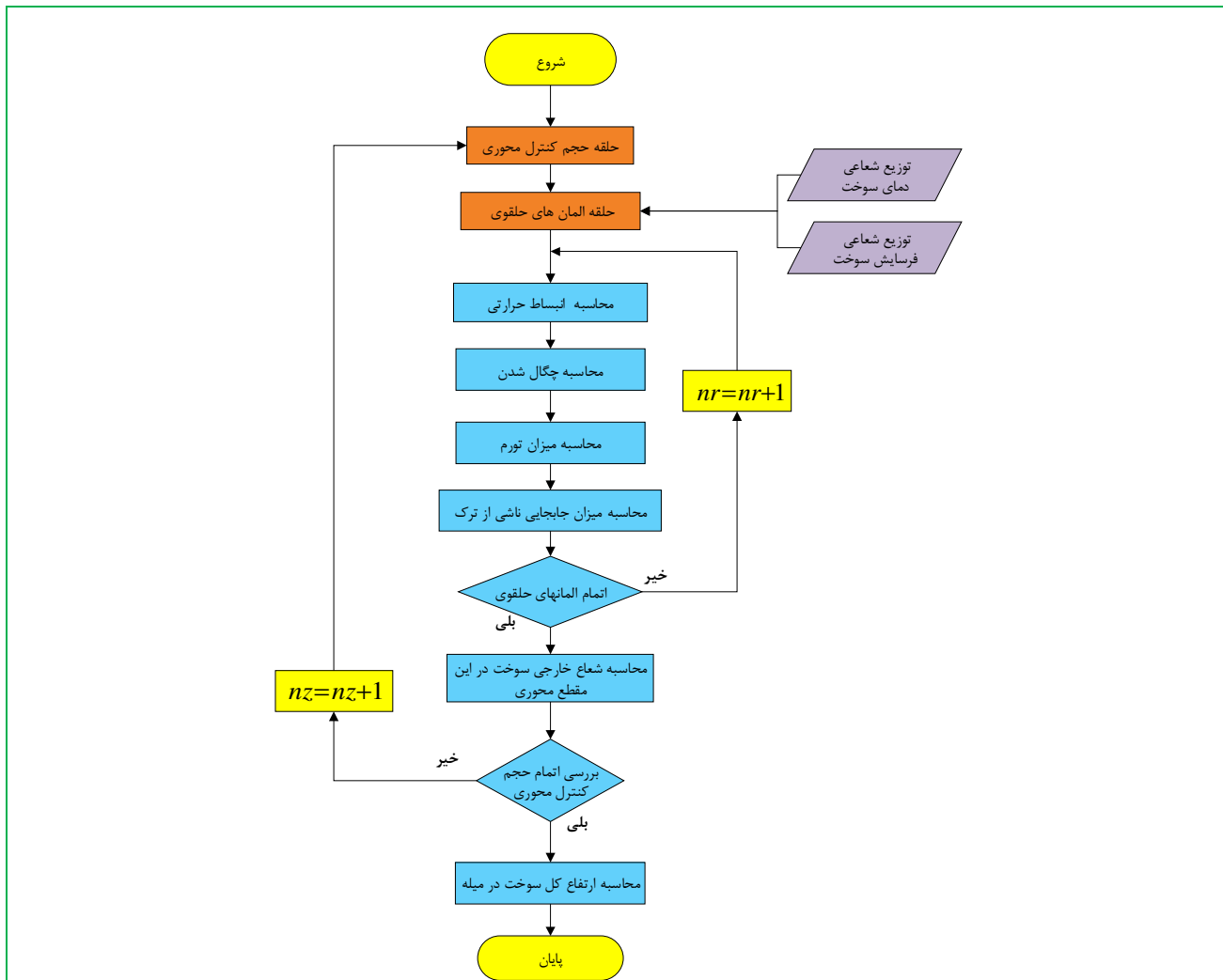
مش بندی فضای حل مسئله نیاز به بررسی مدل‌های فیزیکی و پارامترهای مرتبط دارد. از آنجا که در مدل سازی تغییر شکل سوخت از روش انبساط حلقه آزاد استفاده می‌شود، تقسیم بندی در جهت شعاعی با توجه به همین روش می‌باشد، ولی از آنجا که در محاسبات به دمای حلقه‌ها و فرسایش آن‌ها نیاز است، بایستی انطباق با محاسبات حرارتی و فرسایش برقرار باشد. بنابراین ساده‌ترین کار، یکسان در نظر گرفتن مش بندی محاسبات تغییر شکل با محاسبات حرارتی و فرسایش است (شکل ۱۷). نکته مهم دیگر محاسبه تغییر شکل محوری حلقه‌ها است که این امر نیز با توجه به نوع قرص سوخت، (تخت و یا بشقابی)، بایستی در نظر گرفته شود و تغییر محوری هر حلقه نیز به صورت مجزا ثبت شود. به منظور محاسبه طول نهایی کل سوخت داخل غلاف لازم است که محل‌های برقراری تماس بین قرص‌ها نیز به صورت مجزا بررسی و مشخص گردد. در صورتی که متوسط تغییر شکل محوری مد نظر باشد دیگر نیازی به تعیین نقطه تماس نبوده و تغییر طول محوری کل برابر مجموع متوسط تغییر شکل محوری می‌باشد.



شکل ۱۷: نحوه تقسیم‌بندی شعاعی قرص سوخت برای محاسبات تغییر شکل

۸-۱-۸- روند محاسبات تغییر شکل سوخت

مطابق روندنمای ارائه شده در شکل ۱۸، ابتدا در هر مقطع محوری محاسبات تغییر شکل المان‌های حلقوی در جهت شعاعی و محوری محاسبه و پس از تعیین شعاع خارجی سوخت، محاسبات برای مقطع محوری بعدی ادامه می‌یابد. با پایان محاسبات تغییر شکل در همه مقاطع محوری، می‌توان طول نهایی سوخت در میله را با مجموع ارتفاع سوخت در همه مقاطع محوری محاسبه نمود.



شکل ۱۸: روندنمای محاسبه تغییر شکل شعاعی و محوری سوخت

۸-۲- مدل تغییر شکل الاستیک غلاف در شرایط گپ باز

به فاصله شعاعی بین قرص سوخت و غلاف، گپ^{۱۷} یا شکاف گفته می‌شود. در شرایط کاری میله سوخت در راکتور با توجه به پدیده‌های مختلف فیزیکی حاکم بر سوخت و غلاف، این فاصله مدام در حال تغییر است چنانچه در هر لحظه این فاصله غیر صفر باشد به بیانی دیگر قرص سوخت در تماس فیزیکی با غلاف نباشد، به اصطلاح گپ باز می‌باشد.

در کد FRAPCON3 که به عنوان کد مرجع می‌باشد غلاف سوخت به عنوان پوسته استوانه‌ای جدار نازک در نظر گرفته شده است [۷]. این فرض معقولی است و تحلیل تنش-کرنش در ناحیه الاستیک و پلاستیک را به خوبی

¹⁷ Gap

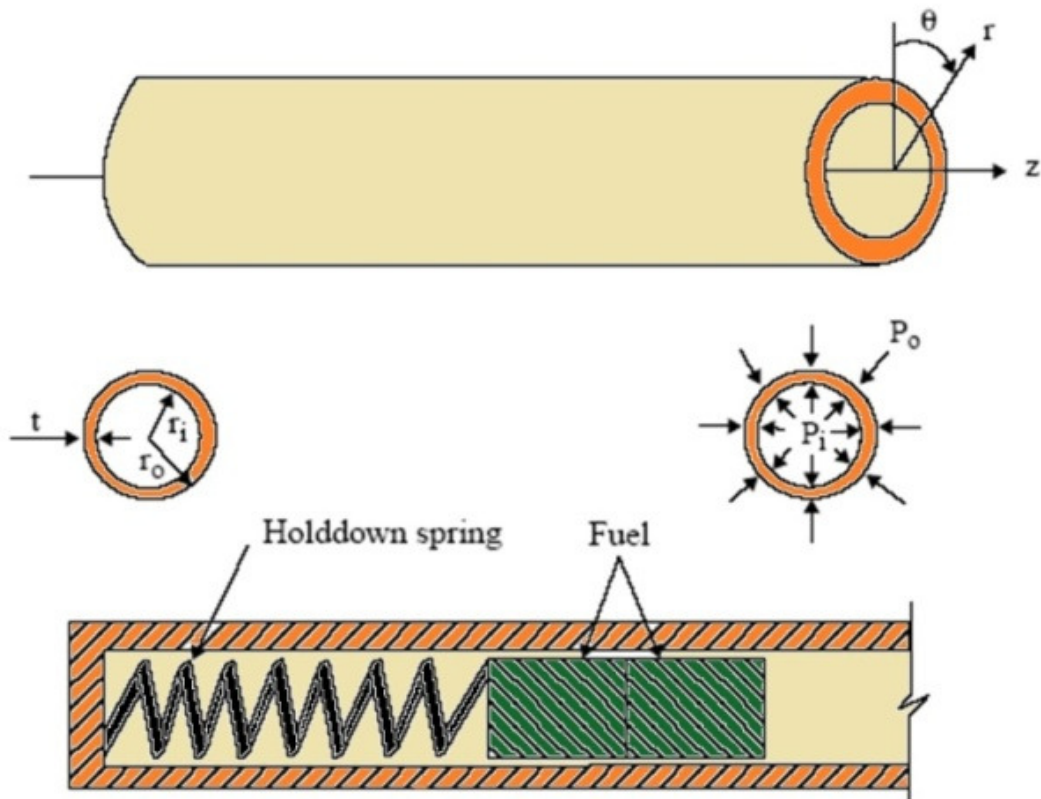
امکان پذیر می‌نماید. با این‌که از تنش در جهت شعاعی صرف نظر می‌شود و تنش در جهت محیطی و محوری محاسبه می‌گردد، تغییر شکل در جهت شعاعی، محیطی و محوری به خوبی قابل محاسبه است. لذا جهت تحلیل تنش- کرنش از فرضیات زیر استفاده شده است [۷].

- غلاف سوخت به عنوان یک پوسته استوانه‌ای جدار نازک در نظر گرفته شده است.
- تقارن حول محور میله سوخت برقرار است.
- در طول میله سوخت فشار گاز ثابت و یکسان است.

۸-۲-۱- تحلیل تنش-کرنش در مختصات استوانه‌ای در شرایط گپ باز با لحاظ پدیده خزش و انبساط حرارتی در رژیم گپ باز برای تحلیل تنش-کرنش، غلاف به صورت یک استوانه جدار نازک در نظر گرفته می‌شود. در این حالت غلاف تحت فشار داخلی و خارجی است. همچنین توزیع دمای شعاعی در غلاف یکنواخت فرض می‌شود [۷]. جهت تحلیل تنش-کرنش در غلاف در جهت محوری نیز تقسیم‌بندی صورت می‌گیرد. حجم‌بندی محوری نیز مطابق با حجم‌بندی مربوط به محاسبات حرارتی در سوخت و غلاف مطابق شکل ۳ می‌باشد. کرنش‌های ایجاد شده در غلاف ناشی از پدیده‌های انبساط حرارتی، تنش و همچنین پدیده خزش می‌باشد.

تشخیص وضعیت گپ بین غلاف و سوخت به لحاظ باز یا بسته بودن از اهمیت ویژه‌ای برخوردار است و با توجه به جابجایی نسبی بین سطح داخلی غلاف و سطح خارجی سوخت قابل بررسی است. در این بخش فرض بر آن است که تماسی بین سوخت و غلاف روی نمی‌دهد و به اصطلاح گپ باز است. در بخش بعدی به بررسی و معیارهای تشخیص وضعیت گپ پرداخته می‌شود. لازم به ذکر است که در هر حجم‌بندی محوری وضعیت باز یا بسته بودن گپ بررسی می‌شود، چرا که با توجه به شرایط سوخت و غلاف در هر حجم کنترل محوری ممکن است گپ باز و یا بسته باشد.

در شکل ۱۹ میله سوخت تحت بارگذاری مشاهده می‌شود. در مدل گپ باز، غلاف به صورت یک استوانه جدار نازک (پوسته) و تحت بارگذاری فشار سیال از خارج و فشار گاز هلیوم از داخل قرار دارد. فرض می‌شود که بارگذاری و تغییر شکل از یک تقارن حول محور میله سوخت برخوردار باشد و بار خمشی نیز بر غلاف وارد نشود، در این شرایط با نوشتن معادلات تعادل استاتیکی مقادیر تنش محیطی و محوری به صورت روابط (۸-۲۰) و (۸-۲۱) به دست می‌آید.



شکل ۱۹: میله سوخت تحت بارگذاری [۷]

$$\sigma_{\theta} = \frac{r_i P_i - r_o P_o}{t} \quad (۲۰-۸)$$

$$\sigma_z = \frac{r_i^2 P_i - r_o^2 P_o}{r_o^2 - r_i^2} \quad (۲۱-۸)$$

که در روابط فوق:

σ_{θ} : تنش محیطی (MPa)

σ_z : تنش محوری (MPa)

r_i : شعاع داخلی غلاف (m)

r_o : شعاع خارجی غلاف (m)

P_i : فشار گاز در داخل میله سوخت (MPa)

P_o : فشار سیال خنک کننده (MPa)

t : ضخامت غلاف (m)

در استوانه جدار نازک (پوسته)، کرنش‌ها با توجه به جابجایی‌های صفحه میانی به صورت زیر به دست می‌آید. جابجایی‌های صفحه میانی در پوسته در جهت شعاعی و محوری به ترتیب با u و w نشان داده می‌شود.

$$\varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z} \quad (22-8)$$

$$\varepsilon_\theta = \frac{u}{r} \quad (23-8)$$

که \bar{r} شعاع صفحه میانی غلاف (صفحه فرضی برای مفهوم تنش-کرنش) است. در تئوری پوسته چون از تنش در جهت شعاعی صرف نظر می‌شود و با توجه به نبود خمش، مقادیر تنش‌های محیطی و محوری در ضخامت غلاف یکنواخت بوده و کرنش شعاعی نیز تنها با توجه به ضریب پواسون و مقدار تنش‌های محیطی و محوری به دست می‌آید. همچنین فرض می‌شود کرنش شعاعی در ضخامت غلاف نیز یکنواخت باشد.

۸-۳- مدل تغییر شکل الاستیک غلاف در شرایط گپ بسته با وجود پدیده خزش

در ابتدای عمر کاری میله سوخت در راکتور، سوخت و غلاف در تماس فیزیکی نبوده و غلاف سوخت از بیرون تحت فشار سیال خنک‌کننده و از داخل تحت فشار گاز داخل میله سوخت است. چنانچه میزان فشار سیال خنک‌کننده بیشتر از فشار گاز داخل میله سوخت باشد، تنش‌های ایجاد شده در غلاف نیز به گونه‌ای است که موجب کاهش قطر غلاف شده و خزش ایجاد شده نیز که متأثر از تنش است به سمت داخل خواهد بود. به دلیل این که روش محاسبات خزش مشابه روش محاسبات تغییر شکل پلاستیک است، ارائه مدل تغییر شکل خزشی غلاف به بخش ۸-۵ مוקول می‌گردد. ولی از آنجا که پدیده خزش غلاف در شرایط گپ باز و بسته اثر گذار است، فعلاً از جمله کرنش خزشی غلاف در معادلات تنش-کرنش استفاده می‌گردد و ارائه مفصل مدل خزش غلاف به بخش ۸-۵ مוקول می‌گردد.

در حالت الاستیک روابط تنش-کرنش با وجود خزش به صورت زیر می‌باشد [۷].

$$\varepsilon_r = -\frac{\nu}{E} \{\sigma_\theta + \sigma_z\} + \int_{T_0}^T \alpha_r dT + \varepsilon_r^c \quad (24-8)$$

$$\varepsilon_\theta = \frac{1}{E} \{\sigma_\theta - \nu\sigma_z\} + \int_{T_0}^T \alpha_\theta dT + \varepsilon_\theta^c \quad (25-8)$$

$$\varepsilon_z = \frac{1}{E} \{ \sigma_z - \nu \sigma_\theta \} + \int_{T_0}^T \alpha_z dT + \varepsilon_z^c \quad (۲۶-۸)$$

که در روابط فوق:

$$\text{کرنش حرارتی در جهتهای اصلی: } \int_{T_0}^T \alpha dT$$

T_0 : دمای مرجع که در آن کرنشی روی نداده است (K)

α : ضریب انبساط حرارتی

T : دمای متوسط غلاف (K)

E : مدول الاستیک (MPa)

ν : نسبت پواسون غلاف

ε : کرنش کلی غلاف در جهتهای اصلی

ε^c : کرنش خزشی غلاف

مقادیر کرنشها بدون بعد بوده و به صورت $(\frac{m}{m})$ قابل بیان می‌باشند. لازم به ذکر است که عبارت، $\int_{T_0}^T \alpha dT$ برابر کرنش حرارتی در جهتهای اصلی است که مقدار آن به طور مستقیم و بدون حل انتگرال با استفاده از روابط مربوطه به دست می‌آید.

ملاحظه می‌شود تحلیل تنش و کرنش با حضور خزش در شرایط گپ باز ساده بوده و به راحتی قابل محاسبه است و تنها لازم است که مقدار تنش و کرنش در هر گام زمانی در راکتور محاسبه شود. مقادیر نمو کرنش خزشی در هر گام محاسبه و مقدار کرنش خزشی کل به صورت تجمعی محاسبه و در روابط کرنش و تغییر شکل غلاف استفاده می‌شود.

در ادامه مقدار جابجایی سطح داخلی غلاف $u(r_i)$ با استفاده از رابطه (۲۷-۸) به دست می‌آید. این مقدار برای محاسبه فاصله گپ بین سوخت و غلاف مورد نیاز است همچنین این فاصله برای محاسبات انتقال حرارت و بررسی تماس بین سوخت و غلاف اهمیت ویژه‌ای دارد.

$$u(r_i) = \bar{r} \varepsilon_\theta - \frac{t}{2} \varepsilon_r \quad (27-8)$$

که در این رابطه جمله اول جابجایی شعاعی صفحه میانی و ε_r کرنش یکنواخت در ضخامت غلاف است. چنانچه ضخامت اولیه غلاف را در وضعیت بدون تنش با t_0 نشان دهیم، مقدار ضخامت غلاف از رابطه زیر به دست می آید.

$$t = (1 + \varepsilon_r) t_0 \quad (28-8)$$

مقدار تنش موثر نیز به صورت زیر قابل محاسبه می باشد. چنانچه مقدار تنش موثر بیشتر از تنش تسلیم باشد، رفتار ماده از حالت الاستیک خارج شده و وارد ناحیه پلاستیک می گردد.

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{1}{2} [(\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z)^2 + (\sigma_\theta)^2]} \quad (29-8)$$

تا زمانی که غلاف و سوخت با یکدیگر تماس پیدا نکرده اند محاسبات تنش-کرنش با توجه به فشار سیال خنک کننده از بیرون و فشار گاز پرکننده از درون غلاف انجام می شود. ولی چنانچه در هر مقطع محوری تماس بین سوخت و غلاف روی دهد محاسبات به این سادگی نبوده و برای محاسبه مقدار تنش و کرنش از روابط سازگاری، کرنش ها و جابجایی شعاعی و محوری سوخت و غلاف استفاده می شود. البته ممکن است در برخی مقاطع محوری، گپ بسته و در برخی گپ باز باشد. لازم به ذکر است که پس از تماس اولیه سوخت با غلاف، پدیده بازیابی جابجایی ناشی از ترکها آغاز می شود و پس از تکمیل این پدیده تماس سخت فیزیکی آغاز و فرضیه سوخت صلب استفاده می شود.

در کد PARS از مدل سوخت صلب استفاده می شود [7]. به این معنی که تغییر شکل و جابجایی سوخت در هنگام تماس فیزیکی با غلاف، به ناچار به غلاف منتقل می شود و سوخت از این اندرکنش تأثیری نمی پذیرد و در واقع سوخت یک جسم صلب می باشد، لذا مقدار کرنش غلاف در زمان های پس از بسته شدن گپ با توجه به تغییر شکل سوخت مشخص است و مقادیر کرنش محوری و جابجایی شعاعی غلاف پس از بسته شدن گپ در دسترس می باشد. بنابراین تغییر شکل غلاف از تغییر شکل سوخت پیروی می کند و هر کدام از مولفه های کرنش یعنی الاستیک، انبساط حرارتی و خزشی در این تغییر شکل معین سهمی دارند، این بدان معناست که هر چه سهم خزش بیشتر شود به ناچار سهم کرنش الاستیک کاهش یافته و به تبع آن میزان تنش کمتری بر غلاف اعمال شده است، بر عکس چنانچه سهم خزش کمتر باشد، تنش بیشتری در غلاف انتظار می رود.

۸-۳-۱- روابط سازگاری کرنش‌های شعاعی و محوری

رابطه سازگاری در جهت محوری طبق رابطه (۸-۳۰) به این شکل است که پس از برقراری تماس، کرنش‌های محوری سوخت و غلاف برابر خواهد شد.

$$\varepsilon_z^{clad} - \varepsilon_{z,0}^{clad} = \varepsilon_z^{fuel} - \varepsilon_{z,0}^{fuel} \quad (۸-۳۰)$$

که در رابطه فوق:

$\varepsilon_{z,0}^{clad}$: کرنش محوری غلاف در لحظه شروع تماس فیزیکی بین سوخت و غلاف

ε_z^{clad} : کرنش محوری غلاف

$\varepsilon_{z,0}^{fuel}$: کرنش محوری سوخت در لحظه شروع تماس فیزیکی بین سوخت و غلاف

ε_z^{fuel} : کرنش محوری سوخت

در جهت شعاعی نیز نیاز به یک رابطه سازگاری است که با توجه به کرنش‌های شعاعی و جابجایی شعاعی سوخت و غلاف به دست می‌آید. شروع تماس سخت فیزیکی بین سوخت و غلاف زمانی رخ می‌دهد که تغییر شکل سوخت بیشتر از مجموع اندازه گپ اولیه و تغییر شکل غلاف باشد که به صورت زیر قابل بیان است.

$$u_r^{fuel} \geq u_r^{clad} + \delta \quad (۸-۳۱)$$

که در رابطه فوق:

u_r^{fuel} : جابجایی شعاعی در سطح خارجی قرص سوخت (تغییر اندازه شعاع سوخت)

u_r^{clad} : جابجایی شعاعی سطح داخلی غلاف (تغییر اندازه شعاع غلاف)

δ : اندازه اولیه گپ در سوخت تازه

با توجه به این که از مدل سوخت صلب استفاده می‌شود، مشابه جهت محوری در جهت شعاعی نیز پس از برقراری تماس، جابجایی سوخت به اجبار در غلاف نیز ایجاد می‌گردد، لذا از معادله (۸-۳۲) مقدار جابجایی غلاف به دست می‌آید.

$$u_r^{clad} = u_r^{fuel} - \delta \quad (۸-۳۲)$$

اکنون با توجه به روابط (۸-۳۰) و (۸-۳۲) مقادیر کرنش محوری و جابجایی شعاعی غلاف پس از بسته شدن گپ در دسترس می‌باشد.

۸-۳-۲- تنش‌های محیطی و محوری در شرایط گپ بسته

در ادامه استفاده از روابط تنش-کرنش و محاسبه آن‌ها با توجه به میزان تغییر شکل تحمیل شده از طرف سوخت به غلاف با در نظر گرفتن خزش توضیح داده می‌شود. روابط اساسی مورد استفاده در زیر آمده است.

$$\begin{cases} u(r_i) = \bar{r}\varepsilon_\theta - \frac{t}{2}\varepsilon_r \\ \varepsilon_r = -\frac{\nu}{E}\{\sigma_\theta + \sigma_z\} + \int_{T_0}^T \alpha_r dT + \varepsilon_r^c \\ \varepsilon_\theta = \frac{1}{E}\{\sigma_\theta - \nu\sigma_z\} + \int_{T_0}^T \alpha_\theta dT + \varepsilon_\theta^c \\ \varepsilon_z = \frac{1}{E}\{\sigma_z - \nu\sigma_\theta\} + \int_{T_0}^T \alpha_z dT + \varepsilon_z^c \end{cases} \quad (۸-۳۳)$$

که در رابطه فوق:

$u(r_i)$: جابجایی سطح داخلی غلاف (m)

t : ضخامت غلاف (m)

\bar{r} : شعاع صفحه میانی در تئوری جدار نازک (شعاع متوسط غلاف) (m)

با قرار دادن مقادیر ε_r و ε_θ در رابطه $u(r_i)$ خواهیم داشت.

$$u(r_i) = \bar{r} \left[\frac{1}{E} \{\sigma_\theta - \nu\sigma_z\} + \int_{T_0}^T \alpha_\theta dT + \varepsilon_\theta^c \right] - \frac{t}{2} \left[-\frac{\nu}{E} \{\sigma_\theta + \sigma_z\} + \int_{T_0}^T \alpha_r dT + \varepsilon_r^c \right] \quad (۸-۳۴)$$

با ضرب طرفین معادله فوق در $\frac{E}{r}$ و با برخی اعمال جبری و فاکتورگیری نسبت به تنش‌های σ_θ و σ_z به صورت زیر ساده می‌شود.

$$\left[\left(1 + \frac{t\nu}{2\bar{r}}\right)\sigma_\theta + \nu\left(\frac{t}{2\bar{r}} - 1\right)\sigma_z \right] = \frac{Eu(r_i)}{\bar{r}} - E \left(\varepsilon_\theta^c + \int_{T_0}^T \alpha_\theta dT \right) + \frac{tE}{2\bar{r}} \left(\varepsilon_r^c + \int_{T_0}^T \alpha_r dT \right) \quad (۸-۳۵)$$

همچنین معادله چهارم از روابط (۳۳-۸) که مربوط به کرنش محوری غلاف است به صورت زیر بازنویسی می‌شود.

$$-v\sigma_{\theta} + \sigma_z = E \left[\varepsilon_z - \left(\varepsilon_z^c + \int_{T_0}^T \alpha_z dT \right) \right] \quad (۳۶-۸)$$

حال برای یافتن مقادیر تنش محیطی و محوری لازم است که معادلات (۳۵-۸) و (۳۶-۸) به صورت همزمان حل شوند، پس دستگاه معادلات را می‌توان به صورت ماتریس زیر تشکیل داد.

$$\begin{bmatrix} 1 + \frac{tv}{2\bar{r}} & v\left(\frac{t}{2\bar{r}} - 1\right) \\ -v & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{\theta} \\ \sigma_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{Eu(r_i)}{\bar{r}} - E \left(\varepsilon_{\theta}^c + \int_{T_0}^T \alpha_{\theta} dT \right) + \frac{tE}{2\bar{r}} \left(\varepsilon_r^c + \int_{T_0}^T \alpha_r dT \right) \\ E \left[\varepsilon_z - \left(\varepsilon_z^c + \int_{T_0}^T \alpha_z dT \right) \right] \end{bmatrix} \quad (۳۷-۸)$$

دستگاه معادلات فوق به صورت زیر بازنویسی می‌شود.

$$\begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} \\ A_{21} & A_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{\theta} \\ \sigma_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} B_1 \\ B_2 \end{bmatrix} \quad (۳۸-۸)$$

که در رابطه فوق ضرایب به صورت زیر تعریف می‌شوند.

$$\begin{aligned} A_{11} &= 1 + \frac{tv}{2\bar{r}}, & A_{12} &= v\left(\frac{t}{2\bar{r}} - 1\right) \\ A_{21} &= -v, & A_{22} &= 1 \end{aligned} \quad (۳۹-۸)$$

$$B_1 = \frac{Eu(r_i)}{\bar{r}} - E \left(\varepsilon_{\theta}^c + \int_{T_0}^T \alpha_{\theta} dT \right) + \frac{tE}{2\bar{r}} \left(\varepsilon_r^c + \int_{T_0}^T \alpha_r dT \right)$$

$$B_2 = E \left[\varepsilon_z - \left(\varepsilon_z^c + \int_{T_0}^T \alpha_z dT \right) \right]$$

با استفاده از روش ماتریس معکوس به راحتی مقادیر تنش σ_{θ} و σ_z به صورت زیر به دست می‌آید.

$$\begin{bmatrix} \sigma_{\theta} \\ \sigma_z \end{bmatrix} = \frac{1}{\begin{vmatrix} A_{11} & A_{12} \\ A_{21} & A_{22} \end{vmatrix}} \begin{bmatrix} A_{22} & -A_{12} \\ -A_{21} & A_{11} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} B_1 \\ B_2 \end{bmatrix}$$

$$\sigma_{\theta} = \frac{B_1 A_{22} - B_2 A_{12}}{A_{11} A_{22} - A_{12} A_{21}} \quad (40-8)$$

$$\sigma_z = \frac{B_2 A_{11} - B_1 A_{21}}{A_{11} A_{22} - A_{12} A_{21}} \quad (41-8)$$

لازم به ذکر است در صورت وجود همزمان شرایط خزش و پلاستیک، جملات کرنش پلاستیک نیز در کنار جملات خزشی قرار می‌گیرند. بررسی‌های انجام شده و اجرای متعدد کد FRAPCON3.1 نشان می‌دهد که به‌طور معمول در یک بازه زمانی در محاسبات تنش-کرنش به صورت همزمان ترم‌های کرنش پلاستیک و خزشی در نظر گرفته نمی‌شود و تنها یکی از آن‌ها غالب فرض می‌شود. روابط تنش-کرنش در شرایط پلاستیک در بخش‌های آینده ارائه می‌گردد.

۳-۳-۸- فشار تماسی بین سوخت و غلاف

پس از محاسبه تنش‌های محوری و محیطی مقدار فشار تماسی بین سوخت و غلاف از رابطه زیر قابل محاسبه است [۷].

$$P_{int} = \frac{t\sigma_{\theta} + r_o P_o}{r_i} \quad (42-8)$$

در رابطه فوق:

P_{int} : فشار تماسی بین سوخت و غلاف (MPa)

P_o : فشار سیال خنک‌کننده بر روی سطح خارجی غلاف (MPa)

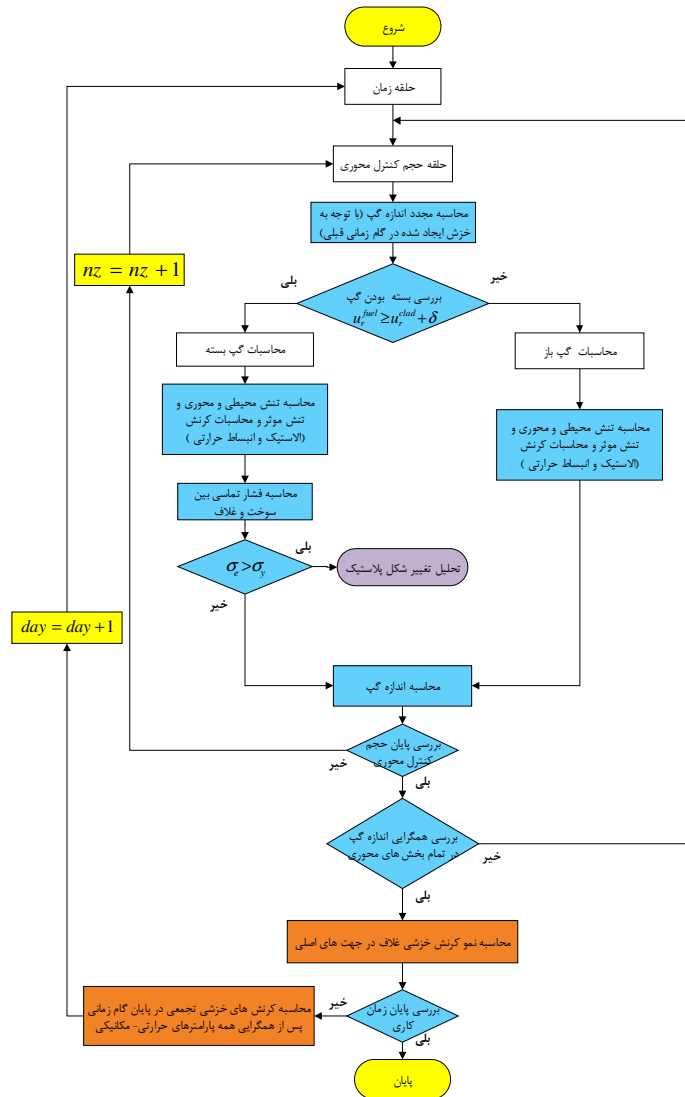
r_o : شعاع خارجی غلاف (m)

r_i : شعاع داخلی غلاف (m)

t : ضخامت غلاف (m)

۸-۳-۴- روند محاسبات در حالت الاستیک و وضعیت گپ بسته

در روندنمای شکل ۲۰، جایگاه تحلیل الاستیک در شرایط گپ باز و بسته با لحاظ پدیده خزش در روند محاسباتی کد رفتار حرارتی-مکانیکی سوخت ارائه شده است. ملاحظه می‌شود در هر گام زمانی و در هر مقطع محوری پس از بررسی وضعیت گپ باز یا بسته، محاسبات تنش- کرنش انجام می‌شود در این مرحله از مقادیر نهایی خزش محاسبه شده در گام زمانی قبلی استفاده می‌شود. پس از همگرایی اندازه گپ در تمامی حجم‌های محوری محاسبات تنش-کرنش در این مرحله خاتمه می‌یابد و محاسبات نرخ کرنش خزشی و خزش تجمعی برای استفاده در گام زمانی بعدی محاسبه می‌گردد.



شکل ۲۰: روند کلی تحلیل الاستیک در شرایط گپ باز و بسته در ساختار کلی کد حرارتی-مکانیکی

۸-۴- مدل تغییر شکل پلاستیک غلاف

همانطور که پیشتر بیان شد، بررسی‌های انجام شده و اجرای متعدد کد FRAPCON3.1 نشان می‌دهد که به‌طور معمول در یک بازه زمانی در محاسبات تنش-کرنش، کرنش خزشی و کرنش پلاستیک به صورت همزمان در نظر گرفته نمی‌شود و تنها یکی از آن‌ها غالب فرض می‌شود.

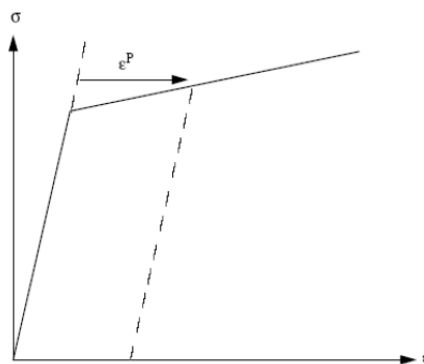
۸-۴-۱- ملاحظات عمومی در تحلیل پلاستیک غلاف

در این بخش سعی شده است که کلیات و روابط حاکم بر تغییر شکل تدریجی از نوع پلاستیک و تحلیل آن با استفاده از روش جانشینی پی‌درپی^{۱۸} توضیح داده شود [۷]. به این تکنیک، روش حل الاستیک پی‌درپی^{۱۹} نیز گفته می‌شود.

۸-۴-۱-۱- منحنی تنش-کرنش تجربی [۷]

در یک وضعیت که جسم تنها تحت تنش تک محوری σ_1 باشد، کرنش ایجاد شده در جسم ϵ_1 متناسب با میزان تنش بوده و با استفاده از منحنی تنش-کرنش تجربی مشابه شکل ۲۱ قابل تعیین است. این منحنی مربوط به کرنش‌های الاستیک و پلاستیک بوده و شامل کرنش‌های ناشی از انبساط حرارتی نمی‌باشد. در این حالت بین تنش و کرنش قانون هوک^{۲۰} برقرار است و به صورت زیر بیان می‌شود.

$$\epsilon_1 = \frac{\sigma_1}{E} + \epsilon_1^p \quad (۸-۴۳)$$



شکل ۲۱: شکل کلی منحنی تنش-کرنش

¹⁸ Successive substitutions

¹⁹ Successive elastic solution

²⁰ Hooke's law

که در رابطه فوق:

ϵ_1 : مقدار کرنش

ϵ_1^P : مقدار کرنش پلاستیک

E : مدول کشسانی (Pa)

۸-۴-۱-۲- معیار تسلیم مواد شکل پذیر

عناصر سازه‌ای و قطعات ماشین ساخته شده از مواد شکل‌پذیر، به‌طور معمول طوری طراحی می‌شوند که تحت شرایط بارگذاری مورد نظر به نقطه تسلیم نرسند. وقتی عنصر یا قطعه تحت اثر تنش تک محوری باشد، مقدار تنش عمودی را که موجب تسلیم شدن ماده خواهد شد، به آسانی می‌توان از آزمون کشش روی نمونه‌ای از همان ماده به‌دست آورد. چرا که نمونه آزمون و عنصر سازه‌ای یا قطعه در حالت تنش یکسانی قرار دارند. به این ترتیب صرف نظر از این‌که در عمل چه مکانیسمی باعث تسلیم شدن ماده می‌شود، می‌توان گفت تا وقتی که $\sigma_x < \sigma_y$ باشد، عنصر یا قطعه ایمن خواهد ماند، σ_y استحکام تسلیم نمونه آزمون است. به تعبیری دیگر، هنگامی که مقدار تنش به حد معینی برسد که ماده در آن دچار تسلیم و یا تغییر شکل بازگشت‌ناپذیر شود، به این مقدار، تنش حد تسلیم گفته می‌شود. در واقع این یک معیار تسلیم برای حالت تنش تک محوری است.

از طرف دیگر وقتی عنصر سازه‌ای یا قطعه در حالتی از تنش صفحه‌ای است در آن نقطه بایستی حالت تنش دو محوری در نظر گرفت و نمی‌توان به‌طور مستقیم از معیار تسلیم تنش تک محوری استفاده نمود. در این حالت از معیارهای دیگری مثل معیار تنش برشی ماکزیمم و معیار انرژی اعوجاج ماکزیمم (فون‌مایرز^{۲۱}) استفاده می‌شود. در کد FRAPCON3 معیار فون‌مایرز به کار گرفته شده است، لذا در پیوست شماره ۲ این گزارش این معیار توضیح داده شده است.

²¹ Von Mises

۸-۴-۱-۳- استفاده از معیار فون مایرز برای تسلیم غلاف

با توجه به توضیحات بخش قبل، هنگامی که مقدار تنش به حد معینی برسد که ماده در آن دچار تسلیم و یا تغییر شکل بازگشتناپذیر شود، به این مقدار تنش حد تسلیم گفته می‌شود که به طور مستقیم از منحنی شکل ۲۱ قابل تعیین است. به کمک این منحنی تغییر شکل ناشی از نیروی وارده به راحتی قابل تعیین است. همچنین افزایش حد تنش تسلیم نیز که به دلیل کار سختی^{۲۲} در ماده به وجود آمده از همین شکل قابل تعیین است. این منحنی مربوط به تنش تک محوری است و در حالت تنش چند محوری روش تعیین کرنش در جسم به این سادگی نیست و علاوه بر نیاز به تنش حد تسلیم برای تشخیص شروع تغییر شکل پلاستیک، به برخی ابزارهای دیگر برای تعیین میزان تغییر شکل پلاستیک و نحوه توزیع کرنش نیاز می‌باشد. دو موضوع اخیر به ترتیب با استفاده از تابع تسلیم^{۲۳} و قانون جریان^{۲۴} در نظر گرفته می‌شود [۷].

برای تعیین تنش حد تسلیم در تنش چند محوری از معیار شکست فون مایرز استفاده می‌شود. آزمایشات تجربی زیادی روی لحظه وقوع تنش تسلیم در حالت تنش چند محوری انجام شده‌اند که این معیار را تأیید می‌نماید. این معیار بیان می‌نماید زمانی تسلیم در ماده رخ می‌دهد که مقدار تنش موثر که از رابطه (۸-۴۴) قابل تعیین است، برابر تنش تسلیم گردد. این رابطه از پرکاربردترین توابع تسلیم می‌باشد.

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (۴۴-۸)$$

$$\sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} = \sigma_y \quad (۴۵-۸)$$

که در این رابطه σ_i ها مقادیر تنش‌های اصلی می‌باشند و σ_y نیز برابر تنش تسلیم در یک آزمایش تنش-کرنش تک محوری است.

۸-۴-۱-۴- روش جانشینی پی در پی [۷]

در ناحیه تغییر شکل پلاستیک، ماده دچار تسلیم شده است و برای ماده تسلیم شده مقدار تنش تسلیم جدیدی باید در نظر گرفت که تابعی از میزان تغییر شکل یا میزان کرنش پلاستیک معادل، (ϵ_y) است. مقدار کرنش

²² Work hardening

²³ Yield function

²⁴ Flow rule

پلاستیک معادل برابر مجموع کرنش‌های پلاستیک جزئی در هر گام افزایشی نیرو است که از رابطه زیر محاسبه می‌شود.

$$\varepsilon^p = \sum \Delta \varepsilon^p \quad (46-8)$$

هر نمو از کرنش پلاستیک موثر وابسته به کرنش‌های پلاستیک اصلی می‌باشد.

$$d\varepsilon^p = \frac{\sqrt{2}}{3} [(d\varepsilon_1^p - d\varepsilon_2^p)^2 + (d\varepsilon_2^p - d\varepsilon_3^p)^2 + (d\varepsilon_3^p - d\varepsilon_1^p)^2]^{\frac{1}{2}} \quad (47-8)$$

که در این رابطه $d\varepsilon_1^p$ ، $d\varepsilon_2^p$ و $d\varepsilon_3^p$ مقادیر کرنش‌های جزئی در جهت‌های اصلی کرنش می‌باشد.

نتایج تجربی به دست آمده حاکی از آن است که تغییر شکل پلاستیک در تنش‌هایی در مقیاس تنش تسلیم، بدون تغییر حجم روی می‌دهد. که این شرط را می‌توان به صورت زیر نوشت.

$$d\varepsilon_1^p + d\varepsilon_2^p + d\varepsilon_3^p = 0 \quad (48-8)$$

بنابراین در یک آزمایش تک محوری تنش‌های اصلی و کرنش‌های اصلی به ترتیب به صورت زیر خواهد بود.

$$\sigma_1 = \sigma, \quad \sigma_2 = \sigma_3 = 0 \quad (49-8)$$

$$d\varepsilon_2^p = d\varepsilon_3^p = -\frac{1}{2} d\varepsilon_1^p \quad (50-8)$$

همچنین روابط (45-8) و (47-8) نیز به صورت زیر کاهش می‌یابد.

$$\sigma = \sigma_y \quad (51-8)$$

$$d\varepsilon^p = d\varepsilon_1^p \quad (52-8)$$

با توجه به پدیده سخت شوندگی²⁵ ماده بر اثر کرنش پلاستیک، فرض می‌شود که تنش تسلیم به صورت تابعی از کرنش پلاستیک موثر باشد و رابطه بین تنش تسلیم و کرنش پلاستیک، به صورت مستقیم از یک منحنی تنش-کرنش تک محوری قابل تبیین است. توضیحات کامل در پیوست شماره ۳ بیان شده است.

²⁵ Hardening

رابطه بین مقادیر نمو کرنش پلاستیک و نمو کرنش پلاستیک موثر با استفاده از قانون جریان Prandtl-Reuss به صورت زیر می‌باشد.

$$d\varepsilon_i^p = \frac{3d\varepsilon^p}{2\sigma_e} S_i, \quad i=1,2,3 \quad (53-8)$$

که در این رابطه S_i ، مقادیر تنش‌های انحرافی^{۲۶} در جهات اصلی است که به صورت زیر برحسب تنش‌های اصلی به دست می‌آیند.

$$S_i = \sigma_i - \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3), \quad i=1,2,3 \quad (54-8)$$

رابطه (۵۳-۸) نشان می‌دهد که در تغییر شکل پلاستیک، مقدار نمو کرنش، متناسب با تنش‌های انحرافی است. مقدار تنش‌های انحرافی در هر جهت برابر مقادیر اختلاف تنش‌ها نسبت به مقدار میانگین می‌باشد. با توجه به مفاهیم و روابط یاد شده، مقدار کرنش کلی در جهات اصلی به صورت زیر قابل بیان می‌باشد.

$$\varepsilon_1 = \frac{1}{E} \{ \sigma_1 - \nu(\sigma_2 + \sigma_3) \} + \varepsilon_1^p + d\varepsilon_1^p + \int \alpha_1 dT$$

$$\varepsilon_2 = \frac{1}{E} \{ \sigma_2 - \nu(\sigma_1 + \sigma_3) \} + \varepsilon_2^p + d\varepsilon_2^p + \int \alpha_2 dT \quad (55-8)$$

$$\varepsilon_3 = \frac{1}{E} \{ \sigma_3 - \nu(\sigma_2 + \sigma_1) \} + \varepsilon_3^p + d\varepsilon_3^p + \int \alpha_3 dT$$

که در آن:

ε_i : مقدار کل کرنش در جهات اصلی

σ_i : مقدار تنش در جهات اصلی

ν : نسبت پواسون

$d\varepsilon_i^p$: مقدار نمو کرنش پلاستیک در یک گام بارگذاری

²⁶ Deviatoric Stress

ϵ_i^P : مقدار کل کرنش پلاستیک در انتهای بارگذاری قبلی

$$\int \alpha_i dT$$

مقدار انبساط حرارتی

E : مدول کشسانی

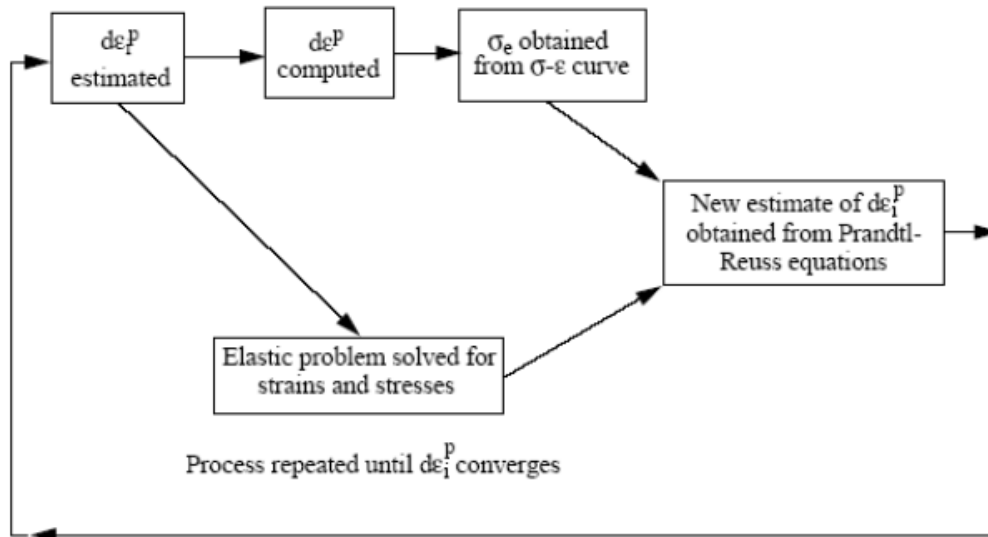
۸-۴-۱-۵- روند حل در روش حل الاستیک پی‌درپی^{۲۷}

در مسائل تحلیل تنش-کرنش، چنانچه مسئله از نظر استاتیکی معین باشد می‌توان با رسم دیاگرام آزاد جسم، مقادیر تنش را به تنهایی با استفاده از معادلات تعادل نیرو محاسبه نمود. در این حالت تغییر شکل پلاستیک ایجاد شده را نیز می‌توان به طور مستقیم تعیین نمود. ولی چنانچه مسئله از نظر استاتیکی نامعین باشد یا به بیان دیگر نتوان مقادیر تنش را تنها با تعادل نیروها به دست آورد و مقادیر تنش‌ها به تغییر شکل‌ها نیز وابسته باشد بایستی معادلات تنش و تغییر شکل به طور همزمان حل شود که در این حالت استخراج یک سری کامل از معادلات پلاستیک حتی برای مسائل با هندسه و بارگذاری ساده نیز دشوار است که مسئله غلاف سوخت در وضعیت گپ بسته از این دسته از مسائل می‌باشد.

جهت محاسبه تغییر شکل پلاستیک می‌توان از یک روش ساده و کارآمد به نام جانشینی پی‌درپی استفاده نمود. این روش در بسیاری از مسائل دارای حل استاتیک معین و نامعین قابل استفاده است. در این روش در ناحیه پلاستیک تغییرات مقدار نیرو به نموها یا تغییرات جزئی تقسیم‌بندی می‌شود و تغییر شکل پلاستیک در هر نمو بارگذاری محاسبه و در نهایت تغییر شکل پلاستیک کلی به صورت تجمعی به دست می‌آید. برای مثال در مورد میله سوخت نیروهای وارده عبارتند از فشار خارجی سیال و نیروی داخلی به غلاف که یا ناشی از فشار گاز یا فشار تماسی سوخت به غلاف است که یک تغییر شکل اجباری را ایجاد کرده است. لذا با در نظر گرفتن این نیروها روند کلی محاسبات در ناحیه پلاستیک به این شکل است که ابتدا، یک حدس اولیه برای نمو کرنش پلاستیک زده می‌شود. بر مبنای مقادیر نمو کرنش پلاستیک، معادلات تعادل، قانون هوک، جابجایی-کرنش و رابطه سازگاری حل می‌شود. از تنش‌های به دست آمده مقادیر تنش‌های انحرافی محاسبه می‌شوند و سپس مقادیر کرنش‌های اصلی $d\epsilon_i^P$ و کرنش پلاستیک موثر $d\epsilon^P$ قابل محاسبه است. با استفاده از این نتیجه و منحنی تنش-کرنش، یک مقدار برای تنش موثر σ_e به دست می‌آید. سپس با استفاده از رابطه قانون جریان Prandtl-Reuss مقادیر

²⁷ Successive elastic solution

جدیدی برای کرنش‌های پلاستیک محاسبه می‌شود و با مقادیر قبلی حدس زده شده مقایسه می‌شود چنانچه تفاوت ناچیز بود و به اصطلاح همگرا شد، این روند برای نمو بعدی نیرو ادامه می‌یابد و در غیر این صورت مقدار جدید کرنش پلاستیک به عنوان حدس جدید مورد استفاده قرار می‌گیرد.



شکل ۲۲: روند کلی روش حل الاستیک پی در پی [۷]

۸-۴-۲- محاسبات تنش-کرنش در حالت پلاستیک غلاف و شرایط گپ بسته

موقعی که در غلاف، تنش از حد تسلیم عبور نماید ماده از حالت الاستیک خارج شده و تغییر شکل پلاستیک روی می‌دهد. در شرایط معمول کارکرد میله سوخت در راکتور تغییرات فشار سیال خنک‌کننده و فشار گاز پر کننده به قدری نیست که در شرایط گپ باز تنش‌ها از حد تسلیم عبور نمایند، پس تغییر شکل پلاستیک در غلاف تنها زمانی می‌تواند روی دهد که اندرکنش مکانیکی بین سوخت و غلاف رخ دهد یا به اصطلاح گپ بسته باشد. تغییر شکل پلاستیک تا آنجا می‌تواند ادامه پیدا کند که منجر به گسیختگی غلاف گردد. معیارهای گسیختگی غلاف نیاز به بحث مفصلی دارد که در گزارش فعلی به آن پرداخته نشده است. این مهم در توسعه یک کد تحلیل گذرای رفتار حرارتی-مکانیکی سوخت در پروژه‌های آینده در دستور کار می‌باشد.

۸-۴-۲-۱- روابط سازگاری در وضعیت پلاستیک

مشابه بخش قبلی برای محاسبات تنش- کرنش در وضعیت گپ بسته نیاز به رابطه سازگاری در جهت شعاعی و محوری بین سوخت و غلاف است که با فرض مدل سوخت صلب به صورت روابط (۸-۵۶) و (۸-۵۷) است. تنها تفاوت با قبل این است که کرنش‌ها شامل کرنش‌های الاستیک و پلاستیک است.

$$\varepsilon_z^{clad} - \varepsilon_{z,0}^{clad} = \varepsilon_z^{fuel} - \varepsilon_{z,0}^{fuel} \quad (۸-۵۶)$$

که در رابطه فوق:

$\varepsilon_{z,0}^{clad}$: کرنش محوری غلاف در لحظه شروع تماس فیزیکی بین سوخت و غلاف

ε_z^{clad} : کرنش محوری غلاف شامل الاستیک و پلاستیک

$\varepsilon_{z,0}^{fuel}$: کرنش محوری سوخت در لحظه شروع تماس فیزیکی بین سوخت و غلاف

ε_z^{fuel} : کرنش محوری سوخت شامل الاستیک و پلاستیک

$$u_r^{fuel} = u_r^{clad} + \delta \quad (۸-۵۷)$$

که در رابطه فوق:

u_r^{fuel} : جابجایی شعاعی سوخت (ناشی از تمامی پدیده‌های مرتبط)

u_r^{clad} : جابجایی شعاعی غلاف (ناشی از تمامی پدیده‌های مرتبط)

δ : اندازه اولیه گپ در سوخت تازه

۸-۴-۲-۲- تنش‌های محیطی و محوری در شرایط گپ بسته

اکنون با توجه به روابط سازگاری مقادیر کرنش محوری و جابجایی شعاعی غلاف پس از بسته شدن گپ در دسترس می‌باشد. در ادامه استفاده از روابط تنش-کرنش و محاسبه آن‌ها توضیح داده می‌شود [۷]. روابط اساسی مورد استفاده مجدداً در زیر آمده است. ملاحظه می‌شود که کرنش‌ها شامل جملات کرنش‌های پلاستیک نیز می‌باشد.

$$\left\{ \begin{aligned} u(r_i) &= \bar{r} \varepsilon_\theta - \frac{t}{2} \varepsilon_r \\ \varepsilon_r &= -\frac{\nu}{E} \{\sigma_\theta + \sigma_z\} + \varepsilon_r^p + d\varepsilon_r^p + \int_{T_0}^T \alpha_r dT \\ \varepsilon_\theta &= \frac{1}{E} \{\sigma_\theta - \nu \sigma_z\} + \varepsilon_\theta^p + d\varepsilon_\theta^p + \int_{T_0}^T \alpha_\theta dT \\ \varepsilon_z &= \frac{1}{E} \{\sigma_z - \nu \sigma_\theta\} + \varepsilon_z^p + d\varepsilon_z^p + \int_{T_0}^T \alpha_z dT \end{aligned} \right. \quad (58-8)$$

که در آن:

ε_i : مقدار کل کرنش در جهات اصلی

σ_i : مقدار تنش در جهات اصلی

ν : نسبت پواسون

$d\varepsilon_i^p$: مقدار کرنش جزئی پلاستیک در یک گام زمانی

ε_i^p : مقدار کل کرنش پلاستیک در انتهای گام زمانی قبلی

$\int \alpha_i dT$: مقدار انبساط حرارتی

E : مدول کشسانی

با قرار دادن مقادیر ε_r و ε_θ در رابطه $u(r_i)$ خواهیم داشت.

$$u(r_i) = \bar{r} \left[\frac{1}{E} \{\sigma_\theta - \nu \sigma_z\} + \varepsilon_\theta^p + d\varepsilon_\theta^p + \int_{T_0}^T \alpha_\theta dT \right] - \frac{t}{2} \left[-\frac{\nu}{E} \{\sigma_\theta + \sigma_z\} + \varepsilon_r^p + d\varepsilon_r^p + \int_{T_0}^T \alpha_r dT \right] \quad (59-8)$$

با ضرب طرفین معادله فوق در $\frac{E}{\bar{r}}$ و با برخی اعمال جبری و فاکتورگیری نسبت به تنش‌های σ_θ و σ_z به صورت زیر ساده می‌شود.

$$\left[\left(1 + \frac{t\nu}{2\bar{r}}\right) \sigma_\theta + \nu \left(\frac{t}{2\bar{r}} - 1\right) \sigma_z \right] = \frac{Eu(r_i)}{\bar{r}} - E \left(\varepsilon_\theta^p + d\varepsilon_\theta^p + \int_{T_0}^T \alpha_\theta dT \right) + \frac{tE}{2\bar{r}} \left(\varepsilon_r^p + d\varepsilon_r^p + \int_{T_0}^T \alpha_r dT \right) \quad (60-8)$$

همچنین معادله چهارم از روابط (۵۸-۸) که مربوط به کرنش محوری غلاف است به صورت زیر قابل بازنویسی است.

$$-v\sigma_{\theta} + \sigma_z = E \left[\varepsilon_z - \left(\varepsilon_z^p + d\varepsilon_z^p + \int_{T_0}^T \alpha_z dT \right) \right] \quad (۶۱-۸)$$

حال برای یافتن مقادیر تنش محیطی و محوری لازم است که معادلات (۶۰-۸) و (۶۱-۸) به صورت همزمان حل شوند پس دستگاه معادلات را می توان به صورت ماتریس زیر تشکیل داد.

$$\begin{bmatrix} 1 + \frac{tV}{2\bar{r}} & v\left(\frac{t}{2\bar{r}} - 1\right) \\ -v & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{\theta} \\ \sigma_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{Eu(r_i)}{\bar{r}} - E \left(\varepsilon_{\theta}^p + d\varepsilon_{\theta}^p + \int_{T_0}^T \alpha_{\theta} dT \right) + \frac{tE}{2\bar{r}} \left(\varepsilon_r^p + d\varepsilon_r^p + \int_{T_0}^T \alpha_r dT \right) \\ E \left[\varepsilon_z - \left(\varepsilon_z^p + d\varepsilon_z^p + \int_{T_0}^T \alpha_z dT \right) \right] \end{bmatrix} \quad (۶۲-۸)$$

دستگاه معادلات فوق به صورت زیر بازنویسی می شود.

$$\begin{bmatrix} A_{11} & A_{12} \\ A_{21} & A_{22} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_{\theta} \\ \sigma_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} B_1 \\ B_2 \end{bmatrix} \quad (۶۳-۸)$$

که در رابطه فوق ضرایب به صورت زیر تعریف می شوند.

$$A_{11} = 1 + \frac{tV}{2\bar{r}}, \quad A_{12} = v\left(\frac{t}{2\bar{r}} - 1\right)$$

$$A_{21} = -v, \quad A_{22} = 1 \quad (۶۴-۸)$$

$$B_1 = \frac{Eu(r_i)}{\bar{r}} - E \left(\varepsilon_{\theta}^p + d\varepsilon_{\theta}^p + \int_{T_0}^T \alpha_{\theta} dT \right) + \frac{tE}{2\bar{r}} \left(\varepsilon_r^p + d\varepsilon_r^p + \int_{T_0}^T \alpha_r dT \right)$$

$$B_2 = E \left[\varepsilon_z - \left(\varepsilon_z^p + d\varepsilon_z^p + \int_{T_0}^T \alpha_z dT \right) \right]$$

با محاسبه پارامترهای فوق مشابه بخش قبل، مقادیر تنش های σ_z و σ_{θ} با استفاده از روابط (۴۰-۸) و (۴۱-۸) به دست می آید. مقدار فشار تماسی بین سوخت و غلاف نیز مشابه بخش قبل با استفاده از رابطه (۴۲-۸) قابل محاسبه است.

در ادامه برای محاسبه کرنش‌های پلاستیک غلاف ناشی تنش‌های شعاعی و محوری، مقادیر کرنش‌های جزئی پلاستیک در جهت‌های اصلی حدس زده می‌شود و کرنش جزئی پلاستیک موثر با استفاده از رابطه (۸-۶۵) محاسبه می‌شود و این مقادیر فرضی با مقادیر جدیدی که در ادامه به دست خواهد آمد مقایسه می‌شود و روی همین مقادیر کرنش جزئی پلاستیک حلقه تکرار تشکیل می‌گردد تا به مقادیر نهایی و درست خود همگرا شود.

$$d\varepsilon^p = \frac{\sqrt{2}}{3} \left[(d\varepsilon_r^p - d\varepsilon_\theta^p)^2 + (d\varepsilon_\theta^p - d\varepsilon_z^p)^2 + (d\varepsilon_z^p - d\varepsilon_r^p)^2 \right]^{1/2} \quad (۸-۶۵)$$

۸-۴-۲-۳- به کارگیری روابط منحنی تنش-کرنش تک محوری

در این مرحله پس از داشتن کرنش جزئی پلاستیک موثر که با توجه به کرنش‌های پلاستیک جزئی حدس زده شده به دست آمده است، از رابطه مربوط به منحنی تنش-کرنش در ناحیه پلاستیک (۸-۶۶)، مقدار تنش موثر واقعی مشخص می‌گردد. بررسی متن برنامه کد FRAPCON3-1 نشان می‌دهد که تبدیل تنش موثر ناهمسانگرد^{۲۸} به تنش موثر همسانگرد^{۲۹} با تقسیم تنش بر عدد ۱/۱۹ انجام می‌شود [۷ و ۱۸].

$$\begin{cases} \sigma = K \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{10^{-3}} \right)^m \times \varepsilon^n \\ \varepsilon = \frac{\sigma}{E} + \varepsilon^p + d\varepsilon^p \end{cases} \Rightarrow \sigma = K \left(\frac{\dot{\varepsilon}}{10^{-3}} \right)^m \times \left(\frac{\sigma}{E} + \varepsilon^p + d\varepsilon^p \right)^n \quad (۸-۶۶)$$

در رابطه فوق:

σ : تنش موثر واقعی منطبق بر منحنی تنش-کرنش تک محوری (MPa)

K : ضریب استحکام

$\dot{\varepsilon}$: نرخ کرنش

m : نمای سخت‌گردانی کرنشی

n : نمای نرخ کرنش

²⁸ Anisotropic

²⁹ Isotropic

ε^p : کرنش پلاستیک موثر در پایان گام زمانی قبلی

$d\varepsilon^p$: کرنش جزئی پلاستیک موثر (جزء کرنش پلاستیک در گام زمانی فعلی)

برای محاسبه مقدار تنش موثر واقعی، یک مقدار تنش موثر به عنوان حدس به همراه کرنش جزئی پلاستیک موثر (محاسبه شده از رابطه (۸-۶۵)) در طرف راست معادله (۸-۶۶) قرار داده می‌شود و مقداری جدید برای تنش موثر به دست می‌آید و با چند بار جایگذاری مقدار جدید محاسبه شده در معادله و تکرار، به مقدار دقیق تنش موثر واقعی همگرا می‌گردد.

۸-۴-۲-۴- محاسبه کرنش‌های جزئی پلاستیک به کمک تنش‌های انحرافی و کرنش پلاستیک موثر

حال با داشتن تنش‌های محیطی و محوری مقادیر تنش‌های انحرافی در جهت‌های اصلی به دست می‌آید [۷].

$$S_r = -\frac{1}{3}(\sigma_\theta + \sigma_z)$$

$$S_\theta = \sigma_\theta - \frac{1}{3}(\sigma_\theta + \sigma_z) \quad (۸-۶۷)$$

$$S_z = \sigma_z - \frac{1}{3}(\sigma_\theta + \sigma_z)$$

سپس کرنش‌های جزئی پلاستیک در جهت‌های اصلی با استفاده از معادلات قانون Prandtl-Reuss به صورت زیر به دست می‌آید.

$$d\varepsilon_r^p = \frac{3d\varepsilon^p}{2\sigma} S_r$$

$$d\varepsilon_\theta^p = \frac{3d\varepsilon^p}{2\sigma} S_\theta \quad (۸-۶۸)$$

$$d\varepsilon_z^p = \frac{3d\varepsilon^p}{2\sigma} S_z$$

مقادیر کرنش‌های پلاستیک جزئی به دست آمده در این مرحله با مقادیر حدس زده شده مقایسه می‌شوند و همگرایی آن‌ها بررسی می‌شود چنانچه همگرا نشوند، دوباره به عنوان مقادیر حدسی جدید انتخاب می‌گردند و محاسبات دوباره با این مقادیر جدید تکرار می‌شود. پس از همگرایی مقادیر کرنش‌های پلاستیک جزئی، محاسبات برای این گام زمانی خاتمه می‌یابد. آخرین مرحله از فرآیند جمع کردن مقدار کرنش پلاستیک کلی در مرحله قبل با مقدار کرنش پلاستیک ناشی از نمو بارگذاری فعلی می‌باشد.

$$(\varepsilon_{\theta}^p)_{new} = (\varepsilon_{\theta}^p)_{old} + d\varepsilon_{\theta}^p$$

$$(\varepsilon_z^p)_{new} = (\varepsilon_z^p)_{old} + d\varepsilon_z^p \quad (۶۹-۸)$$

$$(\varepsilon_r^p)_{new} = (\varepsilon_r^p)_{old} + d\varepsilon_r^p$$

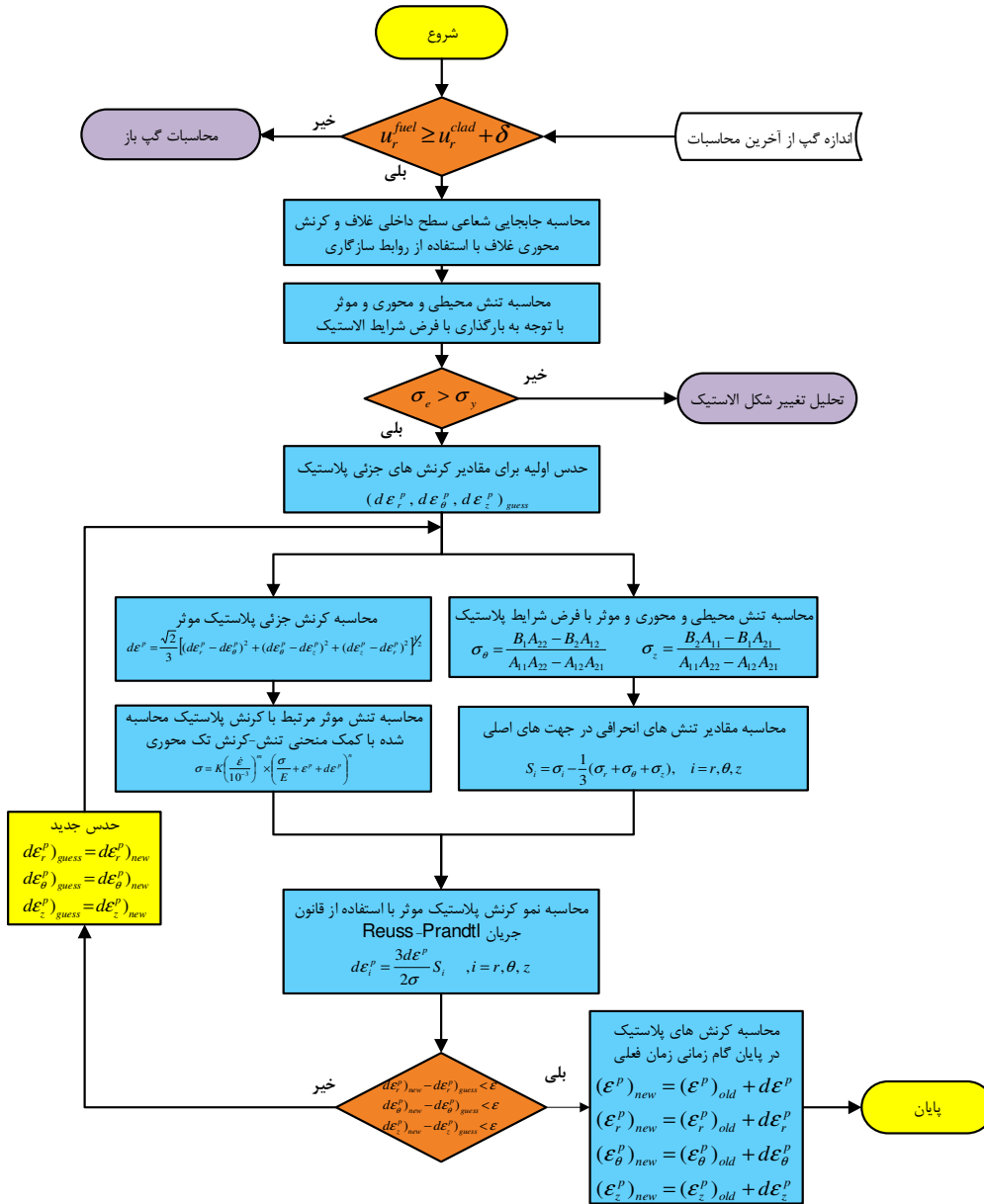
$$(\varepsilon^p)_{new} = (\varepsilon^p)_{old} + d\varepsilon^p$$

۸-۴-۳- روند محاسبات در حالت پلاستیک و وضعیت گپ بسته

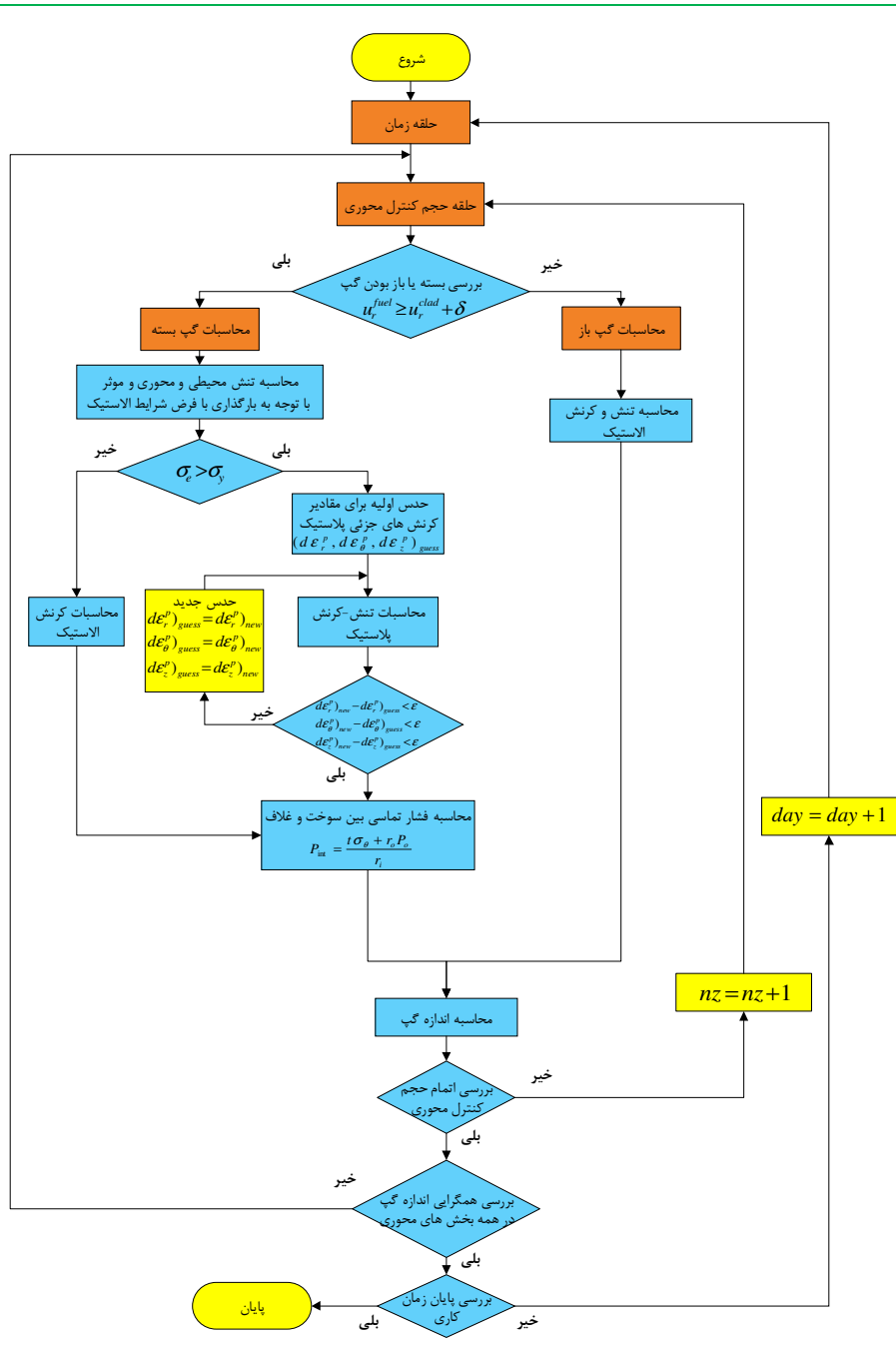
در قسمت قبل یک روش حل پیش‌رو برای محاسبات تنش- کرنش با روش جانشینی پی‌درپی ارائه گردید. چنانچه گام زمانی در حلقه زمان در کد رفتار حرارتی- مکانیکی سوخت کم باشد می‌توان فرض کرد که در هر گام زمانی مقدار کوچکی از نمو بارگذاری ایجاد شده و نیازی به شکستن تغییرات بارگذاری به تعداد بیشتری از نمو بارگذاری نمی‌باشد. لذا برای یک گام زمانی طبق روندنمای شکل ۲۳ ابتدا یک مقدار اولیه اختیاری برای نمو کرنش پلاستیک حدس زده می‌شود و سپس مقدار کرنش پلاستیک موثر با استفاده از معادله (۸-۶۵) به دست می‌آید. همچنین مقادیر تنش شعاعی و محوری با توجه به کرنش‌های حدس زده شده برای شرایط پلاستیک محاسبه می‌گردد. در ادامه مقدار تنش موثر نظیر این کرنش پلاستیک موثر از منحنی تنش- کرنش تک محوری به کمک معادله (۸-۶۶) و روش تکرار و جایگزینی به دست می‌آید. اکنون می‌توان مقادیر جزئی کرنش پلاستیک را در جهت‌های اصلی به کمک روابط (۸-۶۷) و (۸-۶۸) محاسبه نمود. این مقادیر کرنش با مقادیر حدس زده شده مقایسه می‌شوند و در صورتی که خطا همچنان زیاد باشد مقادیر محاسبه شده به عنوان حدس جدید استفاده می‌شود و این حلقه محاسباتی ادامه می‌یابد. پس از همگرایی با مشخص شدن تنش محیطی مقدار فشار تماسی بین سوخت و غلاف محاسبه می‌شود و چنانچه این مقدار فشار تماسی مساوی و کمتر از فشار گاز داخل میله سوخت باشد به این معنی است که در این نمو بارگذاری، بین سوخت و غلاف تماسی وجود ندارد و محاسبات برای حالت گپ باز بایستی انجام شود و اگر فشار تماسی بیشتر از فشار گاز باشد یعنی با نمو بارگذاری فعلی وضعیت گپ بسته می‌باشد و محاسبات برای این گام زمانی خاتمه می‌یابد. آخرین مرحله از فرآیند جمع کردن مقدار کرنش پلاستیک کلی در مرحله قبل با مقدار کرنش پلاستیک ناشی از نمو بارگذاری فعلی با استفاده از معادلات (۸-۶۹) می‌باشد.

در روندنمای شکل ۲۴، جایگاه تحلیل الاستیک- پلاستیک در شرایط گپ باز و بسته در روند محاسباتی کد رفتار حرارتی- مکانیکی سوخت ارائه شده است. ملاحظه می‌شود که در این روندنما مقادیر بارگذاری به مقادیر

کوچک‌تری تقسیم‌بندی نشده و یک حلقه مجزا استفاده نشده است. فرض شده است که گام زمانی در حلقه زمانی محاسبات به قدری کوچک باشد به نحوی که تغییرات بارگذاری در هر گام زمانی نیز کوچک باشد و بتوان مقدار تغییر آن را برابر با یک نمو بارگذاری دانست و نیاز به تقسیم‌بندی بیشتری در بارگذاری نباشد.



شکل ۲۳: روندنمای برنامه برای محاسبات تغییر شکل پلاستیک با روش جانشینی پی‌درپی در حالت گپ بسته برای یک حجم کنترل محوری



شکل ۲۴: جایگاه تحلیل الاستیک-پلاستیک در شرایط گپ باز و بسته در کد رفتار حرارتی-مکانیکی سوخت

۸-۵- مدل تغییر شکل خزشی غلاف

از کرنش‌های خزشی در معادلات بخش ۸-۲-۱ استفاده شد و بیان مفصل نحوه محاسبه کرنش‌های خزشی به این فصل موکول گردید، چرا که درک این بحث پس از ارائه موضوع تغییر شکل پلاستیک آسان‌تر است. خزش به تغییر شکل وابسته به زمان ماده‌ای گفته می‌شود که در زمان نسبتاً طولانی تحت تأثیر بار قرار داشته باشد. افزایش دمای ماده سبب تشدید این پدیده می‌شود. یکی از جنبه‌های منحصر به فرد رفتار مواد در یک راکتور

هسته‌ای اثرات تشعشع روی پایداری ابعادی اجزاء راکتور می‌باشد. به طوری که حتی پدیده خزش در یک سیستم هسته‌ای که متأثر از یک محیط تشعشعی است با سایر سیستم‌ها متفاوت می‌گردد. خزش یک پدیده وابسته به زمان است که باعث تغییر ابعادی اجزای راکتور در تنش‌های کمتر از تنش تسلیم می‌گردد. در ابتدای عمر کاری میله سوخت خزش غلاف به سمت داخل و در اواسط عمر کاری میله سوخت به سمت خارج است. در بحث طراحی و ایمنی در بسیاری از کشورها یکی از محدودیت‌ها در عمر کاری میله سوخت نرخ خزش غلاف به سمت خارج می‌باشد. نرخ خزش نایستی بیشتر از نرخ تورم و تغییر شکل سوخت باشد. خزش غلاف به سمت داخل زمانی مطرح است که فشار سیال خنک‌کننده بیشتر از فشار گاز داخل میله باشد و خزش غلاف به سمت خارج به علت وجود نیروی داخلی بیشتر از نیروی حاصل از فشار خنک‌کننده روی می‌دهد. اگر تورم سوخت بیشتر از تغییر شکل غلاف باشد به ناچار غلاف تحت فشار تماسی با سوخت قرار گرفته و تغییر شکل می‌دهد. وضعیت زمانی بحرانی می‌شود که فشار گاز داخل میله سوخت به دلیل رهاسازی شدید میزان پاره‌های شکافت گازی بیشتر از فشار سیال خنک‌کننده گردد که در این حالت نیز خزش به سمت بیرون خواهد بود و اگر نرخ خزش غلاف از نرخ تورم سوخت بیشتر شود، گپ دوباره باز می‌شود و ضریب انتقال حرارت گپ کاهش یافته و موجب افزایش دمای سوخت شده و در نهایت منجر به معیوب شدن میله سوخت می‌گردد، به همین دلیل لازم است که در این وضعیت نرخ خزش محدود و کمتر از تورم سوخت باشد. لذا استفاده از آلیاژ با مقاومت بیشتر در مقابل خزش با حاشیه ایمنی مناسب مدنظر طراحان و سازندگان میله سوخت می‌باشد [۳۸]. در ادامه پس از شرح روابط تجربی و مدل محاسباتی خزش غلاف، به نحوه به‌کارگیری و استفاده از این مدل در کد تحلیل رفتار حرارتی- مکانیکی سوخت پرداخته می‌شود.

۸-۵-۱- محاسبات نرخ تغییر شکل خزشی غلاف

با توجه به اهمیت پدیده خزش در تنش و تغییر شکل غلاف لازم است از مدل‌های محاسباتی مناسب و تا حد ممکن دقیقی استفاده شود. در بخش قبلی برای محاسبه تغییر شکل پلاستیک غلاف از روش حل الاستیک پی‌درپی استفاده شد. برای تحلیل تغییر شکل خزشی غلاف نیز می‌توان به نحوی از همین روش بهره برد. خزش پدیده‌ای است که بر اثر اعمال یک نیرو در درازمدت به وقوع می‌پیوندد و به‌طور معمول به شدت وابسته به دما می‌باشد. تغییر اساسی و مهم برای به‌کارگیری روش حل الاستیک پی‌درپی نسبت به تحلیل تغییر شکل پلاستیک در قانون جریان Prandtl-Reuss می‌باشد که از روابط زیر استفاده می‌شود [۷].

$$d\epsilon_1^c = 1.5 \frac{\dot{\epsilon}^c \Delta t}{\sigma_e} S_1 + \frac{\dot{V}^c \Delta t}{9} \times \frac{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)}{\sigma_m}$$

$$d\epsilon_2^c = 1.5 \frac{\dot{\epsilon}^c \Delta t}{\sigma_e} S_2 + \frac{\dot{V}^c \Delta t}{9} \times \frac{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)}{\sigma_m} \quad (70-8)$$

$$d\epsilon_3^c = 1.5 \frac{\dot{\epsilon}^c \Delta t}{\sigma_e} S_3 + \frac{\dot{V}^c \Delta t}{9} \times \frac{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)}{\sigma_m}$$

که در روابط فوق:

$d\epsilon_i^c$: نمو کرنش خزشی در جهت‌های اصلی

$\dot{\epsilon}^c$: نرخ کرنش خزشی $(\frac{1}{s})$

\dot{V}^c : نرخ کرنش حجمی دائمی $(\frac{1}{s})$

S_i : تنش انحرافی در جهت‌های اصلی (MPa)

σ_i : تنش در جهت‌های اصلی (MPa)

σ_m : تنش متوسط (MPa)

σ_e : تنش موثر (MPa)

اولین جمله سمت راست هر کدام از سه معادله فوق، مقدار کرنش خزشی با فرض ثابت بودن حجم را محاسبه می‌کند. جمله دوم در هر رابطه تغییرات دائمی را در حجم تعیین می‌کند. دو رابطه برای خواص مواد نیز مورد نیاز است، یکی برای کرنش خزشی حجم ثابت که از آزمایشات تک محوری به دست می‌آید و به صورت تابعی از تنش، زمان، دما و شار نوترون است که به صورت رابطه (8-71) قابل بیان است و دومین رابطه مورد نیاز ارتباط بین نرخ کرنش حجمی دائمی و نیروی اعمالی است که در ادامه همین بخش به آن پرداخته می‌شود.

$$\epsilon^c = f(\sigma, T, t, \phi) \quad (71-8)$$

که در رابطه فوق:

σ : تنش تک محوری (MPa)

T : درجه حرارت غلاف (K)

t : زمان (s)

ϕ : شار نوترون $\left(\frac{n}{m^2 \cdot s}\right)$

در مرجع [۱۱] از فرضیه سخت‌شوندگی کرنشی استفاده می‌شود که اشاره به این مطلب دارد که روابط کرنش می‌تواند به صورت مشتق نسبت به زمان باشد و برای نرخ کرنش خزشی حل شود که به فرم زیر خواهد بود.

$$\dot{\varepsilon}^c = h(\sigma, \varepsilon^c, t, T, \phi) \quad (72-8)$$

مدلی که برای تابع h استفاده می‌شود مدلی است که در کد FRAPCON3 به کاررفته است. در این مدل از مدل خزش حرارتی و تشعشعی تجربی استفاده می‌شود. روابط (۷۳-۸) و (۷۴-۸) به ترتیب برای نرخ خزش حرارتی و تشعشعی می‌باشند.

$$\dot{\varepsilon}_{th} = A \frac{E}{T} \left(\sinh \frac{a_i \sigma_{eff}}{E} \right)^n \exp\left(\frac{-Q}{RT}\right) \quad (73-8)$$

$$\dot{\varepsilon}_{irr} = C_0 \times \phi^{C_1} \times \sigma_{eff}^{C_2} \times f(T) \quad (74-8)$$

$$\dot{\varepsilon}_{th+irr} = \dot{\varepsilon}_{th} + \dot{\varepsilon}_{irr} \quad (75-8)$$

کرنش محیطی اولیه اشباع شده به وسیله رابطه زیر به دست می‌آید.

$$\varepsilon_p^s = 0.0216 \times \dot{\varepsilon}_{th+irr}^{0.109} \left(2 - \tanh(35500 \times \dot{\varepsilon}_{th+irr}) \right)^{-2.05} \quad (76-8)$$

و کرنش کلی با استفاده از رابطه زیر به دست می‌آید.

$$\varepsilon_H = \varepsilon_p^s \left(1 - \exp\left(-52 \times \sqrt{\dot{\varepsilon}_{th+irr} \times t}\right) \right) + \dot{\varepsilon}_{th+irr} \times t \quad (77-8)$$

از آنجا که نرخ کرنش مورد استفاده می‌باشد لازم است که از رابطه فوق نسبت به زمان مشتق گرفته شود.

$$\dot{\varepsilon}_H = \frac{52 \times \varepsilon_p^s \times \dot{\varepsilon}_{th+irr}^{\frac{1}{2}}}{2 \times t^{\frac{1}{2}}} \exp\left(-52 \times \sqrt{\dot{\varepsilon}_{th+irr} \times t}\right) + \dot{\varepsilon}_{th+irr} \quad (78-8)$$

که در رابطه فوق:

T : درجه حرارت (K)

t : زمان (hours)

σ_{eff} : تنش موثر (MPa)

ϕ : شار نوترون‌های سریع ($\frac{n}{m^2 \cdot s}$)

مقادیر ثوابت و پارامترهای مورد استفاده در محاسبه نرخ خزش برای دو نوع غلاف مختلف در جدول ۳ آمده است.

جدول ۳: پارامترهای مورد استفاده در محاسبه نرخ خزش برای دو نوع غلاف [۷]

ردیف	پارامتر	واحد	غلاف نوع SRA ³⁰	غلاف نوع RXA ³¹
۱	A	K/(MPa.hr)	1.08E9	5.47E8
۲	E	MPa	1.149×10 ⁵ - 59.9×T	
۳	a _i	MPa ⁻¹	650{1 - 0.56[1 - exp(-1.4E - 27×Φ ¹³)]}	
۴	n	-	2.0	3.5
۵	Q	kJ/mole	201	
۶	R	kJ/(mole.K)	0.008314	
۷	C ₀	(n/m ² .s) ^{-C₁} MPa ^{-C₂}	4.0985E - 24	1.87473E - 24
۸	C ₁	-	0.85	
۹	C ₂	-	1.0	
۱۰	f(T)	-	$T < 570K$ 0.7283 $570 < T < T_2$ $T_2 = 625K - 7.0237 + 0.0136T$ $T > 625K$ 1.4763	

³⁰ Stress relief annealed

³¹ Re-crystallized annealed

دومین معادله مورد نیاز، رابطه بین کرنش حجمی دائمی و نیروی اعمالی است که به صورت زیر می‌باشد.

$$\dot{V}^c = g(\sigma_m, T, t, V_{avail}) \quad (79-8)$$

که در رابطه فوق:

σ_m : تنش متوسط (MPa)

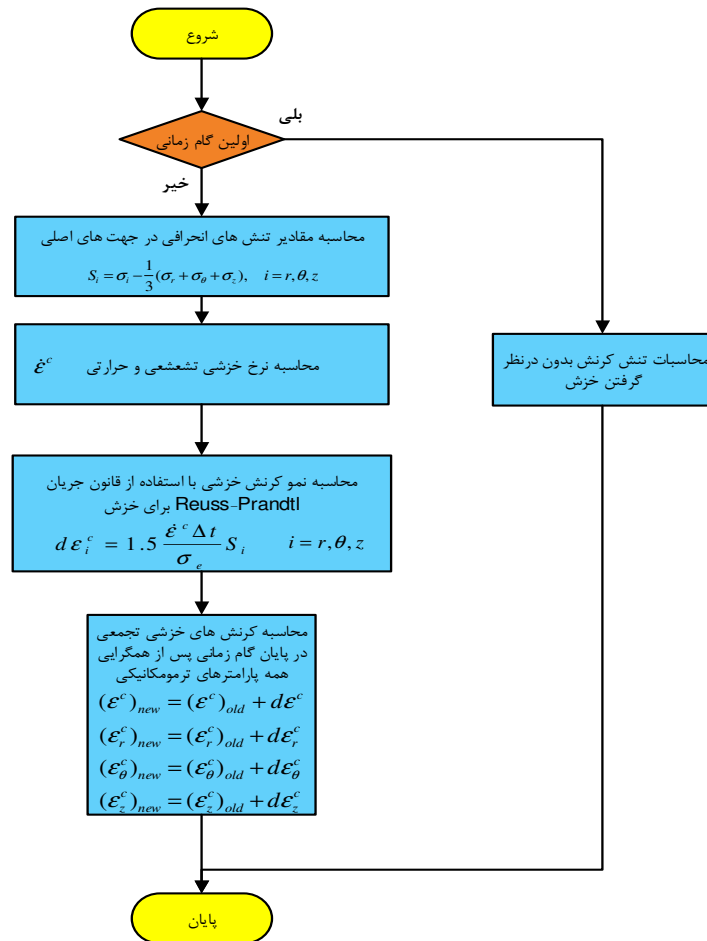
V_{avail} : مقدار اندازه‌گیری شده حداکثر تغییر حجم دائمی ممکن

نمو کرنش حجمی دائمی dV^c وابسته به نمو کرنش خزشی است که برابر است با:

$$dV^c = d\varepsilon_1^c + d\varepsilon_2^c + d\varepsilon_3^c \quad (80-8)$$

متأسفانه در مرجع [۱۱] روابط تجربی و پارامترهای کرنش حجمی دائمی ارائه نشده است. همچنین مقاله اصلی مربوطه که روابط تجربی کرنش حجمی دائمی را منتشر ساخته نیز در دسترس نیست. بررسی متن کد FRAPCON3.1 نشان می‌دهد که قانون جریان مورد استفاده در این نسخه از کد نیز از کرنش حجمی دائمی صرف نظر کرده است. نکته دیگر آن که در دفترچه کد FRAPTRAN1.4 [۱۷] بیان شده است که کرنش حجمی دائمی تنها برای سوخت مورد استفاده قرار می‌گیرد، لذا در نهایت در کد PARS برای تغییر شکل خزشی از جمله کرنش حجمی دائمی در قانون جریان صرف نظر شده است.

در روندنمای شکل ۲۵ روند محاسبات تغییر شکل خزشی با جزئیات ارائه شده است، ملاحظه می‌شود که در ابتدای محاسبات یا گام زمانی اول مقدار خزش محاسبه نمی‌شود. در هر گام زمانی پس از پایان محاسبات برای آن گام، میزان خزش تجمعی جهت استفاده در گام زمانی بعدی محاسبه می‌شود. همچنین در روندنمای شکل ۲۶ روش تحلیل الاستیک در شرایط گپ باز و بسته در روند محاسباتی کد رفتار حرارتی-مکانیکی سوخت با لحاظ پدیده خزش غلاف ارائه شده است.



شکل ۲۵: روند محاسبه تغییر شکل خزشی در غلاف

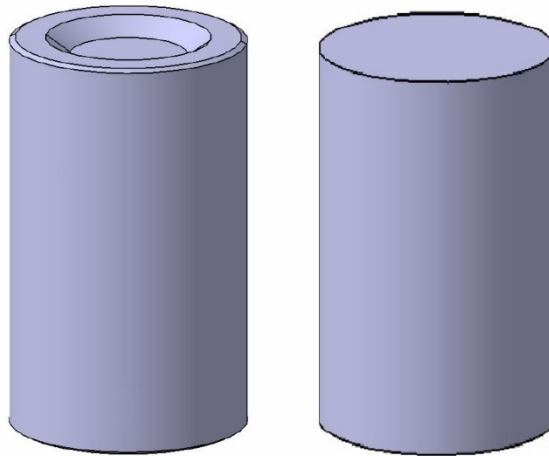
۸-۶- حجم فضای آزاد درون میله سوخت

حجم فضای آزاد میله سوخت در میزان فشار گاز تأثیرگذار است. درون غلاف سوخت، قرص‌های سوخت در طول میله و فنر در محفظه بالایی قرار گرفته است. در این بخش به روش محاسبه حجم بشقاب، گپ، محفظه بالا، ترک‌ها، تخلخل‌های باز و حجم زبری سطوح پرداخته می‌شود. لازم به ذکر است که حجم فضای آزاد در حالت سرد (سوخت تازه) نیز جهت محاسبه مقدار گاز هلیوم اولیه بایستی محاسبه گردد.

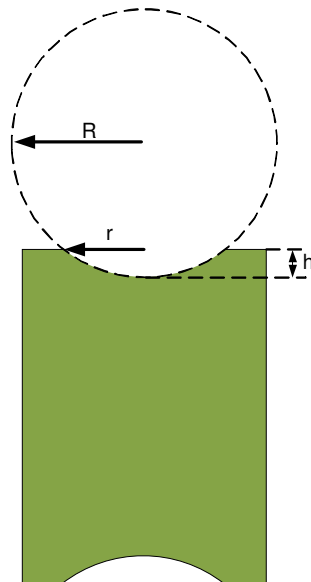
۸-۶-۱- حجم بشقاب قرص سوخت

طبق شکل ۲۷ سطوح بالایی و پایینی قرص سوخت ممکن است به صورت بشقابی یا تخت باشد. در حالت سطح بشقابی، فضای بشقاب به عنوان فضای آزاد محسوب شده و این حجم را گاز اشغال می‌کند. حجم بشقاب با توجه به شکل ۲۸ به کمک رابطه زیر قابل محاسبه است. دقت شود که سطح بشقاب بخشی از سطح یک کره است و R شعاع کره می‌باشد [۷].

$$V_{dish} = \frac{\pi h^2}{3} (3R - h) \quad , R = \frac{h^2 + r^2}{2h} \quad (۸-۸)$$



شکل ۲۷: نمایش قرص سوخت با سطوح تخت و بشقابی



شکل ۲۸: نمایش ابعاد در قرص سوخت بشقابی برای محاسبه حجم بشقاب

۸-۶-۲- حجم گپ بین سوخت و غلاف

از آنجا که در جهت محوری برای میله سوخت تقسیم‌بندی در نظر گرفته می‌شود و در هر حجم ابعاد قرص و غلاف و درجه حرارت سوخت و غلاف نیز متفاوت است، بدیهی است که دمای گاز قرار گرفته در گپ و سایر بخش‌ها نیز متفاوت است. لذا لازم است که مقدار حجم آزاد در فضای گپ در هر حجم محوری محاسبه شود. محاسبه حجم آزاد در گپ بین سوخت و غلاف ساده است. قطر خارجی سوخت در هر زمان با توجه به محاسبات تغییر شکل سوخت (با لحاظ پدیده جابجایی ناشی از ترک) در دسترس است و همچنین قطر داخلی غلاف نیز با توجه به محاسبات تغییر شکل غلاف در هر زمان مشخص می‌باشد.

۸-۶-۳- حجم ترک‌ها

با شروع کار میله سوخت در راکتور، قرص سوخت با پدیده‌های مختلف از جمله انبساط حرارتی، چگالش و تورم روبرو است. به دلیل تنش‌های حرارتی ایجاد شده در سوخت ترک‌های متعددی در آن ایجاد می‌شود و منجر به جابجایی می‌شود. لذا از آنجا که قطر سوخت و در نتیجه تغییر حجم سوخت در هر زمان مشخص است، می‌توان حجم ترک‌ها را با کم کردن تغییر حجم ناشی از انبساط حرارتی، چگالش و تورم، از تغییر شکل کلی به صورت زیر به دست آورد [۷].

$$V_C = V_g - V_{eg} - V_{TX} \quad (۸۲-۸)$$

که در رابطه فوق:

V_C : حجم ترک در سوخت بر واحد طول (m^2)

V_g : حجم داخل غلاف سوخت بر واحد طول (m^2)

V_{eg} : حجم سوخت بر واحد طول با لحاظ پدیده‌های چگالش، تورم و انبساط حرارتی (m^2)

V_{TX} : حجم آزاد محاسبه شده برای گپ بر واحد طول (m^2)

۸-۶-۴- حجم محفظه بالایی میله سوخت

حجم محفظه بالایی میله سوخت بر اساس موقعیت سوخت در مرز پایینی، حجم فنر و قطر داخلی غلاف محاسبه می‌شود. همچنین حجم فنر با استفاده از ضرب سطح مقطع مفتول فنر در طول فنر با تقریب با استفاده از رابطه زیر محاسبه می‌شود.

$$V_{spring} = VS \times \pi \left(\frac{d_w^2}{4} \right) \times \pi \times (d_s - d_w) \quad (۸۳-۸)$$

که در رابطه فوق:

V_{spring} : حجم فنر (m^3)

VS : تعداد دور فنر

d_s : قطر خارجی فنر (m)

d_w : قطر مفتول فنر (m)

۸-۶-۵- حجم تخلخل‌های باز

بخشی از تخلخل‌های سوخت در هنگام ساخت میله باز بوده و حضور گاز در آن امکان‌پذیر است. مقدار این حجم با استفاده از روابط زیر قابل محاسبه است. بایستی توجه کرد که امروزه میله‌های سوخت تولید شده مقدار بسیار کمی تخلخل دارند [۷].

$$V_{por} = 0.0 \quad \text{for } G_{den} \geq 94.0$$

$$V_{por} = 1.97 \times 10^{-8} (94.0 - G_{den}) \quad \text{for } 91.25 < G_{den} < 94.0 \quad (84-8)$$

$$V_{por} = 2.77 \times 10^{-4} - 3.818 G_{den} - 1.43 \times 10^{-8} G_{den}^2 + 2.497 \times 10^{-10} G_{den}^3 \quad \text{for } G_{den} < 91.25$$

که در روابط فوق:

V_{por} : حجم تخلخل بر واحد طول (m^2)

G_{den} : برابر $DEN - 1.25$

DEN : چگالی سوخت بر حسب درصدی از چگالی تئوری

۸-۶-۶- حجم زبری سطوح

زبری سطح خارجی سوخت و غلاف دارای مقداری فضای آزاد است که با گاز اشغال می‌شود و با استفاده از رابطه (۸۵-۸) قابل محاسبه است [۷]. به کارگیری رابطه (۸۵-۸) در این پروژه منجر به مقادیر بسیار بالایی برای حجم زبری سطوح گردید، لذا با توجه به عدم احتساب حجم زبری در برخی از کدها مثل FEMAXI-7 [۶] و تأثیر ناچیز آن در حجم کل، در کد PARS نیز از حجم زبری سطح صرف نظر شده است.

$$V_{rough} = \frac{5.27 \times 10^{-5} \pi D_p}{V_f} \quad (85-8)$$

که در رابطه فوق:

V_{rough} : حجم زبری بر واحد طول (m^2)

D_p : قطر اولیه قرص سوخت (m)

V_f : حجم هندسی سوخت بر واحد طول (m^2)

۸-۷- فشار گاز در میله سوخت

مقدار فشار گاز در هر حجم مشخص وابسته به ترکیب و مقدار گازها، حجم و دمای گاز می‌باشد. هر چند دمای گاز در بخش‌های مختلف میله سوخت متفاوت است ولی مقدار فشار در کل میله سوخت یکسان است. جهت محاسبه فشار نیز از حجم آزاد گاز درون میله و دمای متوسط گاز استفاده می‌شود.

$$P_{ave} = \frac{n_t RT_{ave}}{V_t} \quad (۸۶-۸)$$

که در رابطه فوق:

P_{ave} : فشار متوسط گاز در میله سوخت (Pa)

T_{ave} : دمای متوسط گاز در میله سوخت (K)

n_t : تعداد کل مول گازهای موجود در میله سوخت ($mole$)

V_t : کل حجم آزاد میله سوخت (m^3)

R : ثابت جهانی گازها

مقدار T_{ave} با توجه به دما در بخش‌های مختلف میله سوخت به شکل خاصی به دست می‌آید. با توجه به تفاوت دما در هر بخش میله سوخت لازم است یک حجم‌بندی جهت محاسبه دما و فشار گاز صورت گیرد که این حجم‌بندی فضای خالی میله سوخت نیز با توجه به دمای گاز صورت می‌گیرد. دمای متوسط گاز با توجه به یکسان بودن فشار گاز در میله سوخت قابل محاسبه است.

رابطه بین حجم، تعداد مول‌های گاز، دما و فشار در هر حجم به صورت زیر است. با جایگذاری مقدار n_i از رابطه (۵۷-۹) در رابطه (۸۸-۸) و بازنویسی مقدار دمای متوسط گازها به دست می‌آید.

$$P_i V_i = n_i R T_i \quad , i = 1, N_V \quad (۸۷-۸)$$

$$n_i = \frac{P_i V_i}{R T_i}$$

$$n_t = \frac{P_{ave} V_t}{R T_{ave}} \quad (۸۸-۸)$$

$$n_t = \sum_{i=1}^{N_V} n_i$$

$$\frac{P_{ave} V_t}{R T_{ave}} = \sum_{i=1}^{N_V} \frac{P_i V_i}{R T_i} \quad , P_{ave} = P_i \quad (۸۹-۸)$$

$$\frac{V_t}{T_{ave}} = \sum_{i=1}^{N_V} \frac{V_i}{T_i} \Rightarrow T_{ave} = \frac{V_t}{\sum_{i=1}^{N_V} \frac{V_i}{T_i}}$$

که در روابط فوق:

n_i : تعداد مول گاز موجود حجم V_i (mol)

N_V : تعداد کل حجم‌ها

V_i : کل حجم آزاد در میله سوخت (m^3)

P_{ave} : فشار متوسط گاز در میله سوخت (Pa)

P_i : فشار گاز در حجم V_i (Pa)

T_{ave} : دمای متوسط گاز در میله سوخت (K)

n_i : تعداد کل مول گازهای موجود در میله سوخت (mol)

۸-۸- خواص مکانیکی غلاف

تمامی مدل‌های تنش و کرنش نیاز به روابط مناسب برای خواص مکانیکی غلاف دارند. در این بخش به روابط و روش‌های محاسبه برخی خواص مکانیکی غلاف پرداخته می‌شود مانند ضریب الاستیک یا مدول یانگ، ضریب انبساط حرارتی شعاعی و محوری، ضرایب مربوط به منحنی تنش-کرنش.

۸-۸-۱- منحنی تنش-کرنش

در بخش ۸-۴-۲-۳ از روابط منحنی تنش-کرنش استفاده شد و رابطه (۸-۶۶) به کار گرفته شد، در این رابطه پارامترهایی برای تعیین تنش تسلیم از روی کرنش‌های الاستیک و پلاستیک وجود دارد که در این بخش به تشریح تمام پارامترها پرداخته شده است.

مطابق شکل ۲ رفتار تنش-کرنش آلیاژ زیرکونیوم با استفاده از دو رابطه مختلف قابل توصیف است. قبل از تسلیم قانون هوک حاکم بوده و معادله (۸-۹۰) صادق می‌باشد پس از تسلیم ماده، قانون توان حاکم بوده و معادله (۸-۹۱) صادق می‌باشد [۲۷].

$$\sigma = \varepsilon \times E$$

(۸-۹۰)

$$\sigma = K \times \epsilon^n \left(\frac{\dot{\epsilon}}{10^{-3}} \right)^m \quad (۹۱-۸)$$

که در روابط فوق:

σ : تنش تک محوری (Pa)

ϵ : کرنش

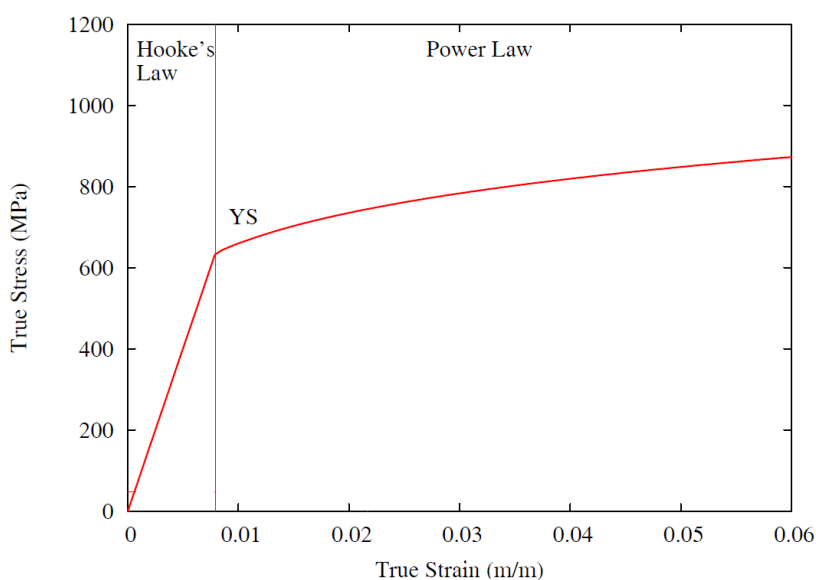
E : مدول الاستیک (Pa)

K : ضریب استحکام (Pa)

$\dot{\epsilon}$: نرخ کرنش

m : نمای سخت گردانی کرنشی

n : نمای نرخ کرنش



شکل ۲۹: یک نمونه منحنی تنش-کرنش منطبق بر مدل‌های فیزیکی

از تقاطع دو رابطه (۹۰-۸) و (۹۱-۸) نقطه برخورد دو قانون به دست می‌آید که در واقع نقطه تسلیم می‌باشد و تنش تسلیم σ_y ، از رابطه زیر به دست می‌آید.

$$\sigma_y = \left[\frac{K}{E^n} \times \left(\frac{\dot{\epsilon}}{10^{-3}} \right)^m \right]^{\left(\frac{1}{1-n} \right)} \quad (92-8)$$

مقدار تنش تسلیم به دست آمده از این رابطه با توجه به منحنی تنش- کرنش تک محوری است و تنش تسلیم ناهمسانگرد است و برای استفاده لازم است که به تنش تسلیم همسانگرد تبدیل شود. بررسی متن برنامه کد FRAPCON3-1 نشان می‌دهد که تبدیل تنش تسلیم ناهمسانگرد به تنش تسلیم همسانگرد با تقسیم تنش بر عدد ۱/۱۹ انجام می‌شود.

- مدول الاستیک

مقدار مدول الاستیک به صورت زیر می‌باشد [۲۷].

$$E = \frac{1.088 \times 10^{11} - 5.475 \times 10^7 T + K_1 + K_2}{K_3} \quad T < 1090K$$

$$E = [E(1255) - E(1090)] \frac{T - 1090}{1255 - 1090} + E(1090) \quad 1090K < T < 1255K \quad (93-8)$$

$$E = 9.21 \times 10^{10} - 4.05 \times 10^7 T \quad T > 1255K$$

$$K_1 = (6.61 \times 10^{11} + 5.912 \times 10^8 T) \Delta$$

$$K_2 = -2.6 \times 10^{10} \times CW$$

$$K_3 = 0.88 + 0.12 \exp\left(\frac{-\Phi}{10^{25}}\right)$$

که در روابط فوق:

E : مدول الاستیک (Pa)

T : درجه حرارت (K)

Φ : فلوننس شار نوترون‌های سریع $\left(\frac{n}{m^2}\right)$

CW : ضریب سردکاری^{۳۲}

Δ : نسبت غلظت اکسیژن در غلاف

- ضریب استحکام^{۳۳}

ضریب استحکام به شکل معادله (۸-۹۴) به صورت تابعی از دما، فلوننس شار نوترون‌های سریع، ضریب سردکاری و ترکیب آلیاژ غلاف می‌باشد.

$$K = K(T) \times \frac{(1 + K(CW) + K(\Phi))}{K(Zry)} \quad (۸-۹۴)$$

$$K(T) = 1.17628 \times 10^9 + 4.54859 \times 10^5 T - 3.28185 \times 10^3 T^2 + 1.72752 \times T^3 \quad T < 750K$$

$$K(T) = 2.522488 \times 10^6 \exp\left(\frac{2.8500027 \times 10^6}{T^2}\right) \quad 750K < T < 1090K$$

$$K(T) = 1.84137 \times 10^8 - 1.4375448 \times 10^5 T \quad 1090K < T < 1255K$$

$$K(T) = 4.33 \times 10^7 - 6.685 \times 10^4 T + 3.7579 \times 10^1 T^2 - 7.33 \times 10^{-3} T^3 \quad 1255K < T < 2100K$$

$$K(CW) = 0.546 \times CW$$

$$K(\Phi) = (-0.1464 + 1.464 \times 10^{-25} \Phi) \times 2.2 \exp(-20 \times CW) \times \min\left[1, \exp\left(\frac{T-550}{10}\right)\right] + 1$$

$$\Phi < 0.1 \times 10^{25} \frac{n}{m^2}$$

$$K(\Phi) = 2.928 \times 10^{-26} \Phi \quad 0.1 \times 10^{25} \frac{n}{m^2} < \Phi < 2 \times 10^{25} \frac{n}{m^2}$$

$$K(\Phi) = 0.5323 + 2.6618 \times 10^{-27} \Phi \quad 2 \times 10^{25} \frac{n}{m^2} < \Phi < 12 \times 10^{25} \frac{n}{m^2}$$

که در روابط فوق:

³² Cold work coefficient

³³ Strength coefficient

T : درجه حرارت (K)

CW : ضریب سردکاری

Φ : فلوننس نوترون‌های سریع ($\frac{n}{m^2}$)

$K(Zry)$: ضریب ترکیب آلیاژ که برای آلیاژ زیرکونیوم ۴ برابر ۱ و برای آلیاژ زیرکونیوم ۲ برابر ۱/۳۰۵ انتخاب می‌گردد.

نمای سخت‌گردانی کرنشی^{۳۴}

نمای سخت‌گردانی کرنشی به صورت رابطه (۸-۹۵) تابعی از دما، فلوننس شار نوترون‌های سریع و ترکیب آلیاژی آلیاژ زیرکونیوم می‌باشد.

$$n = n(T) \times \frac{n(\Phi)}{n(Zry)} \quad (۹۵-۸)$$

$$n(T) = 0.11405 \quad T < 419.4K$$

$$n(T) = -9.49 \times 10^{-2} + 1.165 \times 10^{-3}T - 1.992 \times 10^{-6}T^2 + 9.588 \times 10^{-10}T^3 \quad 419.4K < T < 1099.0772K$$

$$n(T) = -0.22655119 + 2.5 \times 10^{-4}T \quad 1099.0772K < T < 1600K$$

$$n(T) = 0.17344880 \quad T > 1600K$$

$$n(\Phi) = 1.321 + 0.48 \times 10^{-25} \Phi \quad \Phi < 0.1 \times 10^{25} \frac{n}{m^2}$$

$$n(\Phi) = 1.369 + 0.096 \times 10^{-25} \Phi \quad 0.1 \times 10^{25} \frac{n}{m^2} < \Phi < 2 \times 10^{25} \frac{n}{m^2}$$

$$n(\Phi) = 1.5435 + 0.008727 \times 10^{-25} \Phi \quad 2 \times 10^{25} \frac{n}{m^2} < \Phi < 7.5 \times 10^{25} \frac{n}{m^2}$$

$$n(\Phi) = 1.608953 \quad \Phi > 7.5 \times 10^{25} \frac{n}{m^2}$$

³⁴ Strain-Hardening Exponent

- نمای نرخ کرنش^{۳۵}

نمای نرخ کرنش به صورت روابط زیر تنها تابعی از درجه حرارت می باشد.

$$m = 0.015 \quad T < 750K$$

$$m = 7.458 \times 10^{-4} T - 0.544338 \quad 750K < T < 800K \quad (۹۶-۸)$$

$$m = 3.24124 \times 10^{-4} T - 0.20701 \quad T > 800K$$

- تغییر ضریب سردکاری و فلوننس شار نوترون های سریع^{۳۶}

ضریب سردکاری و فلوننس شار نوترون های سریع با گذشت زمان و کارکرد بیشتر میله سوخت در راکتور تغییر می کند که تغییرات آن ها در هر گام زمانی به صورت معادلات زیر می باشد.

$$CW_i = CW_{i-1} \times \exp \left[-1.504(1 + 2.2 \times 10^{-25} \times \Phi_{i-1}) \times t \times e^{\left(\frac{-2.33 \times 10^{18}}{T^6} \right)} \right] \quad (۹۷-۸)$$

$$\Phi_i = \frac{10^{20}}{2.49 \times 10^{-6} \times t \times \exp \left(\frac{-5.35 \times 10^{23}}{T^8} \right) + \frac{10^{20}}{\Phi_{i-1}}} \quad (۹۹-۸)$$

که در روابط فوق:

CW_i : ضریب سردکاری در پایان گام زمانی فعلی

CW_{i-1} : ضریب سردکاری در ابتدای گام زمانی فعلی یا پایان گام زمانی قبلی

Φ_i : فلوننس شار نوترون های سریع در پایان گام زمانی فعلی $\left(\frac{n}{m^2} \right)$

Φ_{i-1} : فلوننس شار نوترون های سریع در ابتدای گام زمانی فعلی یا پایان گام زمانی قبلی $\left(\frac{n}{m^2} \right)$

t : اندازه گام زمانی (s)

³⁵ Strain Rate Exponent

³⁶ Fast neutron fluence

T : درجه حرارت (K)

- ضریب انبساط حرارتی

- انبساط حرارتی غلاف

ضریب انبساط حرارتی شعاعی و محوری در غلاف به صورت کرنش در زیر آمده است و به همین صورت در معادلات قابل استفاده است. [۲۴].

$$\varepsilon_{axial} = -2.5060 \times 10^{-5} + 4.4410 \times 10^{-6} T \quad 298K < T < 1073K$$

$$\varepsilon_{diametral} = -2.3730 \times 10^{-5} + 6.7210 \times 10^{-6} T \quad 298K < T < 1073K \quad (۱۰۰-۸)$$

$$\varepsilon_{axial} = -8.3 \times 10^{-3} + 9.7 \times 10^{-6} T \quad T > 1273K$$

$$\varepsilon_{diametral} = -6.8 \times 10^{-3} + 9.7 \times 10^{-6} T \quad T > 1273K$$

و در گستره دمایی بین ۱۰۷۳ و ۱۲۷۳ از درون یابی استفاده می‌شود. با توجه به رابطه بین شعاع و محیط مقدار کرنش محیطی و شعاعی ناشی از انبساط حرارتی برابر می‌باشد.

در روابط فوق:

T : درجه حرارت (K)

ε_{axial} : کرنش محوری ناشی از انبساط حرارتی

$\varepsilon_{diametral}$: کرنش شعاعی ناشی از انبساط حرارتی

۸-۹- رشد محوری غلاف

در راکتورهای هسته‌ای قدرت، غلاف سوخت به دلیل تشعشع در جهت محوری دچار رشد (کرنش ماندنی یا بازگشت ناپذیر) می‌گردد. علت وقوع این پدیده اثرات ترکیبی بافت غلاف و آسیب تشعشعی ناشی از نوترون‌های سریع می‌باشد [۳۷]. اندرکرنش مکانیکی سوخت و غلاف نیز می‌تواند در کشیدگی میله به وسیله افزایش کرنش

پلاستیک و خزش مشارکت کند. پدیده رشد محوری بایستی در طراحی قیود و نگهدارنده‌ها برای جلوگیری از اندرکنش مکانیکی میله سوخت و صفحات نگهدارنده مجتمع سوخت در نظر گرفته شود. چرا که این رخداد موجب خم شدن میله‌ها و کاهش محلی سطح عبوری جریان و یا تماس بین میله‌ها می‌شود. یکی از پیامدهای آن خشکیدگی و داغ شدن بیش از حد و خرابی میله سوخت می‌باشد. همچنین رشد غلاف منجر به تغییر حجم آزاد محفظه بالای میله سوخت می‌شود و به تبع آن تغییر فشار گاز داخل میله سوخت می‌گردد [۳۷].

با توجه به اهمیت موضوع رشد محوری این پدیده در کد PARS در نظر گرفته شده است و تاثیر آن در تغییر حجم و فشار دیده شده است. در ادامه روابط موجود در دفترچه کد FRAPCON ارائه شده است.

– رابطه Franklin

در دفترچه خواص مواد کد FRAPCON3.1 رابطه Franklin برای رشد محوری میله سوخت در هر بازه پرتوهی در راکتور PWR به صورت زیر ارائه شده است [۱۸].

$$\frac{\Delta L}{L} = 2.8 \times 10^{-25} \left[(\Phi_{t_{i+1}})^{0.845} - (\Phi_{t_i})^{0.845} \right] \quad (۱۰۱-۸)$$

که در رابطه فوق Φ شار نوترون‌های سریع است و حاصلضرب آن در زمان میزان فلوئنس نوترون‌های سریع را به دست می‌دهد. همچنین اندیس‌های i و $i+1$ به ترتیب مربوط به انتهای گام زمانی قبلی و گام زمانی فعلی است.

نمو کرنش هر نود محوری به صورت مجزا به صورت انباشته محاسبه می‌شود و برای رشد محوری کل میله، در هر گام زمانی مقادیر باهم جمع می‌شود. بایستی توجه شود که مدل توسعه داده شده بر مبنای میزان فلوئنس متوسط نوترون‌های سریع میله است و در اینجا برای هر نود از فلوئنس مختص خودش استفاده شده است. میزان خطای ناشی از استفاده از فلوئنس محلی به جای متوسط میله سوخت ناچیز و کمتر از ۳ درصد است چراکه مدل رشد محوری غلاف رابطه نزدیک به خطی با فلوئنس نوترون دارد. در مورد راکتورهای BWR میزان رشد محوری با ضریب ۰/۵ کاهش می‌یابد.

- رابطه MATPRO

در کد FRAPCON3.5 از رابطه MATPRO به منظور محاسبه رشد محوری غلاف استفاده شده است که معادله (۸-۱۰۲) است [۲۴]. این معادله به منظور مدل‌سازی رشد محوری غلاف‌های زیرکالوی در دمای بین ۴۰ تا ۳۶۰ درجه سانتیگراد توسعه داده شده است. این محدوده دمایی معمول راکتورهای آب سبک می‌باشد.

$$\frac{\Delta L}{L} = A \left[\exp\left(\frac{240.8}{T}\right) \right] (\Phi t)^{1/2} (1 - f_z)(1 + 0.02CW) \quad (۸-۱۰۲)$$

که در معادله فوق:

$$\frac{\Delta L}{L}: \text{تغییر طول غلاف}$$

$$A: \text{ضریب ثابت برابر } 1.47 \times 10^{-16} \left(\frac{n}{m^2}\right)^{\frac{1}{2}}$$

$$T: \text{دمای غلاف (K)}$$

$$\Phi: \text{شار نوترون‌های سریع } \left(\frac{n}{m^2 \cdot s}\right)$$

$$t: \text{زمان (s)}$$

$$f_z: \text{فاکتور بافت برای لوله غلاف به صورت معمول } 0.05$$

$$CW: \text{ضریب کار سرد (کسر کاهش سطح مقطع)}$$

رشد محوری برای دمای کمتر از ۴۰ درجه سانتیگراد و بالاتر از ۳۶۰ درجه سانتیگراد با تقریب و به ترتیب از دمای ۴۰ درجه و ۳۶۰ درجه از معادله بالا استفاده می‌شود.

مدل MATPRO بر مبنای فرسایش پایین، مقدار فلوئنس پایین توسط Harbottle و همکارانش توسعه یافته است و لذا برای استفاده در کد FRAPCON3.5 برای فلوئنس بالاتر به روز شده است. مدل پیشنهاد شده توسط Franklin که بر مبنای داده‌های راکتورهای PWR در کد FRAPCON3.5 به خدمت گرفته شده است. این مدل در رابطه (۸-۱۰۳) ارائه شده است و میزان رشد محوری غلاف زیرکالوی ۴ از نوع SRA را برحسب فلوئنس نوترون ارائه می‌دهد.

$$ax = 2.18 \times 10^{-21} \Phi^{0.845} \quad \text{for SRA - Zircaloy4} \quad (103-8)$$

که در رابطه فوق :

$$ax: \text{رشد محوری غلاف } \left(\frac{m}{m}\right)$$

$$\Phi: \text{فلوئنس نوترون‌های سریع } \left(\frac{n}{cm^2}\right)$$

رابطه فوق برای ابتدا و انتهای بازه میزان رشد را می‌دهد و مقدار رشد در بازه زمانی مورد نظر از اختلاف آن‌ها به دست می‌آید. این رابطه برای محاسبه رشد محوری غلاف در راکتورهای BWR که از جنس زیرکالوی ۲ و از نوع RXA قابل استفاده است و تنها کافی است مقادیر به دست آمده را در نیم ضرب نماییم.

به علاوه برای به روز کردن مدل رشد محوری غلاف برای زیرکالوی ۴ از نوع SRA و زیرکالوی ۲ از نوع RXA، روابط جدیدی اضافه شده است تا رشد محوری غلاف از جنس M5 و ZIRLO را نیز محاسبه نماید.

$$ax = 7.013 \times 10^{-21} \Phi^{0.81787} \quad \text{for M5} \quad (104-8)$$

$$ax = 9.7893 \times 10^{-25} \Phi^{0.98239} \quad \text{for ZIRLO} \quad (105-8)$$

در نهایت تنها مدل MATPRO برای محاسبه رشد محوری غلاف در توسعه کد PARS استفاده شده است.

۹- سایر مدل‌های میله سوخت

۹-۱- مدل مصرف سوخت و توزیع شعاعی توان

تحلیل رفتار میله سوخت در یک راکتور آب سبک بستگی به رفتار موادی که همزمان با فرسایش سوخت تغییر می‌کنند، دارد. توزیع غیر یکنواخت توان در میله سوخت منجر به مصرف غیر یکنواخت سوخت شده و رفتار مشابهی را در تولید و مصرف عناصر شکافت‌پذیر ایجاد می‌کند. بر اساس اهمیت این موضوع، کدهای محاسباتی تحلیل رفتار سوخت برای محاسبه دقیق توزیع ایزوتوپی و توزیع توان مدل‌هایی را بر اساس توزیع شار و معادلات مصرف سوخت توسعه داده‌اند، کد FRAPCON-3 از مدل TUBRNP جهت این محاسبات بهره می‌برد که در این مدل معادلات مصرف و تولید ۶ ایزوتوپ شکافت‌پذیر ^{235}U ، ^{238}U ، ^{239}Pu ، ^{240}Pu ، ^{241}Pu و ^{242}Pu به کار گرفته می‌شود [۷].

توزیع شعاعی توان در میله سوخت غیر یکنواخت بوده و میزان غیر یکنواختی نیز برحسب فرسایش سوخت تغییر می‌کند. در ابتدای سیکل کاری راکتور به دلیل یکسان بودن غلظت مواد شکافت‌پذیر، توزیع توان در جهت شعاعی تقریباً یکنواخت است، اما در فرسایش بالاتر به دلیل تولید ^{239}Pu و مصرف ^{235}U تغییرات شعاعی بیشتر می‌شود. این پدیده به این صورت است که به دلیل گیراندازی نوترون‌های ناحیه فوق‌حرارتی در رزونانس‌های ^{238}U ، عنصر پلوتونیوم تولید می‌شود و چون تولید آن در نزدیکی سطح خارجی قرص سوخت بیشتر از مرکز است، مقدار توان نیز که وابسته به شار نوترون و غلظت عناصر شکافت‌پذیر است در لبه‌های خارجی سطح سوخت بیشتر می‌شود و لذا بایستی در محاسبات حرارتی سوخت نیز اثر داده شود [۷ و ۱۲]. جهت شبیه‌سازی این پدیده مدل‌های مختلفی از سوی محققین ارائه شده است. به طور مثال Wordsworth جهت محاسبه توزیع توان در یک میله سوخت، توزیع شار را با یک معادله چند جمله‌ای با ضرایب ثابت تقریب زده است و محاسبات توزیع توان را ارائه نموده است. این مدل در توسعه کد IAMBUS به کار گرفته شده است [۱۳]. همچنین آقای دکتر روشن‌ضمیر جهت تولید یک کد رفتار میله سوخت به نام KIANA از این مدل بهره برده است [۲۵]. Palmer و همکارانش نیز مدل RADAR را که مدلی ساده و سریع جهت محاسبه توزیع توان در میله سوخت است، ارائه داده‌اند. در این مدل شار به صورت تابع شبه بسط l_0 می‌باشد و معادلات مصرف سوخت تنها شامل ایزوتوپ‌های ^{235}U ، ^{238}U و ^{239}Pu است [۱۴]. از آنجا که در این مدل از ایزوتوپ‌های سنگین‌تر Pu صرف نظر شده است، در فرسایش بالای سوخت دقت خوبی ندارد. این مدل مبنای مدل TUBRNP است که Lassmann و همکارانش ارائه نموده‌اند و در آن تعداد عناصر در محاسبات مصرف سوخت شامل ایزوتوپ‌های سنگین‌تر پلوتونیوم یعنی ^{239}Pu ، ^{240}Pu ، ^{241}Pu و

^{242}Pu نیز می‌باشد [۱۲]. پس از آن کارهای دیگری بر مبنای مدل TUBRNP انجام شده است. برای نمونه Schubert و همکارانش این مدل را برای سوخت راکتورهای WWER به خدمت گرفته‌اند [۱۵]. همچنین ایشان با افزایش تعداد ایزوتوپ‌ها در معادلات مصرف سوخت از ۶ ایزوتوپ به ۹ ایزوتوپ توانسته‌اند کارایی این مدل را در فرسایش بالاتر از $\frac{64 \text{ MWd}}{\text{kgU}}$ تا $\frac{102 \text{ MWd}}{\text{kgU}}$ بهبود بخشند [۲۸]. دقت و کارایی بالای مدل TUBRNP باعث شده است که کد معتبر FRAPCON نیز از این مدل جهت محاسبه توزیع شعاعی توان و غلظت ایزوتوپی عناصر شکافت‌پذیر استفاده نماید، لذا در کد PARS نیز مدل اخیر به کار گرفته می‌شود.

۹-۱-۱-مدل TUBRNP

همانطور که پیش‌تر ذکر شد مدل RADAR مبنای مدل TUBRNP است [۷ و ۱۲]. این مدل شامل موارد زیر می‌باشد.

- یک معادله دیفرانسیل برای غلظت نقطه‌ای ^{235}U
- یک معادله دیفرانسیل برای غلظت نقطه‌ای ^{239}Pu
- حل معادله پخش نوترون برای شار نوترون‌های حرارتی

در این مدل توزیع غلظت شعاعی ^{239}Pu با استفاده از یک تابع شکل تجربی به دست می‌آید. مهم‌ترین پارامترهای ورودی این مدل، هندسه میله سوخت، غلظت اولیه ^{235}U ، ضریب نشت و احتمال فرار رزونانس می‌باشد. این مدل در نسخه‌های قبلی کد TRANSURANUS استفاده شده و نتایج خوبی را برای سوخت‌های با فرسایش کم و متوسط حاصل نموده است. به دلیل نتایج نه‌چندان قابل اطمینان کد مذکور در شرایط فرسایش بالا (و غنای بیشتر از ۰.۴٪)، مدل TUBRNP که در آن اثرات سایر ایزوتوپ‌های Pu نیز در نظر گرفته شده، ارائه شده است [۱۲].

۹-۱-۲-معادلات مصرف سوخت

جهت فائق آمدن بر محدودیت‌های مدل RADAR [۱۴]، ایزوتوپ‌های ^{240}Pu ، ^{241}Pu و ^{242}Pu نیز در معادلات مصرف سوخت در نظر گرفته شده‌اند [۱۲]. معادلات مربوط به غلظت متوسط ایزوتوپ‌ها در میله سوخت بر مبنای معادلات به‌کاررفته در کدهای ORIGEN و KORIGEN [۲۹] به صورت زیر استخراج شده‌اند.

$$\frac{d\bar{N}_{235}}{dt} = -\sigma_{a,235} \bar{N}_{235} \phi, \quad (1-9)$$

$$\frac{d\bar{N}_{238}}{dt} = -\sigma_{a,238} \bar{N}_{238} \phi, \quad (۲-۹)$$

$$\frac{d\bar{N}_{239}}{dt} = -\sigma_{a,239} \bar{N}_{239} \phi + \sigma_{c,238} \bar{N}_{238} \phi, \quad (۳-۹)$$

$$\frac{d\bar{N}_{240}}{dt} = -\sigma_{a,240} \bar{N}_{240} \phi + \sigma_{c,239} \bar{N}_{239} \phi, \quad (۴-۹)$$

$$\frac{d\bar{N}_{241}}{dt} = -\sigma_{a,241} \bar{N}_{241} \phi + \sigma_{c,240} \bar{N}_{240} \phi, \quad (۵-۹)$$

$$\frac{d\bar{N}_{242}}{dt} = -\sigma_{a,242} \bar{N}_{242} \phi + \sigma_{c,241} \bar{N}_{241} \phi, \quad (۶-۹)$$

که در معادلات فوق σ_a سطح مقطع جذب و σ_c سطح مقطع گیراندازی، و ϕ شار نوترون و \bar{N} برابر چگالی اتمی ایزوتوپ است که اندیس آن نشان‌دهنده عدد جرمی آن ایزوتوپ است.

با توجه به مفهوم فرسایش سوخت می‌توان آن را برحسب تولید توان و چگالی سوخت نوشت. مطابق معادله (۷-۹) تولید توان نیز متناسب با سطح مقطع‌های شکافت، انرژی آزاد شده از هر شکافت، غلظت ایزوتوپ‌های شکافت‌پذیر، شار نوترونی و زمان پرتودهی سوخت می‌باشد.

$$\Delta bu = \frac{q''' \Delta t}{\rho_{fuel}} = \frac{\alpha}{\rho_{fuel}} \sum_k \sigma_{f,k} \bar{N}_k \phi \Delta t, \quad (۷-۹)$$

که در معادله فوق:

q''' : چگالی توان تولیدی

ρ_{fuel} : چگالی سوخت

$\sigma_{f,k}$: سطح مقطع شکافت ایزوتوپ kام

کمیت $\sum_k \sigma_{f,k} \bar{N}_k \phi \Delta t$ در رابطه (۷-۹) برابر تعداد شکافت‌ها در واحد حجم می‌باشد. هر شکافت حدود ۲۰۰ MeV انرژی تولید می‌کند. چنانچه سوخت از نوع UO_2 باشد و فرسایش سوخت برحسب مگاوات روز بر هر کیلوگرم اورانیوم (MWd/kgU) باشد، مقدار ضریب تبدیل α ، برابر با 3.35×10^{-19} است. جهت ساده‌سازی

معادلات مناسب است که حاصل ضرب شار نوترون در بازه زمان یعنی $\phi \Delta t$ را به صورت گام فرسایش سوخت Δbu نوشت. با توجه به رابطه اخیر معادلات مصرف سوخت را می‌توان به شکل زیر بازنویسی نمود.

$$\frac{d\bar{N}_{235}}{dbu} = -\sigma_{a,235} \bar{N}_{235} A \quad (۸-۹)$$

$$\frac{d\bar{N}_{238}}{dbu} = -\sigma_{a,238} \bar{N}_{238} A \quad (۹-۹)$$

$$\frac{d\bar{N}_{239}}{dbu} = -\sigma_{a,239} \bar{N}_{239} A + \sigma_{c,238} \bar{N}_{238} A \quad (۱۰-۹)$$

$$\frac{d\bar{N}_{240}}{dbu} = -\sigma_{a,240} \bar{N}_{240} A + \sigma_{c,239} \bar{N}_{239} A \quad (۱۱-۹)$$

$$\frac{d\bar{N}_{241}}{dbu} = -\sigma_{a,241} \bar{N}_{241} A + \sigma_{c,240} \bar{N}_{240} A \quad (۱۲-۹)$$

$$\frac{d\bar{N}_{242}}{dbu} = -\sigma_{a,242} \bar{N}_{242} A + \sigma_{c,241} \bar{N}_{241} A \quad (۱۳-۹)$$

که در معادلات فوق متغیر A با توجه به معادله (۷-۹) و معادلات (۱-۹) تا (۶-۹) و با اثر دادن سهم عناصر سنگین فلزی در چگالی سوخت UO_2 به صورت زیر به دست می‌آید.

$$A = \frac{M_U}{M_U + 2 \times M_O} \times \rho_{fuel} \times \frac{1}{\alpha \sum_k \sigma_{f,k} \bar{N}_k} \quad (۱۴-۹)$$

که در معادله فوق M_U و M_O به ترتیب جرم اتمی اورانیوم و اکسیژن می‌باشد که با صرف نظر از تغییر جزئی جرم اتمی اورانیوم با تغییر غنا می‌توان با تقریب بسیار خوبی رابطه (۱۴-۹) را به صورت زیر بازنویسی نمود.

$$A = \frac{238}{238 + 2 \times 16} \times \rho_{fuel} \times \frac{1}{\alpha \sum_k \sigma_{f,k} \bar{N}_k} = 0.8815 \times \frac{\rho_{fuel}}{\alpha \sum_k \sigma_{f,k} \bar{N}_k}$$

باید توجه نمود که در معادلات مصرف سوخت، سطح مقطع‌های نوترونی برابر سطح مقطع‌های موثر متوسط‌گیری شده بر روی طیف نوترون در یک راکتور خاص می‌باشد که در مدل TUBRNP شرایط راکتورهای PWR و

BWR مدنظر قرار گرفته است. در جدول ۴ سطح مقطع‌های میکروسکوپی مورد استفاده در کد FRAPCON3 برای سوخت راکتورهای LWR ارائه شده است [۷] که در کد PARS نیز به کار می‌رود.

جدول ۴: سطح مقطع‌های شکافت و گیراندازی مورد استفاده در کد FRAPCON3

شماره	سطح مقطع	^{235}U	^{238}U	^{239}Pu	^{240}Pu	^{241}Pu	^{242}Pu
۱	سطح مقطع شکافت 37 (barns)	۴۱/۵	۰/۰	۱۰۵	۰/۵۸۴	۱۲۰	۰/۴۵۸
۲	سطح مقطع گیراندازی 38 (barns)	۹/۷	۰/۷۸	۵۸/۶	۱۰۰	۵۰	۸۰

۹-۱-۳- ضریب تصحیح تجربی در معادلات مصرف سوخت

معادلات (۸-۹) الی (۱۳-۹) جهت محاسبه مقادیر متوسط غلظت ایزوتوپی عناصر مناسب هستند، لذا برای غلظت ایزوتوپی به صورت نقطه‌ای و به صورت تابعی از فاصله از مرکز سوخت خواهیم داشت.

$$\frac{dN_{235}(r)}{dbu} = -\sigma_{a,235} N_{235}(r)A \quad (۱۵-۹)$$

$$\frac{dN_{238}(r)}{dbu} = -\sigma_{a,238} \bar{N}_{238} f(r)A \quad (۱۶-۹)$$

$$\frac{dN_{239}(r)}{dbu} = -\sigma_{a,239} N_{239}(r)A + \sigma_{c,238} \bar{N}_{238} f(r)A \quad (۱۷-۹)$$

$$\frac{dN_{240}(r)}{dbu} = -\sigma_{a,240} N_{240}(r)A + \sigma_{c,239} N_{239}(r)A \quad (۱۸-۹)$$

$$\frac{dN_{241}(r)}{dbu} = -\sigma_{a,241} N_{241}(r)A + \sigma_{c,240} N_{240}(r)A \quad (۱۹-۹)$$

$$\frac{dN_{242}(r)}{dbu} = -\sigma_{a,242} N_{242}(r)A + \sigma_{c,241} N_{241}(r)A \quad (۲۰-۹)$$

در معادلات (۱۶-۹) و (۱۷-۹) غلظت نقطه‌ای ^{238}U یعنی $N_{238}(r)$ به صورت ضرب غلظت متوسط در تابع $f(r)$ بیان شده است که در واقع یک تابع شعاعی شکل 39 نرمالیزه شده است که بایستی در معادله زیر صدق کند [۱۲].

³⁷ Fission Cross Section

³⁸ Capture Cross Section

$$2 \frac{\int_{r_{in}}^{r_{out}} f(r)r \, dr}{r_{out}^2 - r_{in}^2} = 1 \quad (21-9)$$

در معادله اخیر r_{in} و r_{out} به ترتیب شعاع داخلی و خارجی سوخت می‌باشد. تابع $f(r)$ جذب نوترون در رزونانس‌های ^{238}U را که منجر به تولید ^{239}Pu می‌شود، به نوعی در معادلات تصحیح می‌نماید، یا به بیانی دیگر تابع توزیع مصرف ^{238}U و تولید ^{239}Pu ترکیبی از میزان تولید ثابت ^{239}Pu ناشی از جذب نوترون‌های حرارتی به علاوه جمله‌ای به شدت غیر خطی برای تولید ناشی از جذب رزونانس‌ها می‌باشد.

برای بخش غیر خطی تابع توزیع ناشی از جذب رزونانسی، یک تابع شعاعی شکلی تجربی توسط Palmer و همکارانش به صورت زیر ارائه شده است که نتایج رضایت‌بخشی ارائه می‌دهد [۱۴].

$$f(r) = 1 + 3 \exp(-9.7\sqrt{r_{out} - r}) \quad (22-9)$$

همچنین در مدل TUBRNP از تابع جدیدی استفاده می‌کند که در مقایسه با داده‌های تجربی نتایج فوق‌العاده نزدیکی را به دست می‌دهد. تابع توزیع در این مدل به صورت زیر می‌باشد [۱۲].

$$f(r) = 1 + p_1 \exp(-p_2(r_{out} - r)^{p_3}) \quad (23-9)$$

که در معادله فوق ضرایب p_1 ، p_2 و p_3 ثوابتی هستند که پس از مقایسه و بررسی دقیق با داده‌های تجربی به دست آمده‌اند. که این ضرایب برای راکتورهای LWR عبارتند از:

$$\begin{aligned} p_1 &= 3.45, \\ p_2 &= 3.0, \\ p_3 &= 0.45 \end{aligned} \quad (24-9)$$

۹-۱-۴- محاسبه شار و توان

توزیع توان در میله سوخت از جمله اهداف اصلی این پروژه می‌باشد که برای محاسبات حرارتی سوخت مورد نیاز می‌باشد. تولید توان در هر نقطه از سوخت متناسب با شار نوترون و سطح مقطع ماکروسکوپی شکافت می‌باشد که به صورت زیر قابل بیان می‌باشد.

³⁹ Radial shape function

$$q'''(r) \propto \sum_k \sigma_{f,k} N_k \phi \quad (25-9)$$

توزیع شعاعی شار نوترونی در قرص سوخت به وسیله حل معادله پخش یک بعدی و یک گروهی در سوخت استوانه‌ای توصیف می‌شود.

$$\phi(r) \propto I_0(\kappa r) \quad (26-9)$$

$$\kappa = \sqrt{\sum_a / D}, \quad \sum_a = \sum_k \sigma_{a,i} \bar{N}_i, \quad D = \frac{1}{3 \sum_s} = \frac{1}{3 \sigma_s \bar{N}_{tot}}$$

که در معادله فوق:

I : توابع شبه بسل

σ_a و σ_s : سطح مقطع‌های پراکندگی و جذب

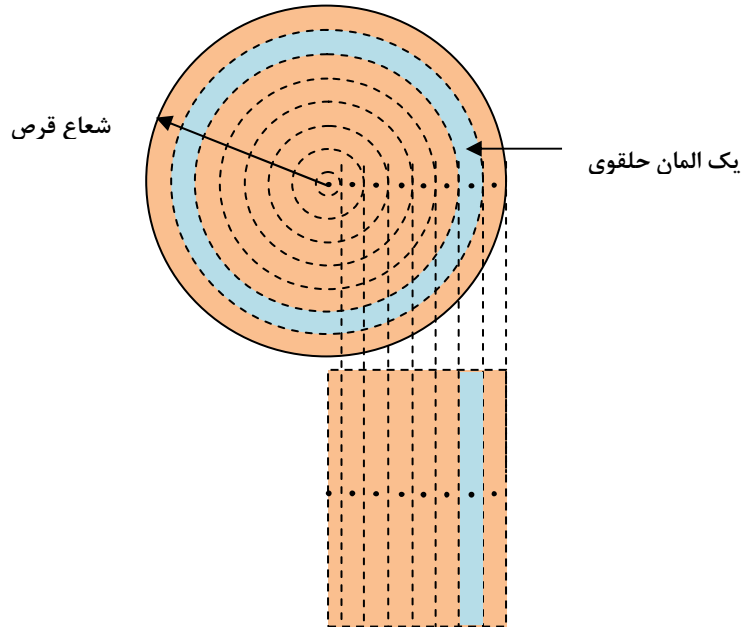
\bar{N} : چگالی اتمی متوسط قرص سوخت

i : اندیس مربوط به همه ایزوتوپ‌های اورانیوم و پلوتونیوم

۹-۱-۵- مش بندی سوخت

توزیع شعاعی توان در میله سوخت غیر یکنواخت بوده و میزان غیر یکنواختی نیز برحسب فرسایش سوخت تغییر می‌کند. در ابتدای سیکل کاری راکتور به دلیل یکسان بودن غلظت مواد شکافت پذیر، تغییرات توان در جهت شعاعی ناچیز می‌باشد، اما در فرسایش بالاتر به دلیل تولید ^{239}Pu و مصرف ^{235}U تغییرات شعاعی توان شکل جدی‌تری به خود می‌گیرد. لذا جهت مدل‌سازی این پدیده و محاسبه غلظت عناصر شکافت پذیر توزیع شعاعی توان بایستی میله سوخت را در جهت شعاعی مش بندی نمود و لذا طبق شکل ۳۰ هر مش به شکل یک حلقه استوانه‌ای خواهد بود که در هر گام فرسایش سوخت، معادلات همبسته برای تک تک المان‌ها به صورت عددی محاسبه شده و توزیع ایزوتوپی جدید در جهت شعاعی محاسبه می‌شود و بر اساس نتایج به دست آمده در این گام فرسایش سوخت، توزیع شار و توزیع توان به دست می‌آید و با توجه به گام زمانی و مقدار توان هر المان، مقدار گام فرسایش سوخت برای هر المان محاسبه و با فرض ثابت بودن مقدار توان و شار در این گام، معادلات همبسته دوباره به صورت عددی حل می‌شوند و به این شکل برای کل زمان خواسته شده محاسبات انجام می‌شود. با توجه

به این که گرادیان توان و توزیع ایزوتوپی Pu در لبه سوخت به شدت زیاد است پس بدیهی است جهت محاسبات دقیق، تعداد المان‌ها نیز در لبه سوخت خیلی بیشتر از بخش‌های داخلی سوخت در نظر گرفته می‌شود.



شکل ۳۰: نحوه مش بندی میله سوخت در جهت شعاعی برای حل معادلات همبسته مصرف سوخت و محاسبه توزیع شعاعی توان

۹-۱-۶- حل عددی معادلات همبسته مصرف سوخت

با توجه به روش ارائه شده برای حل معادلات دیفرانسیل مرتبه اول خطی، یک دسته معادلات همبسته مشابه معادلات زیر را نیز می‌توان به راحتی با همین روش حل نمود.

$$\frac{dy_1}{dt} = g_1(y_1, y_1, \dots, y_n, t), \quad y_1(0) = y_1^0 \quad (۲۷-۹)$$

$$\frac{dy_2}{dt} = g_2(y_1, y_1, \dots, y_n, t), \quad y_2(0) = y_2^0$$

$$\frac{dy_3}{dt} = g_3(y_1, y_1, \dots, y_n, t), \quad y_3(0) = y_3^0$$

.....

$$\frac{dy_n}{dt} = g_n(y_1, y_1, \dots, y_n, t), \quad y_n(0) = y_n^0$$

با استفاده از روش رانگ-کوتای مرتبه چهار معادلات دیفرانسیل مصرف سوخت (معادلات (۹-۸) تا (۹-۱۳)) به شکل استاندارد بازنویسی شده و توابع f برای معادلات مصرف سوخت استخراج می‌شوند و در هر گام مقدار $y_{j+1/2}^*$ برای ۶ معادله دیفرانسیل به دست می‌آید و به همین ترتیب $y_{j+1/2}^{**}$ ، y_{j+1}^* و سپس y_{j+1} برای ۶ ایزوتوپ به دست می‌آید. این معادلات همبسته در هر گام زمانی یا گام فرسایش سوخت برای همه مش‌های شعاعی در سوخت به دست می‌آیند و پس از محاسبه توزیع شار و توان، حل معادلات همبسته برای گام زمانی بعدی ادامه می‌یابد. مقادیر اولیه ایزوتوپ‌های پلوتونیوم صفر است و مقادیر اولیه ^{235}U و ^{238}U نیز با توجه به غنای سوخت قابل محاسبه است. لذا می‌توان معادلات را به صورت زیر بازنویسی نمود. در این معادلات مقدار ضریب A در هر گام زمانی با استفاده از معادله (۹-۱۴) محاسبه شده و فرض می‌شود که در هر گام زمانی برای حل معادلات ثابت و بدون تغییر باقی بماند.

$$\frac{dy_1}{dbu} = g_1(y_1) = -\sigma_{a,235}y_1A \quad y_1(bu=0) = \bar{N}_{235}(0) \quad (28-9)$$

$$\frac{dy_2}{dbu} = g_2(y_2) = -\sigma_{a,238}y_2f(r)A \quad y_2(bu=0) = \bar{N}_{238}(0) \quad (29-9)$$

$$\frac{dy_3}{dbu} = g_3(y_2, y_3) = -\sigma_{a,239}y_3A + \sigma_{c,238}y_2f(r)A \quad y_3(bu=0) = 0 \quad (30-9)$$

$$\frac{dy_4}{dbu} = g_4(y_3, y_4) = -\sigma_{a,240}y_4A + \sigma_{c,239}y_3A \quad y_4(bu=0) = 0 \quad (31-9)$$

$$\frac{dy_5}{dbu} = g_5(y_4, y_5) = -\sigma_{a,241}y_5A + \sigma_{c,240}y_4A \quad y_5(bu=0) = 0 \quad (32-9)$$

$$\frac{dy_6}{dbu} = g_6(y_5, y_6) = -\sigma_{a,242}y_6A + \sigma_{c,241}y_5A \quad y_6(bu=0) = 0 \quad (33-9)$$

۹-۱-۷- محاسبه توزیع شار و توان

پیش‌تر بیان شد که پس از هر مرحله حل معادلات همبسته برای تمامی المان‌های شعاعی سوخت، بایستی توزیع شعاعی شار و توان محاسبه گردد. با در نظر گرفتن ثابت C_1 برای توزیع شعاعی شار و پارامترهای وابسته به آن، رابطه (۹-۲۶) به تساوی (۹-۳۴) تبدیل می‌شود. ثابت C_1 با استفاده از توان تولیدی کل سوخت در مقطع محوری مورد نظر قابل محاسبه است.

$$\phi(r) = C_1 I_0(\kappa r) \quad (34-9)$$

از آنجا که با فرسایش سوخت، تغییر جدی در سطح مقطع پراکندگی و چگالی اتمی سوخت نخواهیم داشت، لذا می‌توان با تقریب خوبی مقدار ضریب D را جهت محاسبه κ ثابت در نظر گرفت، اما سطح مقطع جذب بر اثر فرسایش سوخت تغییر محسوسی دارد، لذا در هر گام زمانی مقدار متوسط غلظت ایزوتوپ‌ها روی تمامی المان‌های شعاعی به صورت حجمی متوسط‌گیری می‌شود و در رابطه زیر و در محاسبه ضریب κ استفاده می‌شود.

$$\Sigma_a = \sum_k \sigma_{a,i} \bar{N}_i = \sigma_{a,235} \bar{N}_{235} + \sigma_{a,238} \bar{N}_{238} + \sigma_{a,239} \bar{N}_{239} + \sigma_{a,240} \bar{N}_{240} + \sigma_{a,241} \bar{N}_{241} + \sigma_{a,242} \bar{N}_{242} \quad (35-9)$$

مقدار چگالی توان در هر المان شعاعی وابسته به سطح مقطع شکافت ایزوتوپ‌های شکافت‌پذیر، غلظت ایزوتوپی آن‌ها، شار نوترون و مقدار انرژی حاصله از هر شکافت است که مورد اخیر را می‌توان در ضریب ثابت C_2 در نظر گرفت.

$$q'''(r) = C_2 \sum_j \sigma_{f,j} N_j(r) \phi(r) \quad (36-9)$$

که برای محاسبه توان تولیدی هر المان می‌توان توزیع شار را در معادله (۹-۱۲) جایگذاری نموده و در حجم هر المان ضرب نمود:

$$q(r) = C_1 C_2 \times \pi(r_{out}^2 - r_{in}^2) L \sum_j \sigma_{f,j} N_j(r) I_0(\kappa r) \quad (37-9)$$

که در رابطه فوق:

r_{out} : شعاع خارجی المان

r_{in} : شعاع داخلی المان

L : ارتفاع المان

لازم به ذکر است که محل گره مربوط به هر المان در مرکز حجم هر المان در نظر گرفته می‌شود که با \bar{r}_i نشان داده می‌شود که برای یک المان حلقوی به صورت زیر است.

$$\bar{r}_i = \frac{1}{\pi(r_{i(out)}^2 - r_{i(in)}^2)} \int_{r_{i(in)}}^{r_{i(out)}} r(2\pi r) dr \quad (38-9)$$

با توجه به رابطه (۹-۳۷) مقدار توان تولیدی کل سوخت Q در مقطع محوری مورد نظر که جزء داده‌های ورودی مسئله است برابر است با:

$$Q = \sum_{i=1}^{nr} q_i(r) = C_1 C_2 \times \pi L \sum_{i=1}^{nr} \left[(r_{i(out)}^2 - r_{i(in)}^2) \sum_j \sigma_{f,j} N_j(\bar{r}_i) I_0(k\bar{r}_i) \right] \quad (۹-۳۹)$$

که در رابطه فوق nr تعداد کل المان‌های شعاعی است. همچنین داریم:

$$\sum_j \sigma_{f,j} N_j(\bar{r}_i) = \sigma_{f,235} N_{235}(\bar{r}_i) + \sigma_{f,238} N_{238}(\bar{r}_i) + \sigma_{f,239} N_{239}(\bar{r}_i) + \sigma_{f,240} N_{240}(\bar{r}_i) + \sigma_{f,241} N_{241}(\bar{r}_i) + \sigma_{f,242} N_{242}(\bar{r}_i)$$

$$C_1 C_2 = \frac{Q}{\pi L \sum_{i=1}^{nr} \left[(r_{i(out)}^2 - r_{i(in)}^2) \sum_j \sigma_{f,j} N_j(\bar{r}_i) I_0(k\bar{r}_i) \right]} \quad (۹-۴۰)$$

با به دست آمدن مقدار $C_1 C_2$ مقدار توان هر المان به کمک رابطه (۹-۳۹) به دست می‌آید.

۹-۱-۸- روند محاسبات مصرف سوخت و توزیع شعاعی توان

در شکل ۳۱ روندنمای برنامه جهت محاسبه توزیع شعاعی توان در میله سوخت و تغییر آن برحسب فرسایش سوخت آمده است. مطابق روندنما، پس از دریافت داده‌های ورودی، با توجه به تعداد مش‌های تعیین شده در ورودی، مش‌بندی انجام می‌شود. در این برنامه چهار حلقه محاسباتی برای محاسبات توزیع شعاعی توان و مصرف سوخت وجود دارد که به تشریح هر یک پرداخته می‌شود. لازم به ذکر است برای محاسبه میزان مصرف اورانیوم و تولید پلوتونیوم در اولین گام زمانی بایستی توزیع شار و توزیع توان را در زمان صفر داشته باشیم، لذا در زمان شروع یعنی در موقع فرسایش صفر، محاسبات توزیع شعاعی توان برای تمامی حجم کنترل‌های شعاعی و محوری انجام می‌شود.

- حلقه زمان

بیرونی‌ترین حلقه محاسباتی در این برنامه حلقه زمان است که محاسبات با توجه به سیکل زمان کاری راکتور و تعداد گام زمانی انجام می‌شود و محاسبات تا رسیدن به انتهای سیکل کاری راکتور ادامه می‌یابد.

- حلقه حجم کنترل محوری

واضح است که توزیع محوری توان در میله سوخت یکنواخت نبوده و با توجه به توزیع محوری توان تعیین شده در ورودی کد و طول سیکل، فرسایش سوخت در جهت محوری نیز یکنواخت نیست و لازم است که در جهت

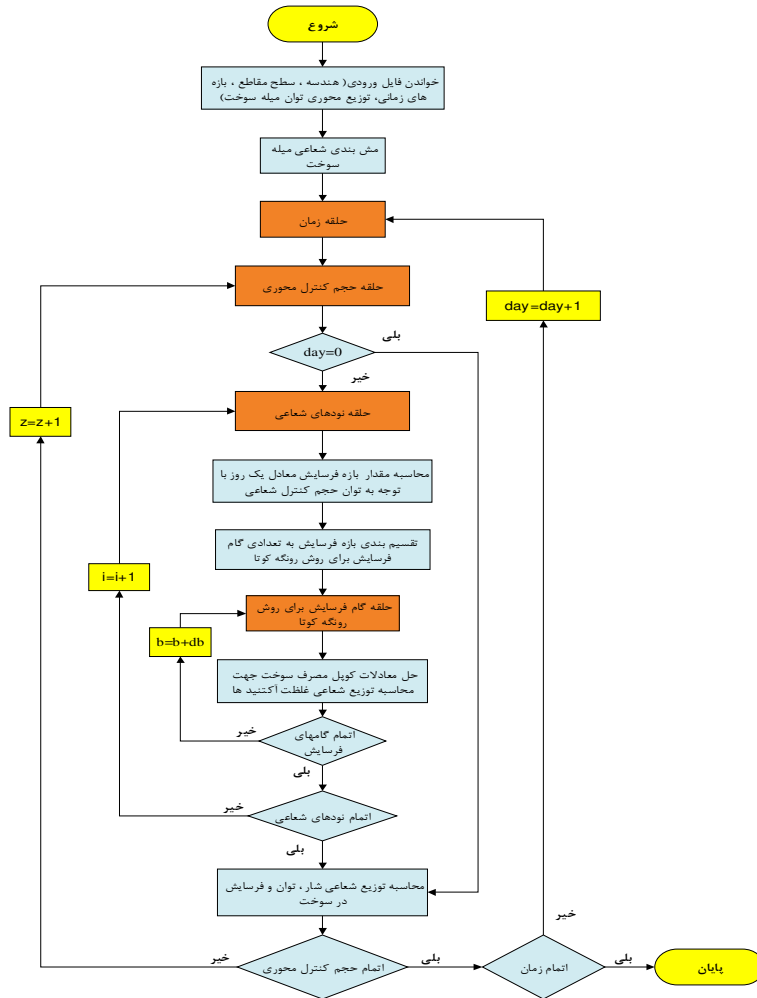
محوری نیز گسسته‌سازی در میله سوخت انجام شود. برای انجام این عمل، یک حلقه محاسباتی نیز برای حجم کنترل‌های محوری سوخت مورد نیاز است. در این حالت حجم کنترل‌های محوری به لحاظ معادلات مصرف سوخت و توزیع شعاعی شار و توان از یکدیگر مستقل می‌باشند.

- حلقه المان‌های شعاعی

این حلقه مربوط به حل معادلات همبسته برای هر المان شعاعی است و با توجه به تعداد المان‌ها، معادلات همبسته در مختصات مرکز هر المان و مستقل از سایر المان‌ها به صورت عددی حل می‌شوند. نحوه ارتباط بین محاسبات المان‌ها، در محاسبه توزیع شعاعی شار و توان است. لازم به ذکر است که فرض می‌شود در هر بازه زمانی از حلقه اول، توزیع شعاعی شار و توان ثابت است و این بدان معنی است که مقدار توان و شار در هر المان شعاعی در هر گام زمانی روزانه از حلقه اول ثابت می‌باشد. پس از حل عددی معادلات مصرف سوخت و محاسبه توزیع غلظت ایزوتوپی عناصر شکافت‌پذیر، توزیع شار و توان جدید محاسبه و برای گام زمانی بعدی مورد استفاده قرار می‌گیرد.

- حلقه گام‌های ریز فرسایش سوخت

جهت حل عددی معادلات دیفرانسیل خطی برای بازه مشخص لازم است که طول بازه کلی به تعداد گام‌های بیشتری گسسته شود تا معادلات به درستی حل شوند. از آنجا که معادلات برحسب دیفرانسیل فرسایش سوخت است، ابتدا مقدار بازه کلی فرسایش با توجه به توان و بازه زمانی محاسبه و سپس به تعداد گام فرسایش شکسته می‌شود. این عمل برای هر المان شعاعی بایستی به صورت مستقل صورت گیرد چون هر چند هر المان دارای گام زمانی یکسانی است ولی دارای مقدار توان متفاوتی نسبت به سایر المان‌های شعاعی است.



شکل ۳۱: روندنمای برنامه برای حل معادلات همبسته مصرف سوخت و محاسبه توزیع شعاعی توان

۹-۲- مدل تولید و رهایش محصولات شکافت گازی

در هنگام تولید میله سوخت، فضای آزاد داخل میله را با گاز هلیوم پر می‌کنند. مقدار فشار گاز داخل میله حدود 2 MPa است که به محض تولید حرارت در قرص سوخت و افزایش دمای گاز مقدار فشار به حدود 3 MPa می‌رسد. همچنین تولید و رهایش محصولات شکافت گازی در طی کار راکتور منجر به تغییر ترکیب و فشار گاز داخل میله می‌شود. در میله سوخت طیف گسترده‌ای از محصولات شکافت به وجود می‌آید که کریپتون و زنون بیشترین سهم گازهای تولیدی را به خود اختصاص می‌دهند. محصولات شکافت گازی تولید شده در ساختار سوخت فوراً به فضای آزاد راه نمی‌یابند. به عبارت دیگر نرخ تولید با نرخ رهایش یکسان نیست. تولید محصولات شکافت گازی منجر به تجمع و حرکت گازها به مرز دانه‌ها شده و پس از آن به فضای آزاد داخل میله سوخت راه می‌یابند. مدل‌های ریاضی برای شبیه‌سازی این پدیده با تئوری پخش گاز توسعه داده شده است که می‌توان به

مدل‌های FORSBERG & MASSIH ، ANS-5.4 و FRAPFGR اشاره نمود [۷]. پیاده‌سازی این مدل‌ها کمی پیچیده است لذا توسعه مدل‌های تجربی نیز با توجه به سرعت بالا و دقت قابل قبول در برخی کدها استفاده شده است که از این جمله می‌توان به مدل‌های Vitanza، Beyer و Wordsworth اشاره نمود.

فرآیند شکافت در سوخت هسته‌ای علاوه بر تولید حرارت منجر به تولید طیف گسترده‌ای از محصولات شکافت می‌گردد. برخی از این محصولات شکافت به صورت گاز بوده و برخی نیز پس از واپاشی به ایزوتوپ‌های گازی شکل منجر می‌شوند. اگرچه این گازها در ساختار سوخت محبوس شده و از رها شدن آنها تا حد زیادی جلوگیری می‌شود اما به مرور گاز از ساختار سوخت آزاد شده و به فضای آزاد داخل میله سوخت راه می‌یابد و منجر به تغییر ترکیب گاز داخل غلاف و تغییر فشار گاز می‌گردد. در اکثر کدهای محاسباتی حرارتی-مکانیکی سوخت تنها محصولات شکافت گازی کریپتون، زنون و هلیوم در نظر گرفته می‌شود [۷]. در برخی نیز از تولید و رهاسازی هلیوم صرف نظر شده و یا نرخ افزایش آن توسط کاربر در ورودی تعیین می‌شود [۳۰]. در کد PARS مدل‌های تجربی Vitanza و Beyer و مدل عددی اصلاح شده Forsberg & Massih پیاده‌سازی شده است.

در کد FRAPCON3.5، کل گاز اضافه شده به گاز هلیوم اولیه، با فرض آزاد شدن تنها سه گاز حاصل از شکافت زنون، کریپتون و هلیوم می‌باشد. همچنین در فرآیند تولید قرص سوخت مقداری گاز نیتروژن داخل ساختار سوخت محبوس می‌شود که پس از استفاده میله سوخت در راکتور از ساختار سوخت رها شده و وارد فضای آزاد داخل میله می‌گردد که در کد FRAPCON3.5 مدل Booth برای نرخ رها شدن نیتروژن بر مبنای حل معادله دیفرانسیل پخش گاز به کار گرفته شده است. لازم به ذکر است در این کد برای تولید و رها شدن گاز هلیوم نیز از مدلی مشابه گاز نیتروژن استفاده می‌شود. در این کد سه مدل برای تولید و رهایش محصولات شکافت گازی در دسترس کاربر قرار دارد که عبارتند از مدل ANS-5.4، مدل اصلاح شده Forsberg & Massih و مدل FRAPFGR که از بین این سه مدل، نتایج مدل سوم مختص استفاده به عنوان ورودی کد تحلیل رفتار شرایط گذرای میله سوخت می‌باشد [۷].

۹-۲-۱-۱- حجم‌بندی قرص سوخت برای محاسبات تولید و رهایش محصولات شکافت گازی

یکی از مهم‌ترین پارامترهای تأثیرگذار در نرخ رهاسازی محصولات شکافت گازی دمای سوخت می‌باشد، لذا انتخاب حجم‌بندی یکسان با محاسبات حرارتی سوخت به دلیل نیاز به دما در هر حجم کنترل شعاعی و محوری می‌تواند انتخاب مناسبی باشد.

۹-۲-۱-۲- تولید محصولات شکافت گازی

چه در مدل‌های تجربی و چه در مدل‌های عددی تولید و رهایش پاره‌های شکافت گازی نیاز به مشخص بودن میزان تولید این گازها می‌باشد در مرجع [۳۰] برای نرخ تولید پاره‌های شکافت گازی در هر حجم کنترل حلقوی با توجه به رابطه انرژی حاصل از هر شکافت و توان تولیدی رابطه زیر را پیشنهاد نموده است و در تمامی مدل‌های به‌کاررفته در کد PARS که در ادامه شرح داده خواهد شد، از همین رابطه برای محاسبه میزان گازهای تولیدی استفاده شده است.

$$\beta_{ij} = \frac{Y \cdot q'_{ij}}{E_f \cdot N_A} \quad (۹-۴۱)$$

که در رابطه فوق:

i : شماره هر حجم کنترل حلقوی

j : شماره هر بخش محوری

β : نرخ تولید محصولات شکافت گازی بر واحد طول $(\frac{mol}{cm \cdot s})$

q' : نرخ تولید حرارت بر واحد طول $(\frac{W}{cm})$

Y : بهره تولید زنون و کریپتون برابر ۰/۳

E_f : انرژی هر شکافت برابر ۲۰۰ MeV

N_A : عدد آوگادرو

برای استفاده از رابطه فوق برای میزان گازهای حاصل از شکافت فرضیات زیر در نظر گرفته شده است.

- ۸۷٪ گاز آزاد شده زنون بوده و مابقی کریپتون می‌باشد.
- گاز رها شده ناگهان و به طور کامل با گاز هلیوم اولیه مخلوط می‌شود.
- ترکیب گاز در کل میله یکنواخت است.

با توجه به فرضیات فوق مقدار کسر مولی گازهای هلیوم، کریپتون و زنون به کمک روابط زیر محاسبه می‌شود. گاز هلیوم، همان مقدار اولیه، هنگام تولید در کارخانه است.

$$x_{He} = \frac{n_0 \cdot x_{0,He}}{n_t}$$

$$x_{Kr} = \frac{n_0 \cdot x_{0,Kr} + 0.13n_r}{n_t} \quad (۴۲-۹)$$

$$x_{Xe} = \frac{n_0 \cdot x_{0,Xe} + 0.87n_r}{n_t}$$

که در روابط فوق:

n_0 : تعداد مول گازهای اولیه موجود در میله سوخت

n_t : تعداد کل مول گازهای موجود در میله سوخت

n_r : تعداد مجموع مول گازهای کریپتون و زنون ره‌اشده

$x_{0,He}$: کسر مول گاز هلیوم اولیه موجود در میله سوخت

$x_{0,Kr}$: کسر مول گاز کریپتون اولیه موجود در میله سوخت

$x_{0,Xe}$: کسر مول گاز زنون اولیه موجود در میله سوخت

۹-۳- مدل FORSBURG & Massih

یکی از پدیده‌های مهم و اثر گذار در عملکرد میله سوخت هسته‌ای تولید و ره‌ایش محصولات شکافت گازی است. این موضوع در شرایط حرارتی و فرسایش بالا و شرایط گذار و حادثه از اهمیت ویژه‌ای برخوردار است. در کد PARS میزان ره‌ایش گازهای حاصل از شکافت با استفاده مدل اصلاح شده Forsberg and Massih تعیین می‌شود. در این راستا ابتدا مدل اصلی ارائه شده توسط Forsberg and Massih به صورت خلاصه بیان می‌شود و در ادامه مدل اصلاح شده Forsberg and Massih که در کد تجاری FRAPCON از آن استفاده شده، معرفی می‌شود همچنین روابط مربوط به میزان ره‌ایش گاز مطابق مدل اصلاح شده ارائه و نحوه پیاده سازی مدل به صورت خلاصه بیان می‌گردد. جهت اعتبارسنجی برنامه توسعه داده شده برای دو مسئله نمونه میزان

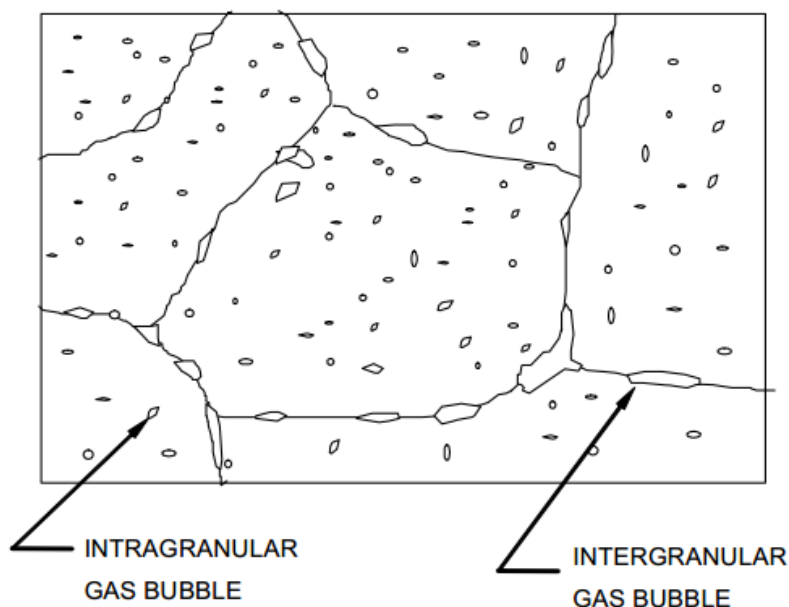
رهایش گاز محاسبه و با نتایج کد FRAPCON مقایسه شده است. مشاهده شد که تطابق مناسبی بین نتایج به دست آمده با نتایج خروجی کد FRAPCON وجود دارد.

در اثر فرآیند شکافت، گازهای کریپتون و زنون در سوخت تولید می‌شوند. بخشی از گاز تولید شده، در داخل سوخت به به صورت حباب‌های گازی به دام افتاده که باعث ایجاد تورم گازی در سوخت می‌شود و بخشی از گاز تولیدی در سوخت نیز رها می‌شود. رهایش گازهای تولید شده در اثر شکافت، بر روی ترکیب و فشار گاز اولیه موجود در داخل میله اثر می‌گذارد. تغییر فشار گاز داخل میله می‌تواند بر روی محاسبات حرارتی و مکانیکی موثر باشد. از این رو برای بررسی دقیق رفتار میله سوخت تعیین میزان رهایش گاز ضروری می‌باشد. به منظور بررسی میزان رهایش گاز، رفتار گازهای شکافت بایستی مورد بررسی قرار گیرد.

در ابتدا اتم‌های گاز تولید شده در اثر شکافت در درون سوخت پراکنده می‌شوند. زمانی که اتم‌های کریپتون و زنون در داخل سوخت نفوذ می‌کنند ممکن است که در اثر رویارویی تصادفی با همدیگر، با هم جمع شده و گروهی از اتم‌ها تشکیل شود. در ادامه این گروه‌های اتمی که در نقاط مختلف ایجاد شده‌اند رشد کرده و باعث ایجاد تخلخل‌های بسته به صورت حباب‌های درون دانه‌ای^{۴۰} مطابق شکل ۳۲، در سوخت می‌شوند. این حباب‌های درون دانه‌ای به صورت دام‌هایی عمل می‌کنند که کریپتون و زنون اضافه شده را به دام می‌اندازند. علاوه بر آن تخلخل‌های اولیه موجود در سوخت که در حین فرآیند ساخت ایجاد شده‌اند نیز باعث به دام افتادن اتم‌های گاز تولیدی می‌شوند. این حباب‌ها می‌توانند بسته به میزان دما، تنش و فرسایش سوخت در داخل سوخت حرکت کرده و به مرز دانه‌ها برسند و باعث ایجاد حباب‌های بین دانه‌ای^{۴۱} در جسم شوند.

40 Intra granular bubbles

41 Grain face bubble

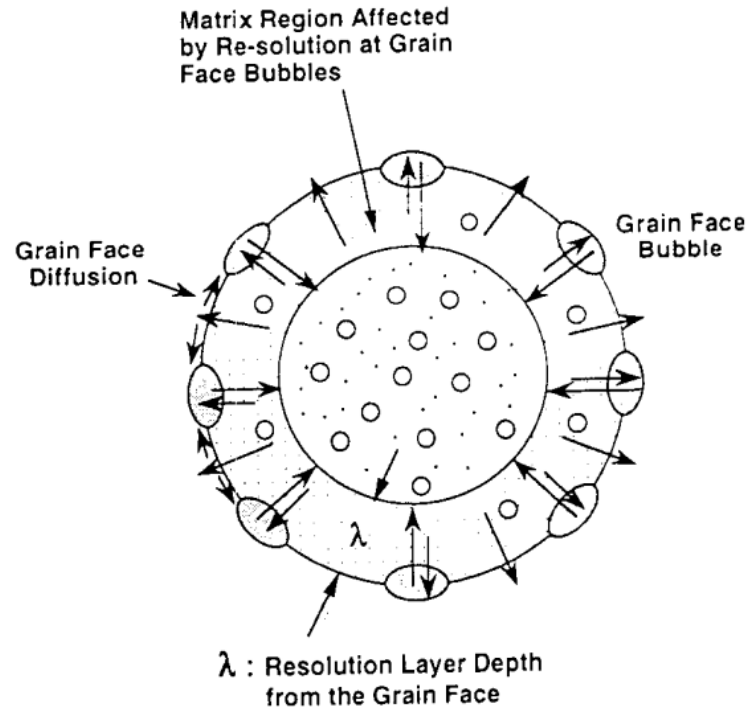


شکل ۳۲: حباب‌های گاز درون دانه‌ای و بین دانه‌ای در سوخت [۳۱]

برای انجام محاسبات نفوذ گاز اغلب یک دانه کرووی ایده‌آل در نظر گرفته می‌شود که مدل کره معادل نامیده می‌شود. در شکل ۳۳ یک دانه کرووی ایده‌آل که برای محاسبات رهایش گاز استفاده می‌شود نشان داده شده است. پدیده دیگری که به صورت همزمان وجود دارد و در محاسبات رهایش گاز لحاظ می‌شود این است که امکان حل شدن مجدد^{۴۲} اتم‌های گاز موجود در درون حباب‌های گاز درون و بین دانه‌ای، در زمینه جامد وجود دارد. که این پدیده خود باعث تغییر مجدد غلظت گاز در درون سوخت خواهد شد. برای در نظر گرفتن اثر پدیده حل شدن مجدد از طریق حباب‌های گاز درون دانه‌ای در محاسبات تعیین غلظت گاز، یک ضریب اصلاح در ضریب پخش ضرب می‌شود. ضریب اصلاح دیگری نیز برای در نظر گرفتن پدیده به دام افتادن اتم‌های گاز در درون حباب‌های گاز بین دانه‌ای در نظر گرفته می‌شود. در مورد حباب‌های گاز بین دانه‌ای حل شدن مجدد گاز باعث تغییر غلظت گاز در یک لایه به ضخامت δ ، از سطح بیرونی دانه کرووی معادل می‌شود. این پدیده به صورت شرایط مرزی در نظر گرفته شده برای مرز دانه در محاسبات لحاظ می‌شود. رهایش گاز زمانی رخ می‌دهد که بخش قابل توجهی از سطوح و لبه‌های یک دانه توسط حباب‌های گاز پوشیده شود در این حالت یک شبکه اتصال تونلی^{۴۳} شکل می‌گیرد که اجازه فرار گاز را به فضای آزاد درون میله سوخت را می‌دهد [۳۱]. در واقع می‌توان گفت رهایش گاز زمانی رخ می‌دهد که غلظت گاز در مرز دانه به یک حد معین، که به آن غلظت اشباع گفته می‌شود، برسد.

⁴² Re-resolution

⁴³ Interlinked tunnel



شکل ۳۳: یک دانه کروی ایده آل در سوخت همراه با لایه حل مجدد [۳۲]

فضای آزاد درون میله سوخت همان محل انباشت گاز می‌باشد که شامل شکاف بین سوخت و غلاف، محفظه بالای میله سوخت، حفره مرکزی و سایر فضاهای موجود در داخل میله می‌باشد. تخلخل‌های باز^{۴۴} سوخت که شامل ترک‌ها، حفره‌های گاز به هم پیوسته و یا منافذ موجود در سوخت می‌باشند، محل تجمع گازهای حاصل از شکافت می‌باشد. به دلیل نیروهای ناشی از کشش سطحی در گازهای حاصل از شکافت و فشار گاز موجود در داخل میله، رهایش گاز معمولاً به صورت دو مرحله‌ای می‌باشد. در مرحله اول گاز در مرز دانه‌ها انباشته می‌شود هرگاه میزان انباشتگی به حد معینی رسید رهایش گاز به صورت ناگهانی رخ می‌دهد. همچنین احتمال رفتن گاز از فضای آزاد به جسم جامد غیر ممکن می‌باشد [۳۴]. فشار گاز درون تخلخل‌های باز برابر با فشار گاز درون میله می‌باشد. در دماهای پایین (پایین تر از 1300K) قابلیت حرکت^{۴۵} اتم‌های گاز بسیار پایین‌تر از حدی می‌باشد که اجازه جابجایی جابجایی محسوسی را به اتم‌های گاز بدهند به همین دلیل در این حالت امکان رهایش گاز از طریق نفوذ گاز از داخل سوخت به سطوح فرار امکان پذیر نمی‌باشد [۳۴]. در این حالت رهایش گاز شکافت از طریق مکانیسم‌های knockout یا recoil رخ می‌دهد. اگر اتم‌های گاز تولید شده در نزدیکی سطح سوخت به صورت مستقیم به بیرون

⁴⁴ Open porosity

⁴⁵ Mobility

۹-۳-۱- رهائش گاز شکافت بر اساس مدل اصلاح شده Forsberg and Massih

مدل اصلی Forsberg and Massih بر پایه حل معادله انتشار گاز (۹-۴۳) برای یک دانه کروی با شرایط مرزی متغیر با زمان می باشد [۱۸].

$$\frac{\partial C(r, t)}{\partial t} = D(t)\Delta_r C(r, t) + \beta(t) \quad (۹-۴۳)$$

که در اینجا

$$C(r, t): \text{غلظت اتم‌های گاز در دانه کروی } \left(\frac{\text{atom}}{m^3}\right)$$

$$\beta(t): \text{نرخ تولید گاز بر واحد حجم } \left(\frac{\text{atom}}{m^3 \cdot s}\right)$$

$$D(t): \text{ضریب پخش گاز } \left(\frac{m^2}{s}\right)$$

$$\Delta_r = \frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \frac{\partial}{\partial r}$$

همچنین شرایط مرزی و شرایط اولیه برای حل معادله پخش گاز به صورت زیر می باشد.

$$C(r, 0) = 0, \quad C(a, t) = \frac{b(t)\lambda N(t)}{2D(t)}, \quad \frac{\partial C}{\partial r} = 0 \text{ at } r = 0 \quad (۹-۴۴)$$

که در اینجا:

$$N: \text{تعداد ذرات گاز بر واحد سطح بر روی مرز دانه } \left(\frac{\text{atom}}{m^2}\right)$$

$$\lambda: \text{ضخامت لایه حل شدن مجدد از مرز دانه } (m)$$

$$b: \text{نرخ حل شدن مجدد گاز از طریق حباب‌های بین دانه‌ای } \left(\frac{1}{s}\right)$$

$$a: \text{شعاع دانه کروی معادل } (m)$$

معادله پخش (۹-۴۳) در فرم ساده تر و به صورت زیر قابل بازنویسی می باشد.

$$\frac{\partial C(r, \tau)}{\partial \tau} = \Delta_r C(r, \tau) + \beta_e(\tau) \quad (45-9)$$

شرایط مرزی نیز به صورت زیر تغییر می کند.

$$C(r, 0) = 0, \quad C(a, \tau) = \frac{h_1(\tau)N(\tau)}{2}, \quad \frac{\partial C}{\partial r} = 0 \text{ at } r = 0 \quad (46-9)$$

که در اینجا:

$$h_1 = \frac{b(\tau)\lambda}{D(\tau)}$$

$$\beta_e = \frac{\beta(\tau)}{D(\tau)}$$

$$\tau = \int_0^t D(t_0) dt_0$$

نشان داده شده است که در صورتی که شرایط مرزی روی مرز دانه به صورت همگن باشد $C(a, \tau) = 0$ معادله پخش (45-9) به صورت یک معادله انتگرالی به فرم زیر قابل بیان می باشد [32].

$$\int_0^a 4\pi r^2 C(r, \tau) dr = \int_0^\tau K(\tau - \tau_0) \beta_e(\tau_0) d\tau_0 \quad (47-9)$$

که در اینجا $K(\tau - \tau_0)$ کرنل معادله انتگرال بوده که به صورت رابطه (48-9) می باشد. در این رابطه ترم سمت چپ بیانگر انتگرال غلظت روی حجم کره می باشد که مقدار کل گاز را در هر زمان τ نشان می دهد.

$$K(\tau) = \frac{8a^3}{\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{e^{-n^2\pi^2/\tau}}{n^2} \quad (48-9)$$

حال فرض می شود که یک مقدار معین گاز $N(\tau)$ ، در مرز دانه انباشته شده، و به صورت همزمان $N(\tau) < N_s$ باشد. که N_s بیانگر تعداد اتم های گاز مورد نیاز برای ایجاد حالت اشباع در مرز دانه می باشد. به بیان دیگر بیشینه مقدار گاز در مرز دانه برابر با مقدار گاز اشباع می باشد $N_{max}(\tau) = N_s$. در این حالت بر پایه بقای گاز، مقدار گاز موجود در مرز دانه با استفاده از رابطه زیر قابل تعیین می باشد.

$$4\pi a^2 N(\tau) = 2 \left(\frac{4\pi a^3}{3} \int_0^\tau \beta_e(\tau_0) d\tau_0 - 4\pi \int r^2 C(r, \tau) dr \right) \quad (49-9)$$

در اینجا ضریب ۲ در سمت راست معادله برای به حساب آوردن میزان رهایش گاز در مرز برای دو دانه مجاور می باشد.

حال برای همگن کردن شرایط مرزی مسئله، تغییر متغیر زیر تعریف می‌شود:

$$C_0(r, \tau) = C(r, \tau) - C(a, \tau) \quad (50-9)$$

$$C_0(a, \tau) = 0 \quad (51-9)$$

با در نظر گرفتن این تغییر متغیر معادله پخش گاز (۴۵-۹) به صورت زیر تبدیل می‌شود.

$$\frac{\partial C_0(r, \tau)}{\partial \tau} = \Delta_r C_0(r, \tau) + \left(\beta_e(\tau) - \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial \tau} (h_1(\tau)N(\tau)) \right) \quad (52-9)$$

در این حالت به دلیل همگن شدن شرط مرزی امکان استفاده از تبدیل انتگرال معرفی شده در رابطه (۴۷-۹) فراهم می‌شود. این معادله برای معادله پخش (۵۲-۹) به صورت زیر تبدیل می‌شود.

$$\int_0^a 4\pi r^2 C_0(r, \tau) dr = \int_0^\tau K(\tau - \tau_0) \left(\beta_e(\tau_0) - \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial \tau_0} (h_1(\tau_0)N(\tau_0)) \right) d\tau_0 \quad (53-9)$$

حال با ترکیب معادلات (۴۹-۹)، (۵۰-۹) و (۵۳-۹) مقدار چگالی (بر واحد سطح) گاز در مرز دانه به صورت زیر قابل تعیین می‌باشد.

$$N(\tau) = 2 \int_0^\tau K_2(\tau - \tau_0) \left(\beta_e(\tau_0) - \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial \tau_0} (h_1(\tau_0)N(\tau_0)) \right) d\tau_0 \quad (54-9)$$

که در اینجا

$$K_2(\tau - \tau_0) = \frac{1}{4\pi a^2} \left(\frac{4\pi a^3}{3} - K(\tau) \right) \quad (55-9)$$

با حل معادله (۵۴-۹) میزان چگالی (بر واحد سطح) گاز در مرز دانه تعیین می‌شود و با استفاده از رابطه (۵۶-۹) میزان چگالی حجمی گاز قابل تعیین خواهد بود.

$$G_B = \frac{3}{2a} N \quad (56-9)$$

حل تحلیلی معادله (۵۴-۹) با فرض این‌که $\beta_e = \beta(t)/D(t)$ و $h_1 = \lambda b(t)/D(t)$ به صورت مستقل از زمان باشند توسط Forsberg and Massih ارائه شده است [۳۶]. Forsberg and Massih یک روش عددی را برای حل معادله (۵۴-۹) با فرض مستقل از زمان بودن نسبت $b(\tau)/\beta(\tau)$ ارائه نمودند. بر اساس این روش با

ثابت در نظر گرفتن نسبت $b(\tau)/\beta(\tau)$ و استفاده از رابطه (۵۶-۹) میزان گاز انباشته شده در مرز دانه با استفاده از رابطه (۵۴-۹) به صورت زیر قابل بیان می‌باشد.

$$G_B(\tau) = \int_0^{\tau} K_3(\tau - \tau_0)q(\tau_0)d\tau_0 \quad (۵۷-۹)$$

که در اینجا

$$K_3(\tau) = \frac{3}{a}K_2(\tau) \quad (۵۸-۹)$$

$$q(\tau) = \beta_e(\tau) - \frac{ab\lambda}{3\beta} \frac{\partial}{\partial \tau} [\beta_e(\tau)G_B(\tau)] \quad (۵۹-۹)$$

به صورت مشابه تعداد اتم‌های گاز بر واحد حجم در داخل یک دانه با استفاده از رابطه (۵۳-۹) به صورت زیر قابل بیان می‌باشد.

$$G_0(\tau) = \int_0^{\tau} [1 - K_3(\tau - \tau_0)]q(\tau_0)d\tau_0 \quad (۶۰-۹)$$

با اضافه کردن معادله (۶۰-۹) به (۵۷-۹) خواهیم داشت:

$$G_0(\tau) + [1 + h_4\beta_e(\tau)]G_B(\tau) = \int_0^{\tau} \beta_e(\tau_0)d\tau_0 \quad (۶۱-۹)$$

در اینجا:

$$h_4 = \frac{ab\lambda}{3\beta} \quad (۶۲-۹)$$

ترم سمت راست در معادله (۶۱-۹) بیانگر تعداد اتم‌های گاز تولید شده در اثر شکافت می‌باشد. ترم سمت راست نیز نشان می‌دهد که بخشی از گاز تولیدی در درون دانه باقی مانده و مابقی در مرز دانه انباشته خواهد شد.

به منظور ساده‌سازی روابط یک عبارت تقریبی برای $1 + K_3(\tau)$ توسط Forsberg and Massih به صورت زیر ارائه شده است.

$$1 + K_3(\tau) \approx \sum_{n=1}^3 A_n \exp\left(-\frac{B_n}{a^2} \tau\right) \quad (۶۳-۹)$$

ضرایب A_n و B_n در ادامه آورده شده است.

در دفترچه FRAPCON3-1 [۱۸]، با استفاده از حل عددی ارائه شده توسط Forsberg and Massih و انجام یک سری اصلاحات رابطه تعیین میزان تغییر غلظت گاز بر روی مرز دانه ΔG_B ، و غلظت گاز درون دانه ΔG_O بدون در نظر گرفتن اثر حل شدن مجدد با استفاده از روابط (۹-۵۷) و (۹-۶۰) به صورت زیر ارائه شده است.

$$\Delta G_B = - \sum_{n=1}^3 f_n G_n(\tau_1) + \int_{\tau_1}^{\tau_2} \text{func}(\tau_2 - \tau_0) \cdot q(\tau_0) d\tau_0 \quad (۹-۶۴)$$

$$\Delta G_O = \sum_{n=1}^3 \left[f_n G_n(\tau_1) + A_n \int_{\tau_1}^{\tau_2} \exp\left(-\frac{B_n}{a^2}(\tau_2 - \tau_0)\right) \cdot q(\tau_0) d\tau_0 \right] \quad (۹-۶۵)$$

که در اینجا:

$$G_n(\tau) = A_n \int_{\tau_1}^{\tau_2} \exp\left(-\frac{B_n}{a^2}(\tau_2 - \tau_0)\right) \cdot q(\tau_0) d\tau_0 \quad (۹-۶۶)$$

$$f_n = \exp\left(-\frac{B_n}{a^2}(\tau_2 - \tau_0)\right) - 1 \quad (۹-۶۷)$$

همچنین بیان شده که مقدار q با استفاده از رابطه زیر قابل تعیین می‌باشد. که این رابطه با استفاده از رابطه (۹-۶۱) که توسط Forsberg and Massih ارائه شده بود استخراج شده است.

$$a^2 q \left[- \sum_{n=1}^3 \left(\frac{f_n A_n}{B_n} \right) + \text{func}(\Delta\tau) \right] = \beta \Delta t \quad (۹-۶۸)$$

در اینجا:

$$\text{func}(\tau_2 - \tau_0) = \frac{6}{\sqrt{\pi}} \left[\frac{(\tau_2 - \tau_0)}{a^2} \right]^{\frac{1}{2}} - 3 \left[\frac{(\tau_2 - \tau_0)}{a^2} \right] \quad \text{if } \tau < 0.1$$

$$\text{func}(\tau_2 - \tau_0) = 1 - \left(\frac{6}{\pi^2} \right) \exp \left[-\pi^2 \frac{(\tau_2 - \tau_0)}{a^2} \right] \quad \text{if } \tau > 0.1$$

$$\text{func}(\Delta\tau) = \int_{\tau_1}^{\tau_2} \text{func}(\tau_2 - \tau_0) d\tau_0$$

در اینجا $\text{func}(\tau_2 - \tau_0)$ یک تقریب برای $K_3(\tau_2 - \tau_0)$ می‌باشد که در مرجع [۱۸] در مورد نحوه تعیین آن توضیح داده شده است. توجه شود که در رابطه (۹-۶۸) نرخ تولید گاز، β ، به صورت مستقل از زمان در نظر گرفته می‌شود. همزمان استفاده از $\text{func}(\Delta\tau)$ به جای $\text{func}(\tau_2 - \tau_0)$ سبب می‌شود که یک مقدار ثابت برای q تعیین

شود. بنابراین $q(\tau_0)$ استفاده شده در روابط (۶۴-۹) تا (۶۶-۹) یک مقدار ثابت داشته و وابستگی زمانی ندارد. ثابت فرض کردن q و β در طول یک گام زمانی باعث می‌شود که اندازه گام زمانی در تعیین میزان رهایش گاز مهم بوده و با انتخاب گام‌های زمانی کوچک یا بزرگ میزان رهایش گاز به دست آمده تغییر کند.

مقدار ضرایب A_n و B_n توسط Forsberg and Massih ارائه شده و به صورت زیر می‌باشد.

$$A_1 = 0.63003 \quad B_1 = 9.9904$$

$$A_2 = 0.20651 \quad B_2 = 64.488$$

$$A_3 = 0.14776 \quad B_3 = 511.61$$

این مقادیر بر اساس تقریب زیر به دست آمده‌اند.

$$2 - \frac{6}{\pi^2} \cdot \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\exp\left(\frac{-n^2 \pi^2 \tau}{a^2}\right)}{n^2} \approx \sum_{n=1}^3 A_n \cdot \exp\left(-\frac{B_n}{a^2} \cdot \tau\right) \quad (۶۹-۹)$$

یکی از اصلاحاتی که در راهنمای کد FRAPCON3-1 برای مدل اصلی Forsberg and Massih در نظر گرفته شده این است که اثر حل شدن مجدد گاز برای تعیین ΔG_B در نظر گرفته نشده است. و بیان شده که پس از تعیین ΔG_B ، مقدار گاز حل شدن مجدد در مرز دانه با استفاده از رابطه (۷۰-۹) قابل تعیین می‌باشد. همچنین مقدار گاز انباشت شده در مرز دانه با استفاده از رابطه (۷۱-۹) اصلاح می‌شود.

$$\Delta \text{ Resolved Gas} = \frac{F}{(1+F)} (\Delta G_B) \quad (۷۰-۹)$$

$$\Delta G_B = \frac{\Delta G_B}{(1+F)} \quad (۷۱-۹)$$

که در اینجا:

$$F = FITMULT \cdot \left[\frac{1.84 \times 10^{-14} \times GRN}{3 \times D} \right]$$

GRN : شعاع دانه (m)

D : ثابت پخش $\left(\frac{m^2}{s}\right)$

$FITMULT$: ضریب تطابق (در مدل اصلی Forsberg and Massih تنها عبارت داخل براکت ارائه شده)

مقدار ضریب $FITMULT$ در راهنمای کد FRAPCON3-1 برابر ۲۵۰ بیان شده است اما در نسخه‌های بعدی کد مقدار این ضریب برابر با ۳۰۰ بیان شده است.

- ثابت پخش گاز

مقدار ثابت پخش در مدل اصلی Forsberg and Massih برای سه گستره دمایی به صورت زیر بیان شده است.

$$D = 1.09 \times 10^{-17} \exp(-6614/T), \quad T > 1650K \quad a(71-9)$$

$$D = 2.14 \times 10^{-13} \exp(-22884/T), \quad 1381 < T < 1650K \quad b(71-9)$$

$$D = 1.51 \times 10^{-17} \exp(-9508/T), \quad T < 1381K \quad c(71-9)$$

در کد FRAPCON3-1 رابطه $a(71-9)$ استفاده نمی‌شود و در حالت پیش فرض برای دماهای بالاتر از ۱۳۸۱ مقدار ضریب پخش از هر دو رابطه $b(71-9)$ و $c(71-9)$ محاسبه شده و مقدار بزرگتر در محاسبات استفاده می‌شود. همچنین بیان شده که بایستی عدد داخل پرانتز در رابطه $b(71-9)$ در ضریب $1/15$ ضرب شود [۱۸].

همچنین یک ضریب اصلاح برای در نظر گرفتن اثرات فرسایش سوخت در ضریب پخش رابطه $b(71-9)$ ضرب می‌شود که برابر با $100^{(BURNUP-21)/35}$ می‌باشد. در اینجا فرسایش برحسب $\frac{MWd}{kgU}$ می‌باشد.

اصلاح دیگر یک ضریب ۱۴ می‌باشد که بیان شده بایستی در هر دو ضریب پخش $b(71-9)$ و $c(71-9)$ ضرب شود. البته این ضریب در نسخه‌های بعدی کد برابر با ۱۲ بیان شده است.

همچنین در راهنمای کد FRAPCON3-1 در ادامه توضیحات در مورد ضرایب اصلاح بیان شده که مقادیر بهینه برای این ضرایب به صورت خلاصه بایستی به صورت زیر در نظر گرفته شود.

$$\text{ترم انرژی} (Q/R) = 1.15 \times 22884 = 29060$$

$$\text{پارامتر حل شدن مجدد} = 250 \times 1.84 \times 10^{-14} = 1.47 \times 10^{-12}$$

در کد PARS از ضرایب ۲۹۰۶۰ برای ترم انرژی ثابت پخش، و 1.47×10^{-12} برای پارامتر حل شدن مجدد و همچنین ضریب ۱۲ در ثابت پخش که در راهنمای نسخه‌های بعدی کد FRAPCON معرفی شده، به دلیل این که در این حالت تطابق بیشتری بین نتایج با نتایج خروجی کد FRAPCON وجود داشت، استفاده شده است. همچنین اندازه شعاع دانه ثابت و برابر با $a = 5 \times 10^{-6} (m)$ در نظر گرفته شده است.

- محاسبه میزان رهایش گاز

گاز در مرز دانه انباشته می‌شود تا میزان غلظت آن به غلظت اشباع برسد. در مدل اصلی Forsberg and Massih پس از آن که میزان گاز موجود در مرز دانه به میزان اشباع برسد این گاز رها می‌شود. چگالی (سطحی) اشباع مرز دانه با استفاده از رابطه زیر قابل محاسبه می‌باشد.

$$N_s = \left[\frac{4rF(\theta)V_c}{3K_B T \sin^2(\theta)} \right] \left(\frac{2\gamma}{r} + P_{ext} \right) \quad (9-72)$$

که در اینجا:

$F(\theta)$: تابعی برای لحاظ کردن اثر غیر کروی بودن حباب‌های موجود در مرز دانه‌ها

$$F(\theta) = 1 - 1.5 \cos(\theta) + 0.5 \cos^3(\theta) \quad , \quad \theta = 50^\circ$$

$$K_B: \text{ثابت بولتزمن} = \left(\frac{J}{K} \right) 1.38 \times 10^{-23}$$

$$\gamma: \text{کشش سطحی} = \left(\frac{J}{m^2} \right) 0.6$$

V_c : کسر بحرانی از سطح مرز دانه که می‌تواند توسط حباب‌ها پوشیده شود = 0.25

r : شعاع حباب‌های موجود در مرز دانه = $0.5 \times 10^{-6} (m)$

P_{ext} : فشار خارجی وارد شده بر روی حباب‌ها = فشار گاز داخل میله (Pa)

همچنین مقدار گاز اشباع بر واحد حجم با استفاده از رابطه $G_s = \frac{2}{3a} N_s$ تعیین می‌شود.

یکی دیگر از اصلاحاتی که در راهنمای کد FRAPCON3-1 به آن اشاره شده این است که بعد از رسیدن مقدار گاز دانه به میزان گاز اشباع، میزان رهایش گاز برابر با مجموع گاز موجود در مرز دانه، ΔG_B ، و گاز برگشته به زمینه جامد سوخت در اثر حل شدن مجدد، $\Delta Resolved Gas$ ، خواهد بود.

نکته دیگری که در مدل‌سازی عددی وجود دارد این است که مقدار ثابت پخش گاز در طول هر گام زمانی ثابت

فرض شده است. در نتیجه مقدار $\tau = \int_0^t D(t_0) dt_0$ برای گام زمانی ام به صورت زیر قابل تعیین خواهد بود.

$$\Delta\tau_{i+1} = \int_{t_i}^{t_{i+1}} D(t)dt = D(t_{i+1} - t_i) \quad (۷۳-۹)$$

$$\tau_{i+1} = \sum_{m=0}^{i+1} \Delta\tau_m \quad (۷۴-۹)$$

مدل رهایش گاز شکافت دما پایین در فرسایش بالا

در کد FRAPCON همزمان با تعیین رهایش گاز شکافت از طریق مدل Forsberg and Massih میزان رهایش گاز با استفاده از مدل دما پایین محاسبه شده و اگر میزان رهایش به دست آمده از طریق این مدل بیشتر از نتایج به دست آمده از مدل Forsberg and Massih باشد از نتایج این مدل استفاده خواهد شد. مقدار رهایش گاز شکافت بر طبق این مدل با استفاده از رابطه زیر قابل تعیین می‌باشد.

$$F = 7 \times 10^{-5} BU + C \quad (۷۵-۹)$$

در اینجا

F : کسر رهایش گاز شکافت

BU : فرسایش محلی ($\frac{MWd}{kgU}$)

C : ثابت = 0 برای $BU \leq 40 \frac{MWd}{kgU}$

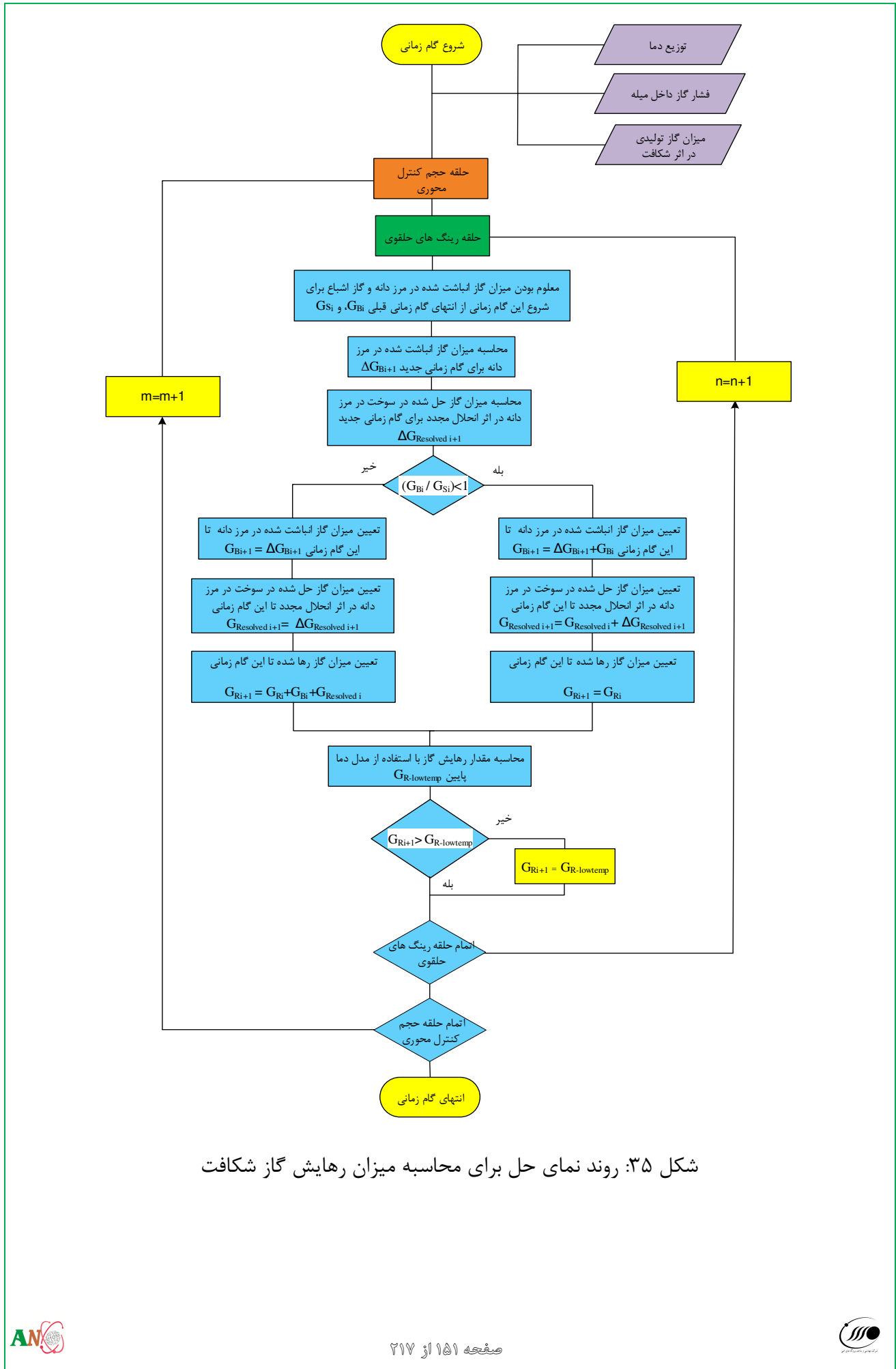
برای $BU > 40 \frac{MWd}{kgU}$ $0.01(BU - 40)/10 = C$

در مرجع [۷] آمده است که حالت ثابت C غیر صفر برای شرایطی است که $F \leq 0.05$ شود این در حالی است که پارامتر F نتیجه اعمال شرط هاست و در اعمال این شرط ابهامی وجود دارد لذا این شرط در توسعه کد برای ثابت C به صورت زیر در نظر گرفته شده است زیرا در این حالت تطابق بهتری بین نتایج به دست آمده با نتایج کد FRAPCON وجود دارد.

C : ثابت = 0 برای $BU \leq 40 \text{ GWd/MTU}$

برای $BU > 40 \frac{MWd}{kgU}$ $0.01(BU - 40)/10 = C$

روند نمای حل عددی انجام شده در شکل ۳۵ آمده است. همانطور که مشاهده می‌شود برای هر گام زمانی معین با معلوم بودن دما، فشار گاز داخل میله و میزان گاز تولید شده برای تمامی رینگ‌های حلقوی موجود در بخش‌های محوری مختلف، میزان رهایش گاز با استفاده از مدل Forsberg and Massih محاسبه می‌شود. به‌صورت همزمان میزان رهایش به کمک مدل دما پایین نیز تعیین و با نتایج مدل Forsberg and Massih مقایسه می‌شود و در نهایت رهایش بیشتر بعنوان رهایش نهایی رینگ حلقوی مورد نظر در این گام زمانی انتخاب می‌شود.



شکل ۳۵: روند نمای حل برای محاسبه میزان رهائش گاز شکافت

۹-۳-۲- مدل‌های تجربی تولید و رهائش محصولات شکافت گازی

با توجه به پیچیدگی مدل‌های مبتنی بر حل عددی معادله پخش گاز، استفاده از مدل‌های تجربی کارآمد، مفید می‌باشد. در کد PARS با توجه به مدل‌های تجربی موجود تنها تولید و رهائش گازهای کریپتون و زنون که تأثیرگذاری زیادی دارند در نظر گرفته شده است و مدل‌هایی برای گاز هلیوم و نیتروژن با توجه به تأثیرگذاری کم آن‌ها در نظر گرفته نشده است. در ادامه به تشریح روش حجم‌بندی و مدل تولید محصولات شکافت گازی و انواع مدل تجربی به کار گرفته شده برای نرخ رهاسازی این گازها در توسعه کد حرارتی-مکانیکی میله سوخت پرداخته می‌شود.

۹-۳-۲-۱- مدل Vitanza برای میزان رهائش گازهای حاصل از شکافت

همه محصولات شکافت گازی تولید شده در سوخت وارد فضای آزاد میله سوخت نمی‌شود و تنها درصد کمی از آن‌ها آزاد شده و در فشار گاز اثر گذارند. مدل‌های تجربی و ریاضی جهت محاسبه نرخ رهائش محصولات شکافت گازی تولید و به خدمت گرفته شده‌اند. یکی از مدل‌های تجربی مورد استفاده در کد PARS، مدل تجربی Vitanza^{۴۷} است. این مدل در کد تحلیل رفتار حرارتی-مکانیکی میله سوخت FEMAXI-III مورد استفاده قرار گرفته است [۳۰]. این مدل بر اساس داده‌های تجربی گسترده‌ای به دست آمده است. این اطلاعات حاصل اندازه‌گیری فشار گاز میله سوخت در آزمایش در حین کار در راکتور و نتایج تجزیه و تحلیل ترکیب گاز پس از آزمایش پرتودهی می‌باشد. محصولات شکافت گازی تولید شده تا مدت زمانی همگی در فضای داخل سوخت محبوس می‌ماند و پس از آن رهاسازی شروع می‌شود. به این دوره زمانی که بر اساس فرسایش است، دوره نهفتگی گفته می‌شود. فرسایش لازم برای دوره نهفتگی^{۴۸} وابسته به دمای سوخت است و به وسیله رابطه زیر محاسبه می‌شود.

$$BU^* = \frac{M_U}{M_{U_{O_2}} \times 1000} 5.0 \exp\left(\frac{9800}{T_{fc}}\right) \quad (۷۶-۹)$$

که در رابطه فوق:

$$BU^*: \text{فرسایش دوره نهفتگی} \left(\frac{MWd}{kgU}\right)$$

⁴⁷ Vitanza empirical model

⁴⁸ Incubation

T_{fc} : دمای مرکز سوخت ($^{\circ}C$)

M_U : جرم مولی اورانیوم (g)

M_{UO_2} : جرم مولی دی اکسید اورانیوم (g)

اگر فرسایش در بخش محوری ز از فرسایش دوره نهفتگی داده شده در رابطه (۷۷-۹) بیشتر شود نرخ رهاسازی محلی گاز در حلقه ا در بخش محوری ز به وسیله رابطه زیر به دست می آید.

$$f^{ij} = f(T^{ij}) \left(1 - \frac{BU^{*j}}{BU^j} \right)$$

$$f(T^{ij}) = \left(\frac{T^{ij}}{1800} \right) \quad T^{ij} \leq 1800 \text{ } ^{\circ}C \quad (77-9)$$

$$f(T^{ij}) = 1 \quad T^{ij} > 1800 \text{ } ^{\circ}C$$

که در رابطه فوق:

f^{ij} : کسر رهایش محصولات شکافت گازی در حلقه ا در بخش محوری ز

T^{ij} : دمای سوخت در حلقه ا در بخش محوری ز ($^{\circ}C$)

BU^j : فرسایش در بخش محوری ز ($\frac{MWd}{kgU}$)

در این مدل مستقل از دمای سوخت حداقل مقدار ۰/۰۰۵ برای کسر رهاسازی گاز در کل دوره پرتودهی در نظر گرفته می شود.

در مدل Vitanza تنها گازهای کریپتون و زنون که بیشترین اثر را دارند در نظر گرفته شده است. در این مدل با توجه به ضرایب توصیف شده در بخش های پیشین، مقدار گازها تا زمان t به کمک رابطه (۷۸-۹) به دست می آید [۳۰]

$$n_r = \sum_{j=1}^m \left[l^j \sum_{i=1}^n \left(\int_0^t f^{ij} \cdot \beta^{ij} dt \right) \right] \quad (78-9)$$

که در رابطه فوق:

n_r : تعداد مول گازهای آزاد شده از سوخت تا زمان t

f_{ij} : کسر رهائش گازها در هر حجم کنترل حلقوی

β_{ij} : تولید تعداد مول گازهای حاصل از شکافت در هر حجم کنترل حلقوی بر واحد طول ($\frac{mol}{cm \cdot s}$)

t : زمان پرتودهی (s)

n : تعداد کل حجم کنترل‌های حلقوی در جهت شعاعی

i : اندیس حجم کنترل‌های حلقوی در جهت شعاعی

j : اندیس حجم کنترل‌ها در جهت محوری

l : ارتفاع هر حجم کنترل محوری

m : تعداد تقسیم بندی محوری میله سوخت

۹-۳-۲-۲-مدل Beyer برای میزان رهائش گازهای حاصل از شکافت

Beyer و همکارانش یک مدل تجربی برای تولید و رهائش محصولات شکافت گازی توسعه داده‌اند [۳۳]. بانک داده مورد استفاده مشتمل بر اطلاعات تابشی است که در آن برخی تخمین‌های دما با استفاده از قرائت ترموکوپل بوده و یا بر مبنای تغییر ساختار سوخت می‌باشد. این مدل شامل دو بخش است که برای دماهای کمتر و بیشتر از ۱۲۰۰ درجه سانتیگراد قابل استفاده است. در این مدل بخش دما پایین با برازش داده‌ها با معادله زیر ارائه شده است.

$$F(T < 1200) = 3.1 \times 10^{-4} \exp(10^{-4} BU \frac{M_U}{M_{U_{O_2}} \times 1000}) A \quad (9-79)$$

که در رابطه فوق:

A : کسری از سوخت که دارای دمای کمتر از ۱۲۰۰ °C است

BU : فرسایش سوخت ($\frac{MWd}{kgU}$)

M_U : جرم مولی اورانیوم (g)

M_{UO_2} : جرم مولی دی اکسید اورانیوم (g)

برای فرسایش بالاتر از $\frac{19}{97} \frac{MWd}{kgU}$ مقدار فرسایش برابر $\frac{19}{97}$ قرار داده می‌شود.

بخش دما بالا به صورت زیر است.

$$F(T > 1200) = 0.05A_1 + 0.141A_2 + 0.807A_3 + A_4 \quad (80-9)$$

که در این رابطه ضرایب A_1 ، A_2 ، A_3 و A_4 کسری از سوخت است که به ترتیب در محدوده دمایی ۱۲۰۰ تا ۱۴۰۰، ۱۴۰۰ تا ۱۷۰۰، ۱۷۰۰ تا ۲۷۹۰ و بزرگ‌تر از $2790^\circ C$ قرار دارد. در نهایت کل کسر گازهای رها شده با رابطه زیر قابل محاسبه است.

$$F(T) = F(T < 1200) + F(T > 1200) \quad (81-9)$$

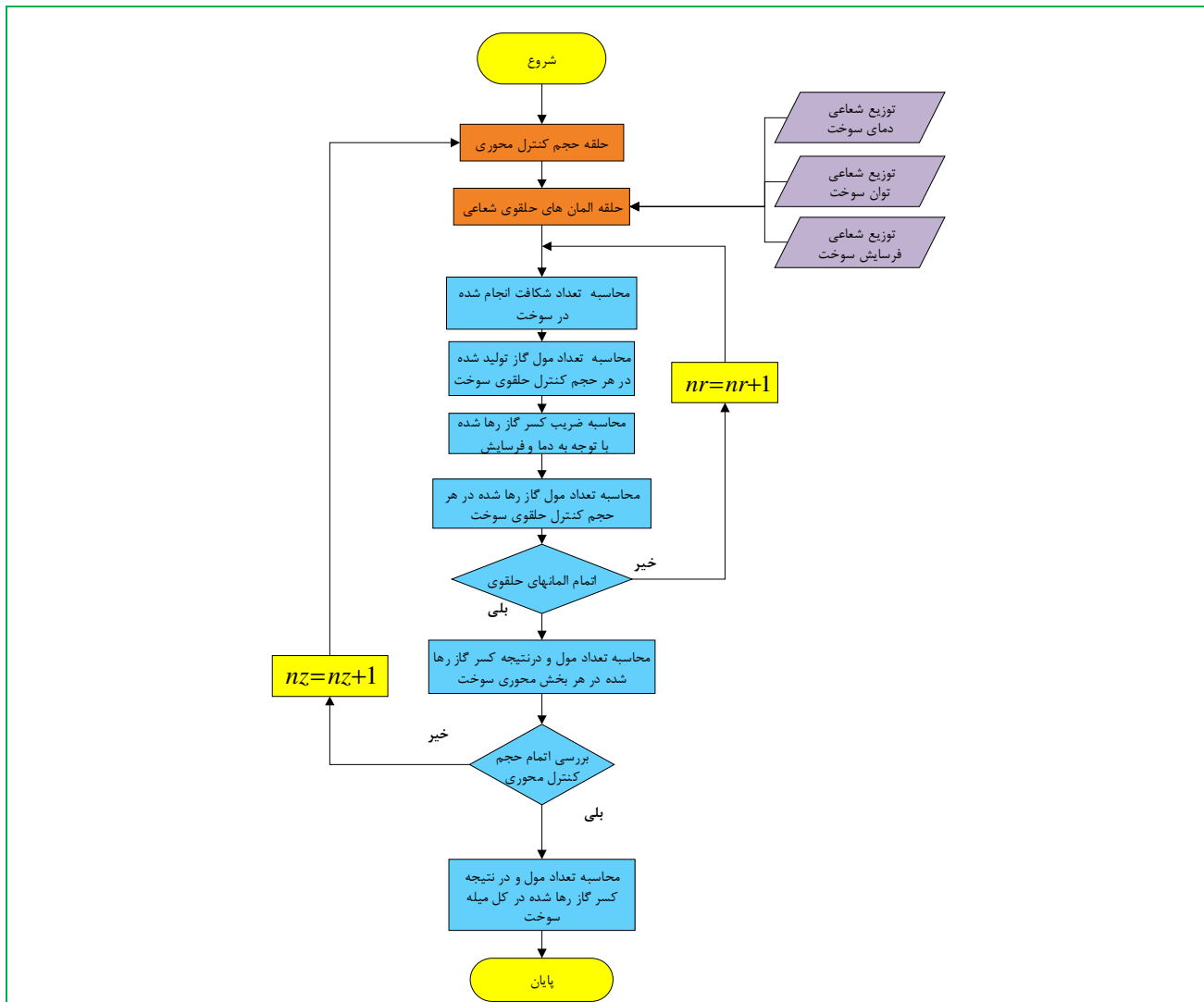
از آنجا که مدل Beyer بر مبنای کاری است که روی راکتورهای سریع انجام شده است، از یک ضریب تصحیح تجربی برای میزان رهایش گازها استفاده می‌شود.

$$F'(BU, T) = F(T) \quad \text{for } BU < 20 MWd / kgU \quad (82-9)$$

$$F'(BU, T) = F(T) + \frac{(1 - F(T)) \times [1 - \exp(-0.436 \times 10^{-1} (BU - 20))]}{1 + (0.665 / F(T)) \exp(-1.107 \times 10^{-1} (BU - 20))} \quad BU > 20 MWd / kgU$$

۹-۳-۲-۳- روند کلی محاسبات مدل تجربی تولید و رهایش محصولات شکافت گازی

روند کلی محاسبات برای مدل‌های Beyer و Vitanza یکسان است. در روندنمای شکل ۳۶ روش محاسبات تولید و رهاسازی گازهای حاصل از شکافت آمده است. ملاحظه می‌شود که در هر مقطع محوری و در هر حجم کنترل شعاعی میزان تولید گازها و سپس بر اساس معیارهای دما و فرسایش سوخت، کسر رهایش گازها و از آن تعداد مول گاز رها شده به دست می‌آید. سپس میزان گازهای رها شده در هر مقطع محوری و در کل میله سوخت به دست می‌آید. این مقادیر در مدل فشار میله سوخت و مدل ضریب انتقال حرارت گپ تأثیرگذار است.



شکل ۳۶: روندنمای محاسباتی مدل تولید و رهاسازی گازهای حاصل از شکافت

۹-۴ خوردگی غلاف و ترکیب آن با هیدروژن

آلیاژهای زیرکونیوم به دلیل داشتن خصوصیات مورد نیاز برای ساخت میله‌های سوخت راکتورهای اتمی به طور گسترده در این زمینه به کار می‌روند. در این میله‌ها تشکیل لایه اکسید زیرکونیوم بر روی سطح در مجاورت آب، باعث خوردگی آن‌ها می‌شود. از پیامدها و اثرات مخرب رشد لایه اکسید زیرکونیوم می‌توان به کاهش مقاومت مکانیکی، کاهش راندمان حرارتی راکتور (از طریق ایجاد محدودیت بر روی دمای ورودی خنک‌کننده) و اعمال محدودیت بر روی خصوصیات شیمیایی خنک‌کننده نام برد. با توجه به اهمیت این موضوع، تلاش‌های فراوانی برای بررسی این لایه و راه‌های کاهش رشد آن انجام شده است. برای محاسبه ضخامت این لایه در شرایط کاری راکتور مدل‌های مختلفی ارائه شده، که از این مدل‌ها به منظور طراحی و بررسی عملکرد میله سوخت در کدهای

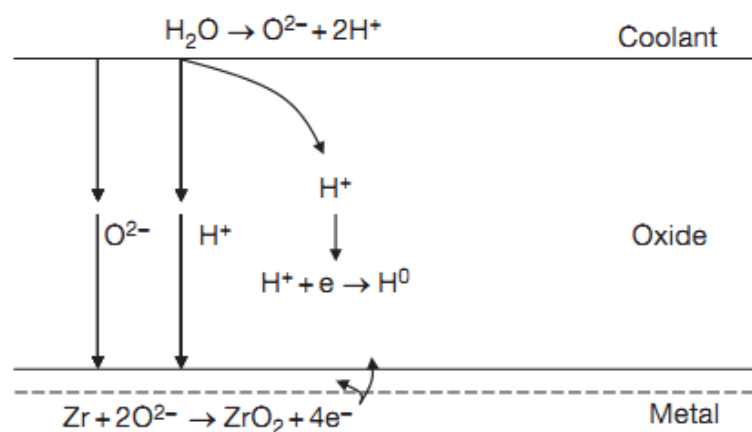
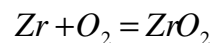
موجود در این زمینه استفاده می‌شود. بر همین اساس هدف اصلی در این بخش، بررسی ویژگی‌های لایه اکسید زیرکونیوم، ساختار و چگونگی شکل‌گیری و در نهایت روش محاسبه رشد آن بر اساس مدل استفاده شده در کد FRAPCON می‌باشد. همچنین با داشتن مقدار ضخامت لایه اکسید محاسبه شده و روابط تجربی موجود می‌توان کسری از هیدروژن که هنگام تشکیل لایه اکسید رها شده و به داخل فلز زیرکونیوم نفوذ کرده را محاسبه کرد.

آلیاژهای زیرکونیوم به دلیل خواص مناسب مکانیکی، حرارتی و همچنین جذب پایین نوترون به طور گسترده در ساخت میله‌های سوخت به کار می‌روند. میله‌های زیرکونیومی استفاده شده در راکتورهای آب سبک به دلیل استفاده از آب به عنوان خنک‌کننده به مرور زمان سطح آن‌ها اکسید می‌شود. این اکسید تشکیل شده بر روی میله، دارای خواص مکانیکی و حرارتی متفاوتی نسبت به زیرکونیوم به کاررفته در غلاف میله‌های سوخت می‌باشد. به عنوان مثال ضریب انتقال حرارت اکسید زیرکونیوم در حدود یک هشتم ضریب هدایت حرارتی فلز زیرکونیوم می‌باشد و بر همین اساس تشکیل لایه اکسید زیرکونیوم، میزان انتقال حرارت را از میله سوخت به خنک‌کننده کاهش می‌دهد، و به مرور زمان با افزایش ضخامت این لایه میزان کاهش انتقال حرارت افزایش یافته، و به تبع آن دمای سطح میله سوخت افزایش پیدا می‌کند. از دیگر پیامدهای تشکیل این لایه کاهش مقاومت مکانیکی میله سوخت می‌باشد که در کنار کاهش خواص حرارتی باعث کاهش طول عمر میله سوخت می‌شود. بر همین اساس تعیین ضخامت این لایه در طول شرایط کاری راکتور، و راه‌های کاهش ضخامت این لایه، یکی از مهم‌ترین مسائل مورد نظر طراحان میله سوخت می‌باشد. یکی از راه‌های کاهش ضخامت این لایه، استفاده از آلیاژ زیرکونیوم-نیوبیوم در تولید غلاف میله‌های سوخت می‌باشد، میزان اکسید شدن این آلیاژ نسبت به آلیاژهای دیگر کمتر می‌باشد. برای محاسبه ضخامت این لایه در طول شرایط کاری راکتور، آزمایشات بسیاری انجام گرفته است که در نتیجه آن‌ها مدل‌های مختلفی که عمدتاً تجربی بوده، برای محاسبه ضخامت لایه اکسید ارائه شده‌اند. از مهم‌ترین این مدل‌ها می‌توان به مدل شرکت وستینگ‌هاوس و مدل موسسه EPRI اشاره کرد. یکی دیگر از پیامدهای مهم فرآیند اکسید شدن و تشکیل لایه اکسید، آزاد شدن هیدروژن در طی این فرآیند می‌باشد که کسری از این هیدروژن به داخل غلاف نفوذ کرده و پس از گذر زمان و عبور میزان هیدروژن جذب شده از مقادیر مشخص، زیرکونیوم هیدرید تشکیل می‌شود که تشکیل هیدرید زیرکونیوم به شدت خواص مکانیکی غلاف را تغییر داده و باعث شکنندگی آن می‌شود و یکی از مهم‌ترین عیوب میله‌های سوخت، هیدرید شدن غلاف می‌باشد.

بر همین اساس هدف اصلی این پروژه بررسی ویژگی‌های لایه اکسید زیرکونیوم، ساختار و چگونگی شکل‌گیری و در نهایت روش محاسبه رشد آن، بر اساس مدل استفاده شده در کد FRAPCON (در این کد از مدل ارائه شده توسط موسسه EPRI استفاده شده است) می‌باشد. همچنین با محاسبه ضخامت لایه اکسید محاسبه شده و روابط تجربی موجود می‌توان کسری از هیدورژن که هنگام تشکیل لایه اکسید، رها شده و به داخل فلز زیرکونیوم نفوذ کرده را محاسبه کرد.

۹-۴-۱- خوردگی غلاف

خوردگی در آلیاژهای زیرکونیوم در محیط آبی به طور معمول به دلیل اکسیدشدن زیرکونیوم توسط اکسیژن موجود در خنک‌کننده، اکسیژن حل شده در زیرکونیوم (اکسیژنی که در ساختار و شبکه فلز زیرکونیوم به هنگام تشکیل محبوس شده‌اند) و یا اکسیژن تولید شده از طریق رادیولیز آب صورت می‌پذیرد. فلز زیرکونیوم توانایی حل شدن مقدار بسیار ناچیزی اکسیژن را دارد که در صورت عبور از حد مشخص، ترکیب ZrO_2 بر روی فلز تشکیل می‌شود. تمام اجزای ساخته شده از زیرکونیوم به طور معمول سطح بسیار نازک لایه اکسید (۲ الی ۵ نانو متر) بر روی خود دارند. اکسید تشکیل شده همانند لایه عایق عمل کرده و مانع از اکسید شدن بیشتر فلز می‌شود. مشاهدات بسیاری نشان داده است که اکسید شدن زیرکونیوم از طریق حرکت یون اکسیژن در لایه اکسید از سمت خنک‌کننده به سمت سطح فلز انجام می‌شود [۳۵].

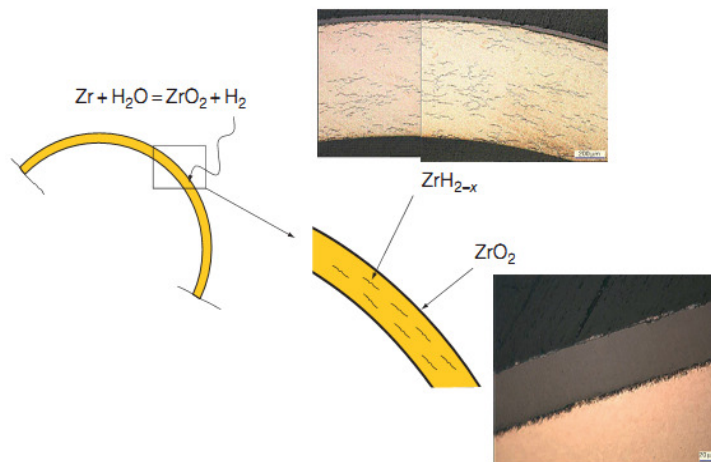


شکل ۳۷: نمایش چگونگی تشکیل اکسید بر روی فلز زیرکونیوم

همانگونه که در شکل ۳۷ مشاهده می‌شود رشد لایه اکسید بر روی سطح فلز به سینتیک پخش اکسیژن در لایه اکسید بستگی دارد. مرحله کنترل شونده نرخ خوردگی، مرحله‌ای از فرآیند اکسید شدن می‌باشد که لایه اکسید توسط پخش اکسیژن و الکترون‌ها شکل می‌گیرد. این فرآیندها الزاماً به منظور خنثی شدن الکترونی به یکدیگر وابسته می‌باشند [۳۸].

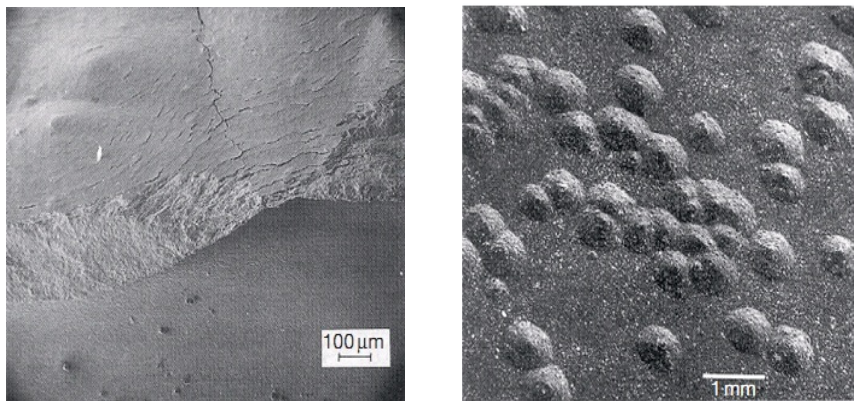
چندین نوع از شکل شناسی^{۴۹} خوردگی در راکتورهای هسته‌ای و اتوکلاوهای آزمایشگاهی مشاهده شده است که از مهم‌ترین آن‌ها می‌توان موارد زیر را نام برد [۳۶]، [۳۹].

- یکنواخت^{۵۰}: شکل‌گیری یک لایه نازک و یکنواخت از اکسید زیرکونیوم بر روی سطح اجزای ساخته شده از آلیاژهای زیرکونیوم (شکل ۳۸).
- تاول زده^{۵۱}: شکل‌گیری تاول‌های اکسید زیرکونیوم به صورت محلی، کوچک و کروی (شکل ۳۹).
- سایه‌ای^{۵۲}: شکل‌گیری نواحی خوردگی محلی، که رشد لایه، در واقع انعکاس دهنده شکل تجهیزات نزدیک به خود است (شکل ۴۰).

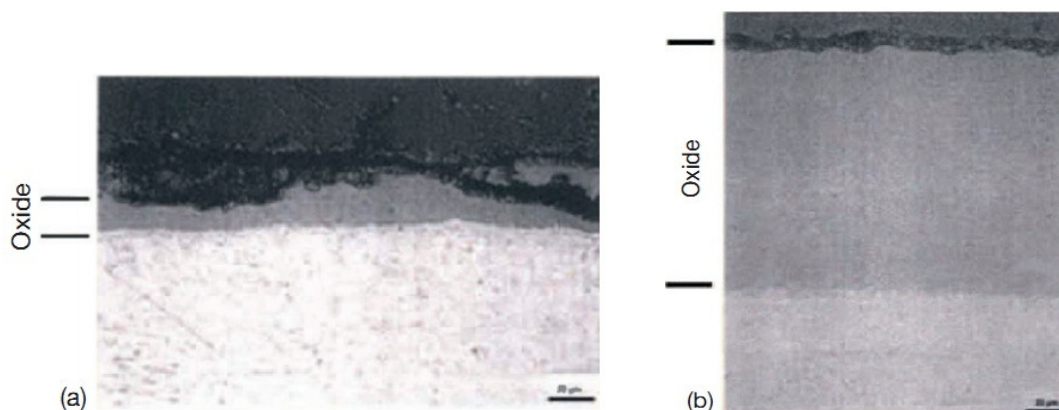


شکل ۳۸: شکل‌گیری لایه یکنواخت اکسید و نمایش هیدروژن نفوذ کرده در فلز زیرکونیوم

49 Morphologies
50 Uniform
51 Nodular
52 Shadow



شکل ۳۹: نمایش تشکیل لایه اکسید به صورت تاول در فلز زیرکونیوم



شکل ۴۰: نمایش تشکیل لایه اکسید به صورت سایه‌ای: شکل سمت راست، نزدیک دسته تیغه‌های کنترلی ۵۳ از جنس فولاد ضد زنگ و شکل سمت چپ، لایه اکسید در نقطه‌ای دور از تیغه‌ها را نمایش می‌دهد

تشکیل هر کدام از این اشکال بستگی به شرایط کاری راکتور و محیط شیمیایی دارد (به طور ویژه میزان غلظت اکسیژن در خنک‌کننده) که به‌طور واضح برای راکتورهای BWR و PWR متفاوت می‌باشد. در هر دو نوع راکتور PWR و BWR لایه اکسید یکنواخت مشاهده شده است که به‌طور معمول ضخامت این لایه در راکتورهای PWR به دلیل شرایط دمایی بالاتر، بیشتر از راکتورهای BWR می‌باشد. خوردگی بشکل تاول به‌طور معمول در راکتورهای BWR رخ می‌دهد و دلیل آن نیز غلظت بالای اکسیژن موجود در خنک‌کننده، ناشی از رادیولیز آب و جوشش می‌باشد. خوردگی به‌صورت سایه‌ای نیز گه‌گاه در راکتورهای BWR رخ می‌دهد. اکسید شدن فلز زیرکونیوم و نفوذ هیدروژن به داخل فلز زیرکونیوم اول از همه به حالت فیزیکی (شرایط سطح فلز) و شیمیایی ماده (متالورژیکی و درصد ترکیب عناصر) بستگی دارد و در ادامه به شرایط محیطی از قبیل خصوصیات شیمیایی خنک‌کننده، تابش رادیو اکتیو و دما بستگی دارد [۳۶].

⁵³ Control blade bundle

اکسید شدن در شرایط کار عادی راکتورها در دو مرحله صورت می‌گیرد، در مرحله اول و ضخامت کم، نرخ اکسیداسیون توسط ضخامت لایه اکسید کنترل می‌شود که با پایان این مرحله و وقوع زمان گذر، مرحله دوم که در آن نرخ اکسیداسیون به صورت خطی و توسط لایه فلز سالم داخلی کنترل می‌شود، آغاز می‌شود.

طبق آزمایشات انجام شده در این زمینه در مرحله اول، اکسیداسیون از قانون نرخ مکعبی^{۵۴} پیروی می‌کند.

$$(\Delta W)^3 = k_1 t \quad (۹-۸۳)$$

پس از رشد لایه و رسیدن به یک نقطه مشخص (زمان گذر بین دو مرحله، ضخامت تقریباً ۲ میکرومتر)، لایه اکسید تشکیل شده دچار ترک و حفره شده و لایه اکسید حالت حفاظتی خود را از دست داده و سرعت اکسید شدن زیرکونیوم افزایش یافته و به صورت خطی رشد پیدا می‌کند. رابطه ارائه شده برای محاسبه ضخامت لایه اکسید در مرحله دوم به صورت زیر می‌باشد [۳۷].

$$\Delta W = k_2 t + c \quad (۹-۸۴)$$

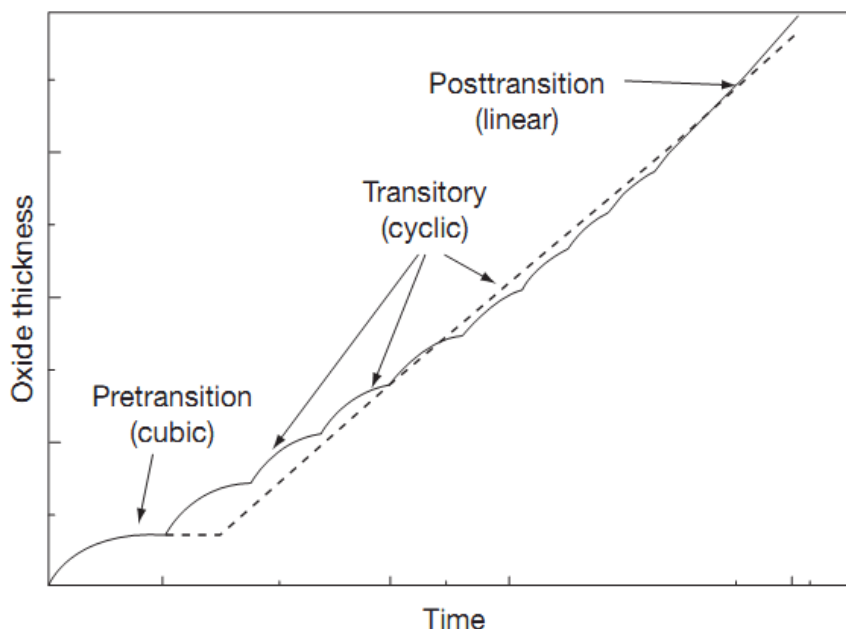
که در دو رابطه بالا:

ΔW : بهره وزنی لایه اکسید که با استفاده از آن می‌توان ضخامت لایه اکسید را به دست آورد (واحد بهره وزنی گرم بر سانتی‌متر مربع می‌باشد و به دلیل این که وابستگی به ابعاد در راستای ارتفاع و محیط میله سوخت را از بین می‌برد در معادلات به جای ضخامت لایه اکسید مورد استفاده قرار می‌گیرد).

t زمان و c, k_1, k_2 ثوابت معادلات که ثوابت k_1, k_2 خود توابعی از دمای سطح خارجی غلاف می‌باشند.

شماتیک رشد لایه اکسید قبل و بعد از زمان گذر در شکل ۴۱ نمایش داده شده است.

⁵⁴ Cubic rate law



شکل ۴۱: نمایش چگونگی رشد لایه اکسید در طول زمان

۹-۴-۲- محاسبه خوردگی در راکتورهای آب تحت فشار

برای محاسبه رشد لایه اکسید مدل‌های موجود به صورت تجربی و نیمه تجربی بوده که از مهم‌ترین مدل‌های ارائه شده، می‌توان مدل‌های زیر نام برد:

- مدل شرکت وستینگ‌هاوس^{۵۵}

- مدل کاجیس^{۵۶}

- مدل موسسه EPRI

مهم‌ترین و شناخته شده‌ترین مدل که توسط کدهای پیش‌بینی عملکرد سوخت از قبیل FRAPCON مورد استفاده قرار گرفته مدل موسسه EPRI است. بر همین اساس در کد PARS از این مدل برای محاسبه میزان رشد لایه اکسید استفاده می‌شود.

برای محاسبه میزان رشد لایه اکسید در مرحله پیش از زمان گذر و زمانی که میزان رشد لایه اکسید از نرخ مکعبی پیروی می‌کند از رابطه (۹-۸۵) استفاده می‌شود [۳۶].

⁵⁵ Westinghouse

⁵⁶ COCHISE model

$$\frac{ds}{dt} = \frac{A}{s^2} \exp\left(\frac{-Q_1}{RT_1}\right) \quad (۸۵-۹)$$

که در رابطه بالا:

s : میزان ضخامت لایه اکسید (m)

t : زمان (day)

A : عدد ثابت با مقدار 6.3×10^9 ($\frac{m^3}{day}$)

Q_1 : انرژی فعال سازی با مقدار ثابت 32289 ($\frac{cal}{mol}$)

R : عدد ثابت با مقدار 1.98 ($\frac{cal}{mol \cdot K}$)

T_1 : دمای سطح مابین لایه اکسید و غلاف (K)

با انتگرال گیری از رابطه (۸۵-۹) رابطه (۸۶-۹) به دست می آید که برای محاسبه رشد لایه اکسید تا قبل از گذر بین مراحل مورد استفاده قرار می گیرد.

$$s_{i+1} = \left(3A \exp\left(\frac{-Q_1}{RT_1}\right) (t_{i+1} - t_i) + s_i^3 \right)^{\frac{1}{3}} \quad (۸۶-۹)$$

که در رابطه بالا:

s_{i+1} : میزان ضخامت محاسبه شده در انتهای بازه زمانی (m)

s_i : میزان ضخامت در ابتدای بازه زمانی (m)

پس از رسیدن به ضخامت مشخص که زمان گذر بین مراحل می باشد و برای آلیاژهای مختلف زیرکونیوم متفاوت است از رابطه زیر استفاده می شود [۳۶]. به عنوان مثال برای زیرکالوی-۴ میزان ضخامت در زمان گذر بین مراحل برابر ۲ میکرومتر می باشد.

$$\frac{ds}{dt} = \{C_0 + U(M\phi)^p\} \exp\left(\frac{-Q_2}{RT_1}\right) \quad (87-9)$$

که در رابطه بالا:

$$\{C_0 + U(M\phi)^{0.24}\} = k_0 = 11863 + 3.5 \times 10^4 (1.9 \times 10^{-15} \phi)^{0.24} \quad \frac{g}{cm^2 \cdot day}$$

$$\phi: \text{شار نوترون‌های سریع برحسب } \left(\frac{n}{cm^2 \cdot s}\right)$$

Q_2 : انرژی فعال‌سازی که برابر 27354 $\left(\frac{cal}{mol}\right)$ می‌باشد.

برای حل معادله (87-9) از انتگرال‌گیری از طرفین رابطه استفاده می‌شود، نکته‌ای که می‌بایست به آن توجه نمود در سمت راست معادله، T_1 دمای سطح تماس اکسید زیرکونیوم و غلاف با رابطه زیر به میزان ضخامت لایه اکسید وابسته است.

$$T_1 = T_0 + \frac{q''}{\lambda} s \quad (88-9)$$

در رابطه بالا q'' شار حرارتی سطحی و λ ضریب انتقال حرارت هدایت اکسید زیرکونیوم می‌باشد.

حال با بازنویسی معادله (87-9) خواهیم داشت:

$$\frac{ds}{dt} = k_0 \exp\left(\frac{-Q_2}{RT_1}\right) \quad (89-9)$$

برای حذف T_1 در رابطه بالا به طریق زیر عمل می‌کنیم:

$$\frac{-Q_2}{RT_1} = \frac{-Q_2 T_0}{RT_1 T_0} = \frac{-Q_2}{RT_0} + \frac{Q_2 T_1 - T_0}{R T_0 T_1} \quad (90-9)$$

با جایگذاری رابطه (88-9) در ترم دوم سمت راست رابطه (90-9) خواهیم داشت:

$$Q_2 \frac{T_1 - T_0}{T_0 T_1} = Q_2 \frac{T_0 + \frac{q''}{\lambda} s - T_0}{T_0 \left(T_0 + \frac{q''}{\lambda} s\right)} = Q_2 \frac{\frac{q''}{\lambda} s}{T_0^2 + \frac{q''}{\lambda} s T_0} \quad (91-9)$$

در نهایت با صرف نظر کردن از ترم $\frac{q''}{\lambda} s T_0$ به دلیل کوچک بودن در برابر ترم T_0^2 معادله زیر حاصل می‌شود:

$$\frac{-Q_2}{RT_1} = \frac{-Q_2}{RT_0} + \frac{Q_2}{R} \frac{q''}{T_0^2} s \quad (92-9)$$

حال با جایگذاری معادله (92-9) در معادله (89-9) و حذف پارامتر T_1 معادله زیر حاصل می‌شود:

$$\frac{ds}{dt} = k_0 \exp\left(\frac{-Q_2}{RT_0}\right) \exp\left(\frac{Q_2}{R} \frac{q''}{T_0^2} s\right) \quad (93-9)$$

برای انتگرال‌گیری از رابطه بالا در یک بازه زمانی در ابتدا به صورت زیر عمل کرده و پس از مرتب کردن رابطه، انتگرال‌گیری انجام می‌شود.

$$\frac{ds}{dt} = k_0 \exp\left(\frac{-Q_2}{RT_0}\right) \exp\left(\frac{Q_2}{R} \frac{q''}{T_0^2} (s - s_i + s_i)\right) \quad (94-9)$$

$$\frac{ds}{\exp\left(\frac{Q_2 q''}{R T_0^2} (s - s_i)\right)} = k_0 \exp\left(\frac{-Q_2}{RT_0}\right) \exp\left(\frac{Q_2 q''}{R T_0^2} (s_i)\right) dt \quad (95-9)$$

در معادله (95-9) سمت راست معادله انتگرال زمان در طول بازه زمانی و سمت چپ انتگرال در ابتدا، پارامتر s به بهره وزنی تبدیل شده و سپس انتگرال‌گیری در طول بازه زمانی انجام می‌شود.

$$\frac{d\Delta w}{\exp\left(\frac{\gamma Q_2 q''}{R T_0^2} (\Delta w - \Delta w_i)\right)} \Rightarrow \int_{\Delta w_i}^{\Delta w_{i+1}} \frac{d\Delta w}{\exp\left(\frac{\gamma Q_2 q''}{R T_0^2} (\Delta w - \Delta w_i)\right)} = -\frac{1}{\frac{\gamma Q_2 q''}{R T_0^2} \exp\left(\frac{\gamma Q_2 q''}{R T_0^2} (\Delta w - \Delta w_i)\right)} \quad (96-9)$$

$$\int_{t_i}^{t_{i+1}} k_0 \exp\left(\frac{-Q_2}{RT_0}\right) \exp\left(\frac{\gamma Q_2 q''}{R T_0^2} (\Delta w_i)\right) dt = k_0 \exp\left(\frac{-Q_2}{RT_0}\right) \exp\left(\frac{\gamma Q_2 q''}{R T_0^2} (\Delta w_i)\right) (t_{i+1} - t_i) \quad (97-9)$$

در نهایت با مساوی قرار دادن سمت چپ و راست انتگرال‌گیری شده در روابط (97-9) و (98-9) و انجام عملیات-های جبری، رابطه نهایی زیر حاصل خواهد شد:

$$\Delta w_{i+1} = \Delta w_i + \frac{R \mathcal{X}_0^2}{\gamma Q_2 q''} \ln \left[1 - \frac{\gamma Q_2 q''}{R \mathcal{X}_0^2} k_0 \exp\left(\frac{-Q_2}{RT_0}\right) \exp\left(\frac{\gamma Q_2 q''}{R \mathcal{X}_0^2} (\Delta w_i)\right) (t_{i+1} - t_i) \right]^{-1} \quad (98-9)$$

که در رابطه فوق:

Δw_i و Δw_{i+1} : به ترتیب بهره وزنی در ابتدا و انتهای بازه زمانی برحسب $\left(\frac{g}{cm^2}\right)$ می‌باشد.

q'' : شار حرارتی سطح برحسب $\left(\frac{W}{cm^2}\right)$

γ : ثابت با مقدار $0.6789 \left(\frac{cm^3}{g}\right)$

λ : ضریب انتقال حرارت هدایت اکسید زیرکونیوم $\left(\frac{W}{cm \cdot K}\right)$

با استفاده از رابطه (۹۹-۹) میزان بهره‌وزنی در هر بازه زمانی محاسبه شده و با جمع این مقدار می‌توان بهره وزنی کل را به دست آورد و با استفاده از رابطه زیر میزان ضخامت لایه اکسید را برحسب متر محاسبه کرد.

$$s = \frac{\sum \Delta w \times \gamma}{100} \quad (99-9)$$

رابطه به دست آمده برای محاسبه رشد لایه اکسید در راکتورهای آب تحت فشار و غلاف‌هایی از جنس زیرکالوی-۴ به کار می‌رود، برای غلاف‌هایی از جنس زیرکونیوم-نیوبیوم (M5) نیز از همین رابطه استفاده می‌شود با این تفاوت که ثوابت معادله به صورت زیر تغییر پیدا می‌کنند.

$$Q_1 = 27446 \left(\frac{cal}{mol}\right) -$$

$$Q_2 = 29816 \left(\frac{cal}{mol}\right) -$$

- ۷ میکرومتر ضخامت گذر بین مراحل

برای غلاف‌هایی از جنس zirlo و optimized zirlo معادله (۹۸-۹) به صورت رابطه (۹۹-۱۰۰) تا ضخامت ۸۰ میکرومتر تغییر پیدا کرده و در ضخامت‌های بالاتر از ۸۰ میکرومتر از معادله (۹۸-۹) استفاده می‌شود [۳۶].

$$\Delta w_{i+1} = \Delta w_i + \frac{1}{2} \frac{R \mathcal{A}_0^2}{\gamma Q_2 q''} \ln \left[1 - \frac{\gamma Q_2 q''}{R \mathcal{A}_0^2} k_0 \exp\left(\frac{-Q_2}{RT_0}\right) \exp\left(\frac{\gamma Q_2 q''}{R \mathcal{A}_0^2} (2 * \Delta w_i)\right) (t_{i+1} - t_i) \right]^{-1} \quad (100-9)$$

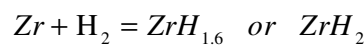
ثوابت معادله (۹-۹۹) نیز به صورت زیر تغییر می کند:

$$Q_1 = 27080 \quad \left(\frac{\text{cal}}{\text{mol}}\right) \quad -$$

$$Q_2 = 27354 \quad \left(\frac{\text{cal}}{\text{mol}}\right) \quad -$$

۹-۴-۳- نفوذ هیدروژن

تشکیل لایه اکسید بر روی فلز زیرکونیوم به طور مستقیم پیامدهای شدید بر روی رفتار میله سوخت ندارد ولی باعث افزایش نفوذ هیدروژن به فلز زیرکونیوم می شود که پیامدهای خطرناکی بر روی میله سوخت خواهد داشت. فلز زیرکونیوم قابلیت حل شدن مقدار بسیار ناچیزی از هیدروژن را در خود دارا می باشد که در صورت عبور از این میزان هیدروژن های نفوذ کرده باعث تشکیل هیدرید زیرکونیوم می شوند [۳۶].



از اثرات این هیدرید شدن می توان به موارد زیر اشاره کرد:

- شکنندگی ناشی از تجمع هیدروژن در یک تاول و یا یک لبه
- از دست دادن استحکام شکست فلز
- ترک های هیدرید تأخیری (DHC^{۵۷})
- سرعت گرفتن نرخ اکسیداسیون
- سرعت گرفتن رشد ناشی از تابش غلاف

شکنندگی ناشی از هیدروژن بر روی مقاومت مکانیکی و مقاومت شکست فلز تأثیر گذاشته و بر همین اساس تعیین میزان غلظت هیدروژن جذب شده در فلز زیرکونیوم ضروری می باشد. کاهش قابلیت ارتجاعی ناشی از ترد

⁵⁷ Delayed Hydride Cracking

شدن فلز به عواملی چون کسر حجمی هیدرید، جهت گیری هیدرید در داخل غلاف و زاویه تجمع هیدرید بستگی دارد.

هیدروژن از طریق خنک کننده و هنگام تشکیل لایه اکسید و یا از طریق وجود آب در قرص های سوخت به غلاف نفوذ می کند، مهم ترین بخش نفوذ هیدروژن ناشی از جذب هیدروژن در هنگام فرآیند تشکیل لایه اکسید بر روی غلاف می باشد. تمام هیدروژن آزاد شده در فرآیند اکسید شدن، جذب غلاف نشده و فقط بخشی از آن به غلاف نفوذ می کند و مابقی به داخل خنک کننده رها می شود. به کسر هیدروژن جذب شده در غلاف که در هنگام تشکیل لایه اکسید رها می شود برداشت هیدروژن^{۵۸} می گویند. سهم برداشت هیدروژن (یعنی نسبت میزان هیدروژن نفوذ کرده در غلاف به هیدروژن رها شده از فرآیند تشکیل لایه اکسید) در راکتورهای آب تحت فشار ثابت می باشد [۳۶].

۹-۴-۳-۱- محاسبه غلظت هیدروژن در غلاف راکتورهای آب تحت فشار

هیدروژن جذب شده در غلاف شامل دو بخش می باشد، بخش اول، میزان هیدروژن حل شده در غلاف که از ابتدای ساخت غلاف در آن حل شده است که این میزان به طور معمول 10 ppm می باشد و بخش دوم، هیدروژن جذب شده در هنگام فرآیند اکسید شدن فلز زیرکونیوم می باشد، که برای محاسبه بخش دوم به صورت زیر عمل می شود.

- در ابتدا جرم هیدروژن جذب شده محاسبه می شود:

$$m_H = \rho_{ZrO_2} \times V_{ZrO_2} \times F \times \frac{1 \text{ mol ZrO}_2}{123 \text{ gr ZrO}_2} \frac{4 \text{ mol H}}{1 \text{ mol ZrO}_2} \frac{1 \text{ gr H}}{1 \text{ mol H}} \quad (۹-۱۰۱)$$

- سپس جرم فلز زیرکونیوم به صورت زیر محاسبه می شود:

$$m_{Zr} = \rho_{Zr} \times V_{Zr} \quad (۹-۱۰۲)$$

- در نهایت با تقسیم جرم هیدروژن بر جرم زیرکونیوم خواهیم داشت:

58 Hydrogen pick up

$$H_{conc} (ppm) = \frac{m_H}{m_{Zr}} \times 10^6 = \frac{F \times 5.8 \times D_{co} \times t}{6.5 \times (D_{co}^2 - D_{ci}^2)} \times \frac{16}{123} \times 10^6 \quad (103-9)$$

که در روابط بالا:

H_{conc} : غلظت هیدروژن (ppm)

D_{co} : قطر خارجی غلاف (m)

D_{ci} : قطر داخلی غلاف (m)

t : ضخامت لایه اکسید (m)

F : ضریب برداشت هیدروژن

کسر برداشت هیدروژن برای غلاف‌هایی از جنس زیرکالوی ۴ برابر ۰/۱۵، برای غلاف‌هایی از جنس زیرکونیوم-نیوبیوم ۰/۱ و در نهایت برای غلاف‌هایی از جنس آلیاژ zirlo و optimized zirlo برابر ۰/۱۷۵ می‌باشد.

۹-۴-۳-۲- محاسبه غلظت هیدروژن در غلاف راکتورهای آب جوشان

برای محاسبه میزان غلظت هیدروژن در راکتورهای آب جوشان و غلاف‌هایی از جنس زیرکالوی ۲ از روابط تجربی زیر استفاده می‌شود [۷]:

$$H_{conc} = 47.8 \exp\left(\frac{-1.3}{1+BU}\right) + 0.316BU \quad \text{if } BU < 50 \quad \frac{MWd}{kgU} \quad (104-9)$$

$$H_{conc} = 28.9 + \exp(0.117(BU - 20)) \quad \text{if } BU > 50 \quad \frac{MWd}{kgU}$$

که در روابط فوق:

H_{conc} : غلظت هیدروژن (ppm)

BU : فرسایش سوخت ($\frac{MWd}{kgU}$)

برای محاسبه میزان غلظت هیدروژن در راکتورهای جدید ساخته شده، به خصوص پس از سال ۱۹۹۸ که فروشندگان میله‌های سوخت استانداردهای جدیدی در ساخت آلیاژ زیرکالوی ۲ به کار بردند، از رابطه تجربی زیر استفاده می‌شود:

$$H_{conc} = 22.8 + \exp(0.117(BU - 20)) \quad (۹-۱۰۵)$$

۱۰- اعتبارسنجی

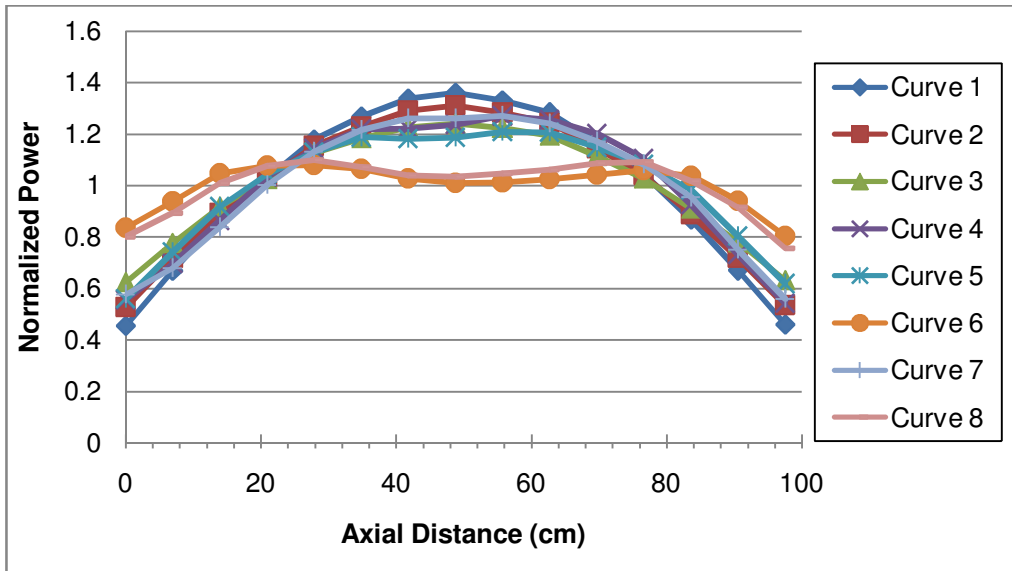
برای اعتبارسنجی کد PARS، دو مسئله نمونه انتخاب و از کد FRAPCON3.1 [۱۸] استفاده شده است. لازم به ذکر است که معمولاً نتایج برحسب زمان و یا برحسب فرسایش سوخت قابل ترسیم می‌باشد که در این گزارش نیز برخی نتایج برحسب فرسایش نیز ارائه شده‌اند.

۱۰-۱- مسئله نمونه شماره ۱

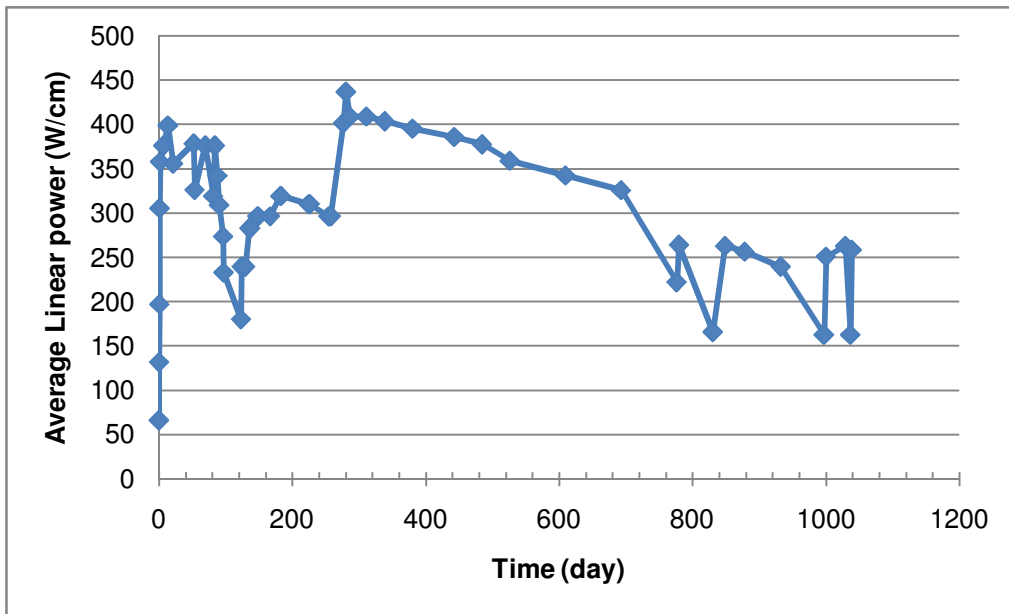
در این مسئله یک میله سوخت یک متری از راکتور وستینگهاوس انتخاب شده است. در جدول ۵ مشخصات این میله سوخت و شرایط کاری راکتور ارائه شده است. مقدار توان میله و توزیع محوری توان در طول سیکل کاری تغییر می‌کند که تعداد ۸ منحنی برای توزیع محوری توان در شکل ۴۲ ارائه شده است. در جهت محوری تعداد ۹ تقسیم‌بندی در نظر گرفته شده است. نحوه تغییر توان خطی متوسط میله سوخت در طول سیکل در شکل ۴۳ و جدول ۶ آمده است. لازم به ذکر است که برای محاسبات در هر بازه زمانی مقادیر پارامترهای ورودی در ابتدای هر بازه زمانی مورد استفاده قرار می‌گیرد. همچنین با ضرب توان خطی متوسط میله در توزیع نسبی محوری توان، مقدار توان هر بخش از میله در طی سیکل کاری به دست می‌آید. اطلاعات مزبور از یک نمونه فایل ورودی استاندارد کد FRAPCON3.1 [۱۸] می‌باشد که مربوط به یک میله سوخت است که جهت آزمایش‌های عملکرد میله سوخت در راکتور تحقیقاتی بوده است. مدت زمان طول سیکل ۱۱۳۷ روز می‌باشد که دارای گام زمانی متغیر است.

جدول ۵: مشخصات میله سوخت یک نمونه راکتور هسته‌ای آب تحت فشار برای مسئله شماره ۱ [۱۸]

مقدار	واحد	پارامترها	مشخصات
15.16 528 2848	MPa K kg/m ² s	فشار ورودی خنک‌کننده دمای ورودی سیال خنک‌کننده سرعت جرمی ورودی	شرایط کاری
12.83	mm	گام میله سوخت	میله
0.6172 0.09525 10.72 Zry4 5.0E-7	mm mm mm mm	ضخامت غلاف ضخامت شکاف گازی قطر خارجی غلاف جنس غلاف زبری سطح غلاف	غلاف
97.5 9.296 15.24 0.343 UO ₂ 10.96 94.77 6.42 6.0E-7	cm mm mm mm g/cm ³ % atom% mm	ارتفاع سوخت قطر سوخت ارتفاع قرص سوخت ارتفاع بشقاب سطح سوخت جنس سوخت چگالی تئوری نسبت چگالی سوخت به چگالی تئوری غناى اورانیوم ۲۳۵ زبری سطح سوخت	سوخت
10.2 9.4 1.4 8	cm mm mm mm	ارتفاع محفظه بالای میله سوخت قطر خارجی فنر قطر مفتول فنر تعداد دور فنر	محفظه بالای میله سوخت و فنر
⁴ He 1.38	MPa	نوع ماده فشار	گاز پرکننده



شکل ۴۲: منحنی‌های نسبی توزیع محوری توان در طی سیکل



شکل ۴۳: تغییر توان خطی متوسط میله سوخت در طی سیکل

جدول ۶: تغییر توان میله سوخت بر حسب گام زمانی متغیر در مسئله شماره ۱

شماره گام زمانی	زمان (روز)	توان خطی متوسط میله سوخت (W/cm)	شماره منحنی توزیع توان
1	0	65.616	1
2	0.1	131.23	1
3	0.5	196.85	1
4	1	305.64	1
5	1.5	358.1	1
6	6.25	376.41	1
7	13.33	399.17	1
8	21.25	355.83	1
9	52.25	378.67	1
10	53.5	326.11	1
11	69.5	376.37	1
12	81.25	319.35	2
13	83.96	376.37	2
14	87.71	342.15	2
15	90.21	309.25	2
16	96.21	273.72	2
17	97	232.77	2
18	123.13	179.79	2
19	124	239.5	2
20	129.13	239.5	2
21	135.63	282.84	2
22	137	282.84	2
23	147.63	296.52	2
24	149	296.52	2
25	166.67	296.52	3
26	182.04	319.35	3
27	183	319.35	3
28	224.54	310.23	3
29	226	310.23	3
30	254.17	296.52	3
31	255	296.52	3
32	257.71	296.52	3

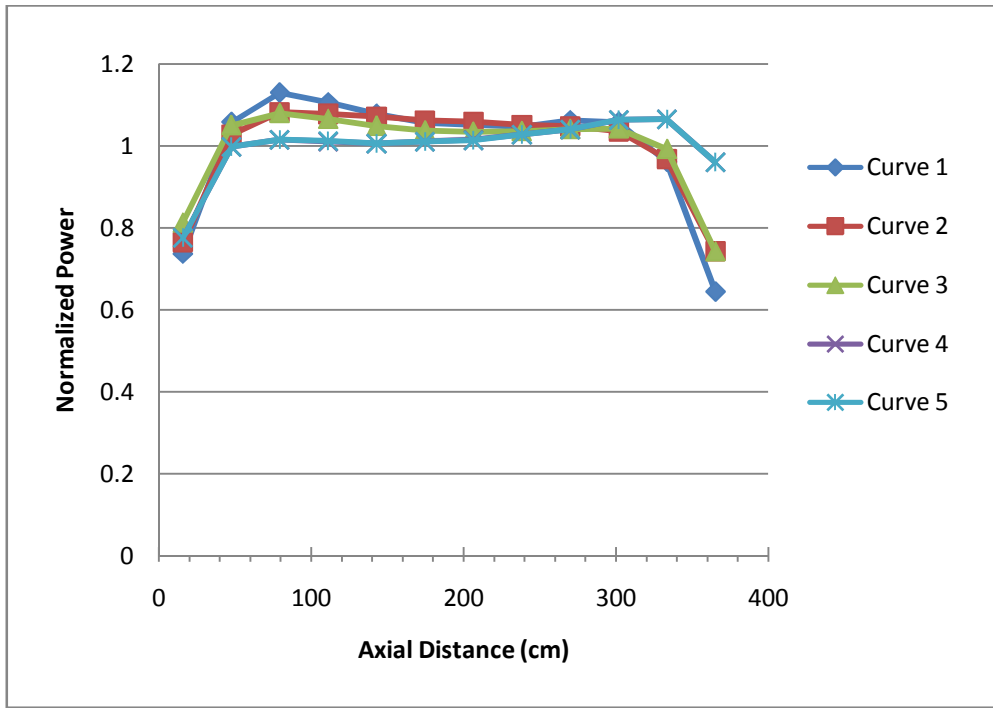
33	276.13	401.73	4
34	280.29	437.13	4
35	286.13	409.05	5
36	310.92	409.05	5
37	338.63	403.83	5
38	380.29	395.5	5
39	442.79	386.12	6
40	484.46	377.78	6
41	526.13	359.08	6
42	609.46	342.42	6
43	692.79	325.75	6
44	776.13	221.78	7
45	779.88	264	7
46	830.42	165.61	7
47	849.04	262.89	7
48	878.21	256.29	7
49	932.38	239.4	8
50	996.96	162.3	8
51	999.96	250.78	8
52	1029.04	262.89	8
53	1036.54	162.3	8
54	1038.63	258.49	8

۱۰-۲- مسئله نمونه شماره ۲

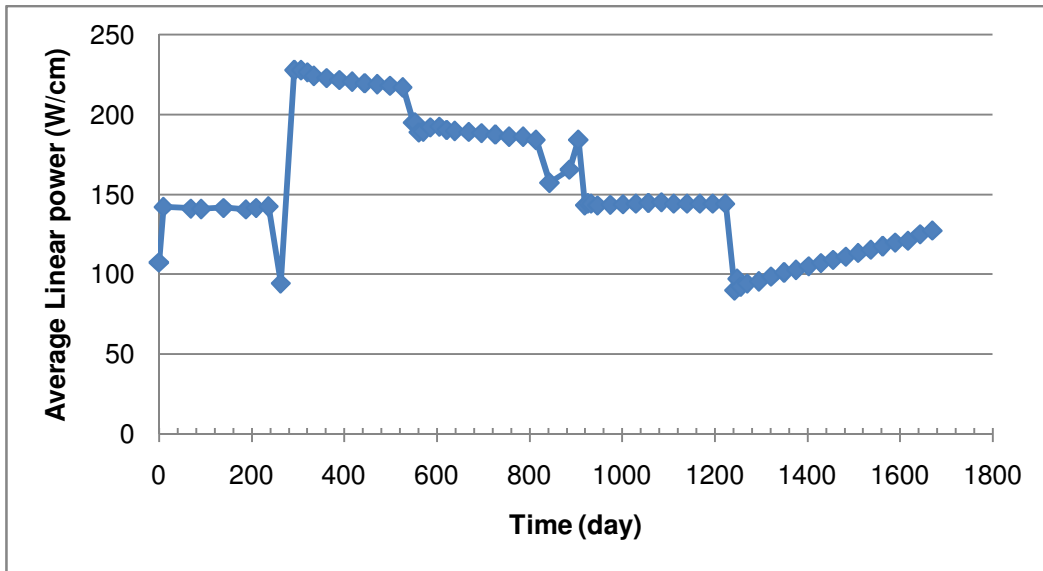
یک میله سوخت راکتور هسته‌ای آب تحت فشار است که جهت آزمایش در واحد شماره ۲ نیروگاه Arkansas قرار داده شده است. میله سوخت مورد آزمایش طی ۵ سیکل کاری در راکتور قرار داشته است و فرسایش سوخت به طور متوسط به مقدار 52 MWd/kgU رسیده است. مشخصات میله سوخت و شرایط راکتور برای این مسئله در جدول ۷ آمده است. مدت زمان طول سیکل 1689 روز می‌باشد که دارای گام زمانی متغیر است. مقدار توان میله و توزیع محوری توان در طول سیکل کاری تغییر می‌کند که تعداد ۵ منحنی برای توزیع محوری توان در شکل ۴۴ ارائه شده است. همچنین مطابق فایل ورودی مرجع [۱۸] در جهت محوری تعداد ۱۲ تقسیم‌بندی در نظر گرفته شده است. نحوه تغییر توان خطی متوسط میله سوخت در طول سیکل در شکل ۴۵ و جدول ۸ آمده است. لازم به ذکر است که برای محاسبات در هر بازه زمانی، مقادیر پارامترهای ورودی در ابتدای هر بازه زمانی مورد استفاده قرار می‌گیرد.

جدول ۷: مشخصات میله سوخت یک نمونه راکتور هسته‌ای آب تحت فشار برای مسئله شماره ۲ [۱۸]

مقدار	واحد	پارامترها	مشخصات
15.51 563.15 4068	MPa K kg/m ² s	فشار ورودی خنک‌کننده دمای ورودی سیال خنک‌کننده سرعت جرمی ورودی	شرایط کاری
14.22	mm	گام میله سوخت	میله
0.635 0.0889 9.7 Zry4 5.0E-7	mm mm mm mm	ضخامت غلاف ضخامت شکاف گازی قطر خارجی غلاف جنس غلاف زبری سطح غلاف	غلاف
381 8.255 9.906 0.343 UO ₂ 10.96 95 3.48 7.0E-7	cm mm mm mm g/cm ³ % atom% mm	ارتفاع سوخت قطر سوخت ارتفاع قرص سوخت ارتفاع بشقاب سطح سوخت جنس سوخت چگالی تئوری نسبت چگالی سوخت به چگالی تئوری غناى اورانیوم ۲۳۵ زبری سطح سوخت	سوخت
27.18 8.38 1.397 8	cm mm mm mm	ارتفاع محفظه بالای میله سوخت قطر خارجی فنر قطر مفتول فنر تعداد دور فنر	محفظة بالای میله سوخت و فنر
⁴ He 2.62	MPa	نوع ماده فشار	گاز پرکننده



شکل ۴۴: منحنی‌های نسبی توزیع محوری توان در طی سیکل



شکل ۴۵: تغییر توان خطی متوسط میله سوخت در طی سیکل

جدول ۸: تغییر توان میله سوخت برحسب گام زمانی متغیر در مسئله شماره ۲

شماره گام زمانی	زمان (روز)	توان خطی متوسط میله سوخت (W/cm)	شماره منحنی توزیع توان
1	0	107.6	1
2	9.8	142.4	1
3	68.7	141.4	1
4	91.5	141.1	1
5	139.6	141.7	1
6	187.7	140.8	1
7	209.8	141.7	1
8	236.6	142.7	1
9	263	94.5	1
10	292.3	228	2
11	307.2	228	2
12	321	226.7	2
13	334.7	224.4	2
14	362.2	223.1	2
15	389.7	221.8	2
16	417	220.8	2
17	444.4	219.8	2
18	471.7	219.2	2
19	499	218.2	2
20	526.2	217.2	2
21	548.7	195.2	3
22	553.3	195.2	3
23	561.3	189	3
24	570.7	189.6	3
25	586.2	192.3	3
26	605.9	192.6	3
27	621.4	190.6	3
28	639	190	3
29	668.9	189.3	3
30	696.3	188.6	3
31	726.5	187.7	3
32	756.4	186.4	3
33	786.2	186.4	3
34	813.9	184.4	3

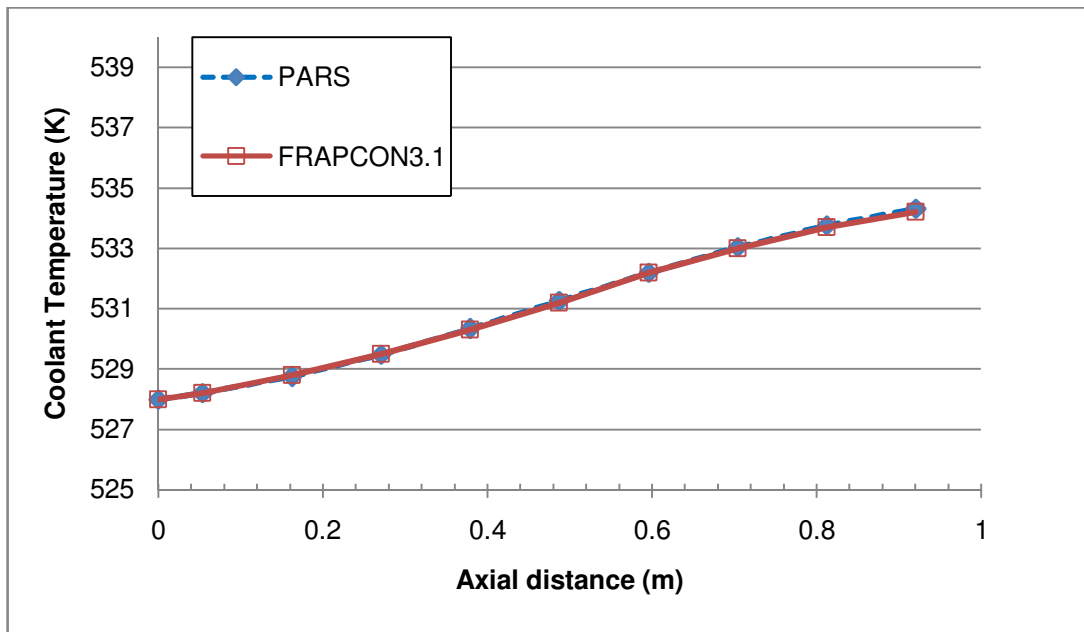
35	843.2	157.5	3
36	886.4	165.7	3
37	905.4	184.4	3
38	919.8	143.4	4
39	926.6	144.7	4
40	933.5	144.4	4
41	947.2	143.4	4
42	974.9	143.7	4
43	1002	144	4
44	1030	144.4	4
45	1057	145	4
46	1085	145.3	4
47	1112	144.4	4
48	1140	144.4	4
49	1168	144.4	4
50	1196	144.4	4
51	1223	144.4	4
52	1243	90.2	5
53	1249	97.4	5
54	1256	92.5	5
55	1270	94.5	5
56	1296	95.8	5
57	1322	98.8	5
58	1350	101.4	5
59	1376	103	5
60	1403	105.3	5
61	1430	107.3	5
62	1456	109.3	5
63	1483	111.2	5
64	1510	113.5	5
65	1537	115.5	5
66	1563	117.8	5
67	1590	120.1	5
68	1617	121.1	5
69	1644	125.3	5
70	1670	127.6	5

۱۱- نتایج

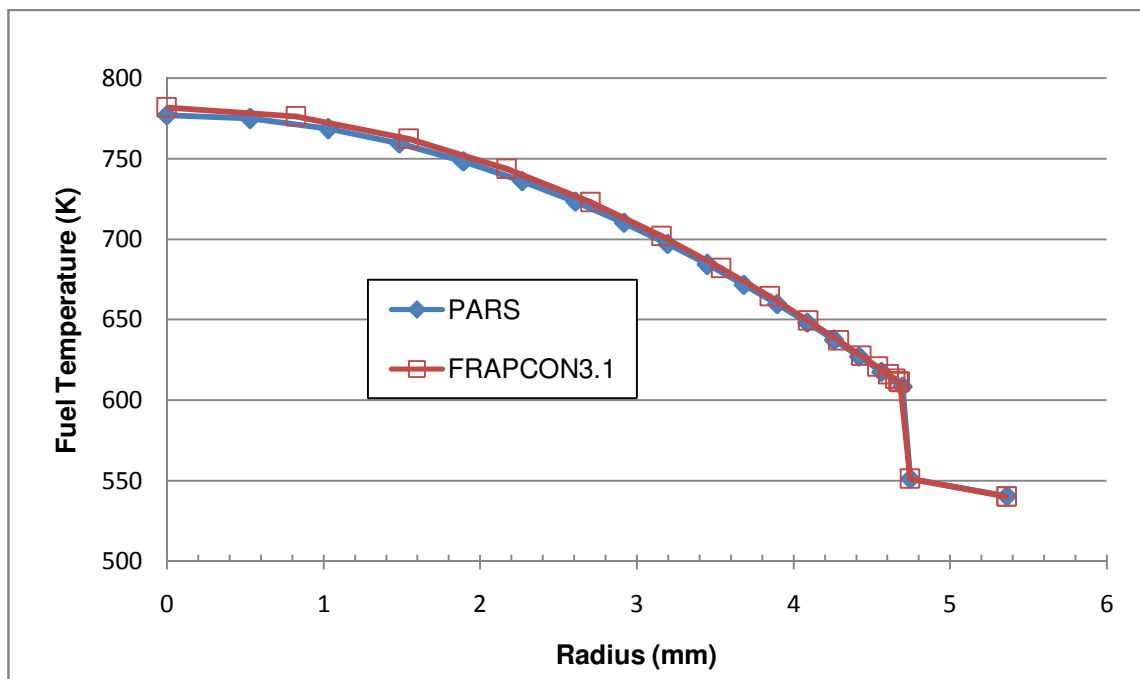
در این بخش نتایج به دست آمده از کد PARS با نتایج کد FRAPCON3.1 مقایسه می‌شود. نتایج برای دو مسئله نمونه فرضی بخش ۱۰ در این بخش به صورت مجزا ارائه شده است. لازم به ذکر است نتایج برحسب زمان یا فرسایش قابل ارائه می‌باشد و در این گزارش بیشتر برحسب زمان ارائه شده است.

۱۱-۱- نتایج مسئله نمونه شماره ۱

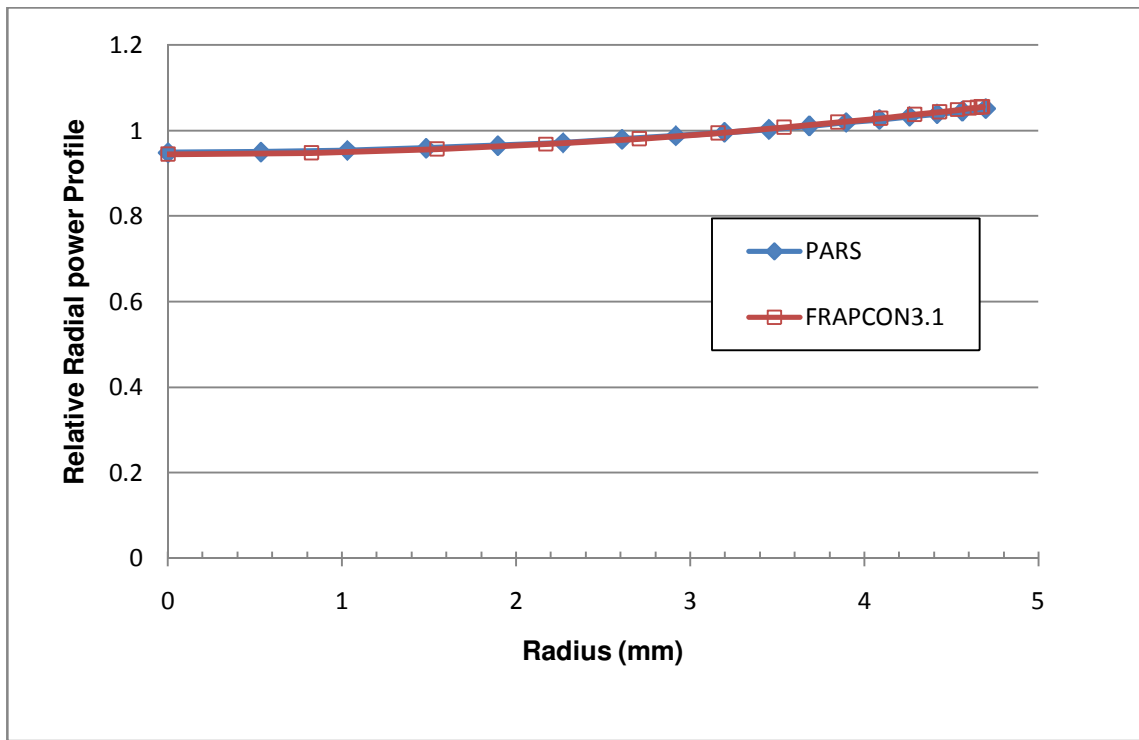
توزیع محوری دمای سیال در ابتدای سیکل کاری در شکل ۴۶ با نتایج کد FRAPCON3.1 مقایسه شده است که انطباق خوبی دارد. توزیع شعاعی دمای سوخت در شکل ۴۷ و شکل ۴۹ برای ابتدا و انتهای دوره کاری میله سوخت ارائه شده است. توزیع نسبی شعاعی توان در سوخت در مقطع پنجم در ابتدای کارکرد میله در راکتور و انتهای سیکل ۱۱۳۷ روز به ترتیب در شکل‌های ۴۸ و ۵۰ ارائه شده است. همچنین شکل‌های ۵۱ تا ۵۵ مربوط به دمای سیال، مرکز و سطح سوخت، سطح خارجی غلاف و سطح خارجی لایه اکسید در مقطع محوری پنجم در طول دوره کاری میله سوخت برحسب زمان ارائه شده است. فرسایش در مقطع محوری پنجم در انتهای دوره کاری به فرسایش بالای ۶۸ MWd/kgU می‌رسد. در شکل ۵۳ دمای سطح خارجی سوخت برحسب زمان در مقایسه با نتایج کد FRAPCON3.1 ارائه شده است. با توجه به این شکل در فرسایش کمتر از ۱۵۰ روز تفاوت‌هایی در محاسبه دیده می‌شود که علت آن در اختلاف روند تغییر مقدار ضریب انتقال حرارت شکاف می‌باشد. در شکل ۵۴ دمای سطح خارجی غلاف برحسب زمان و در شکل ۵۵ دمای سطح خارجی لایه اکسید برحسب زمان در مقایسه با نتایج کد FRAPCON3.1 ارائه شده است.



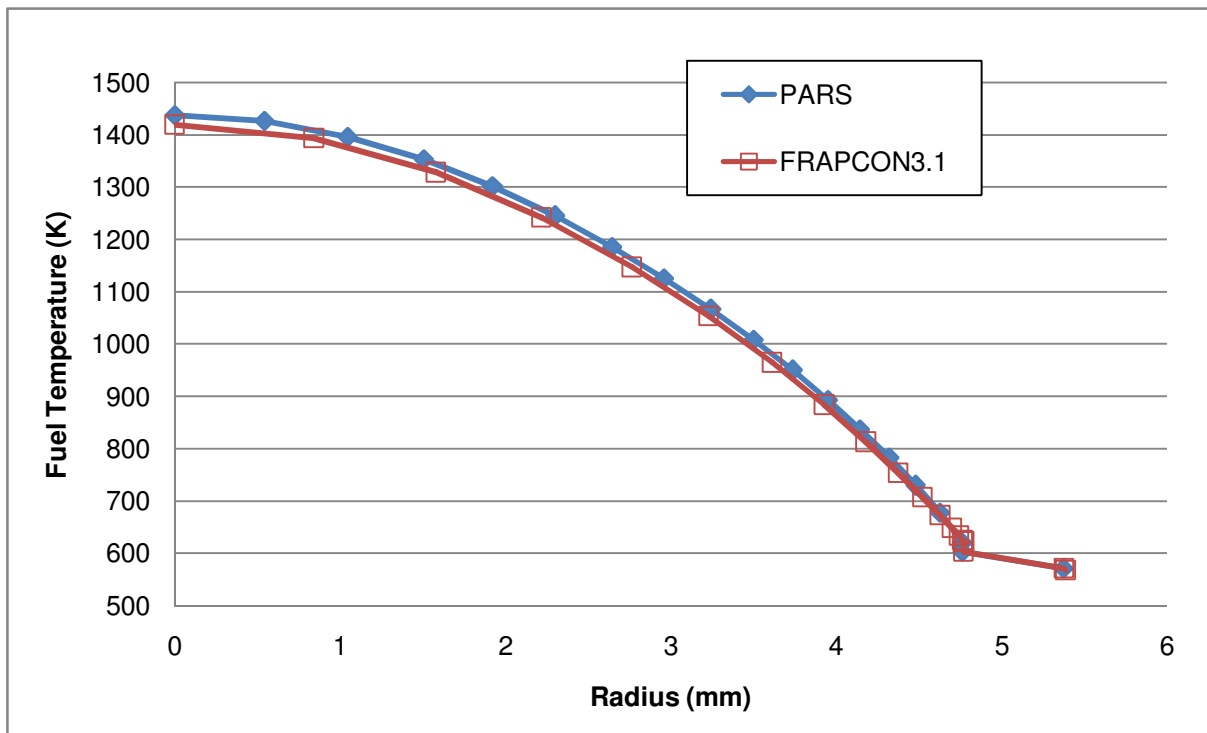
شکل ۴۶: توزیع محوری دمای سیال در ابتدای کار راکتور



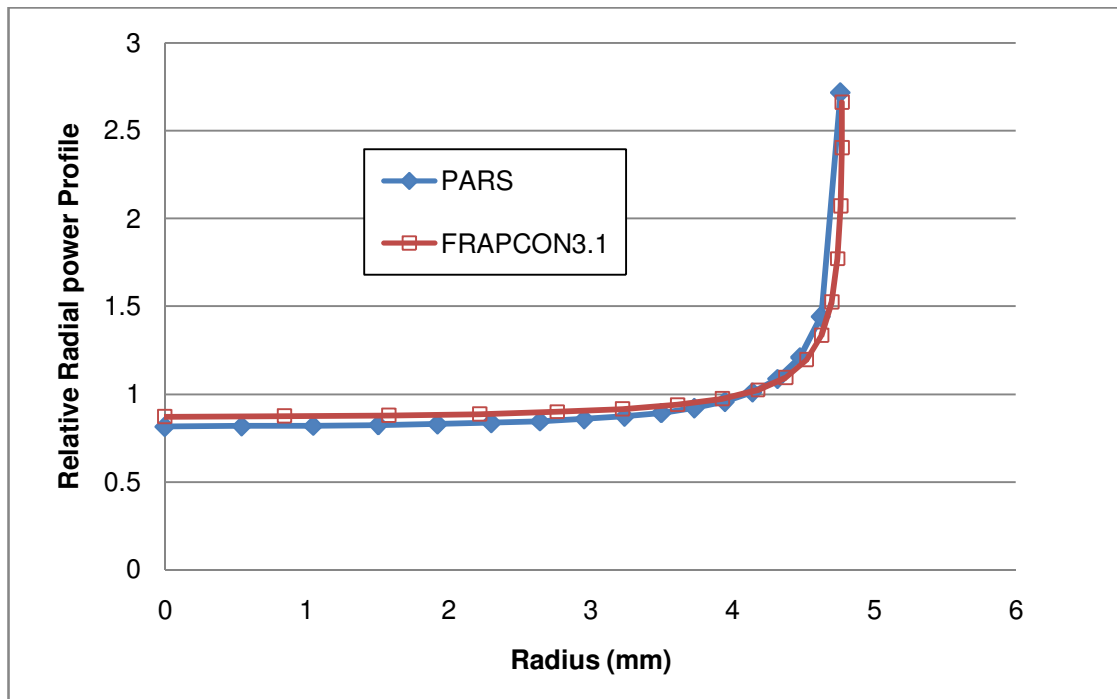
شکل ۴۷: توزیع شعاعی دما در مقطع پنجم محوری میله سوخت در ابتدای کار راکتور



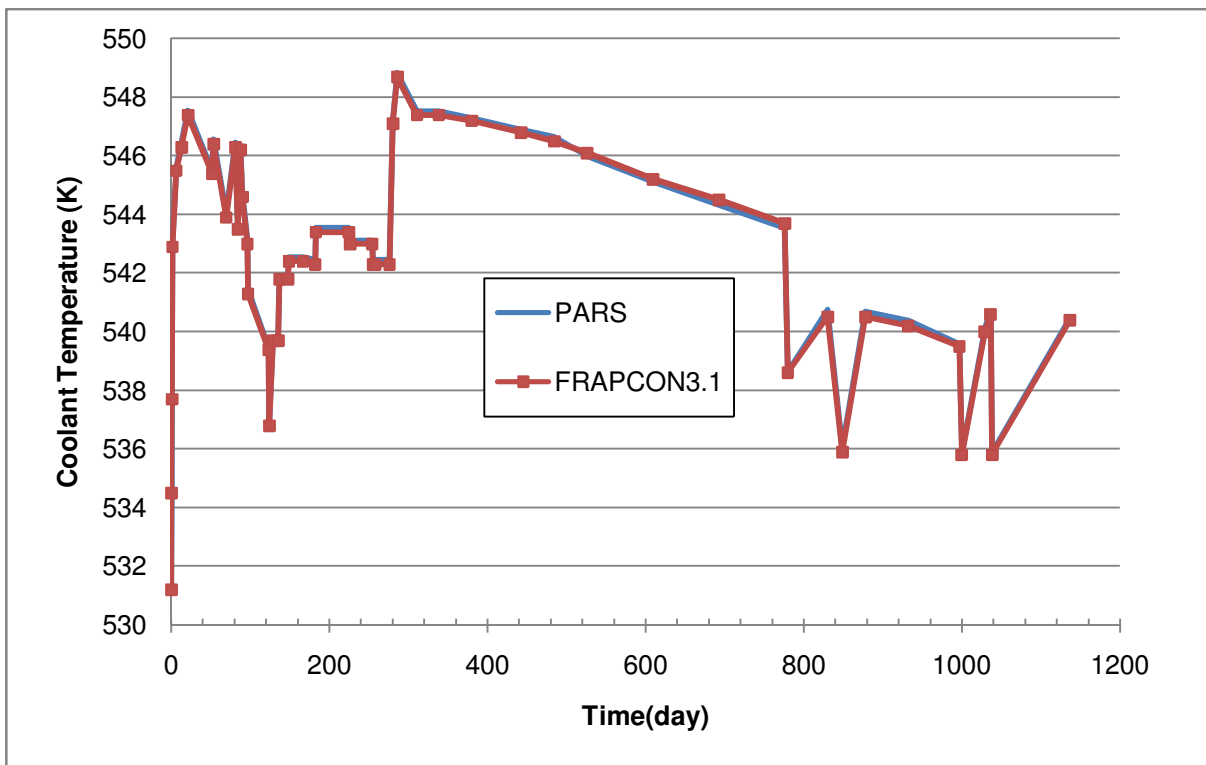
شکل ۴۸: توزیع نسبی شعاعی توان در سوخت در مقطع پنجم در ابتدای کارکرد میله در راکتور



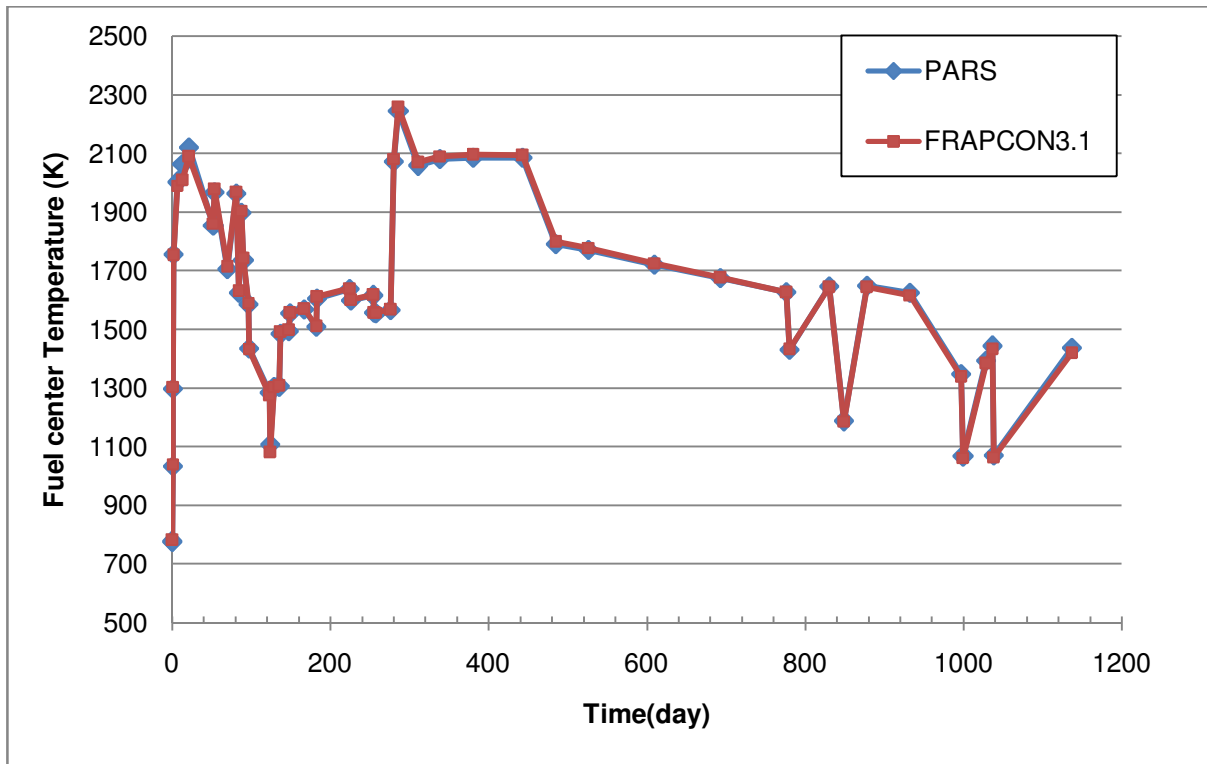
شکل ۴۹: توزیع شعاعی دما در میله سوخت در مقطع پنجم با گذشت ۱۱۳۷ روز از کارکرد میله در راکتور



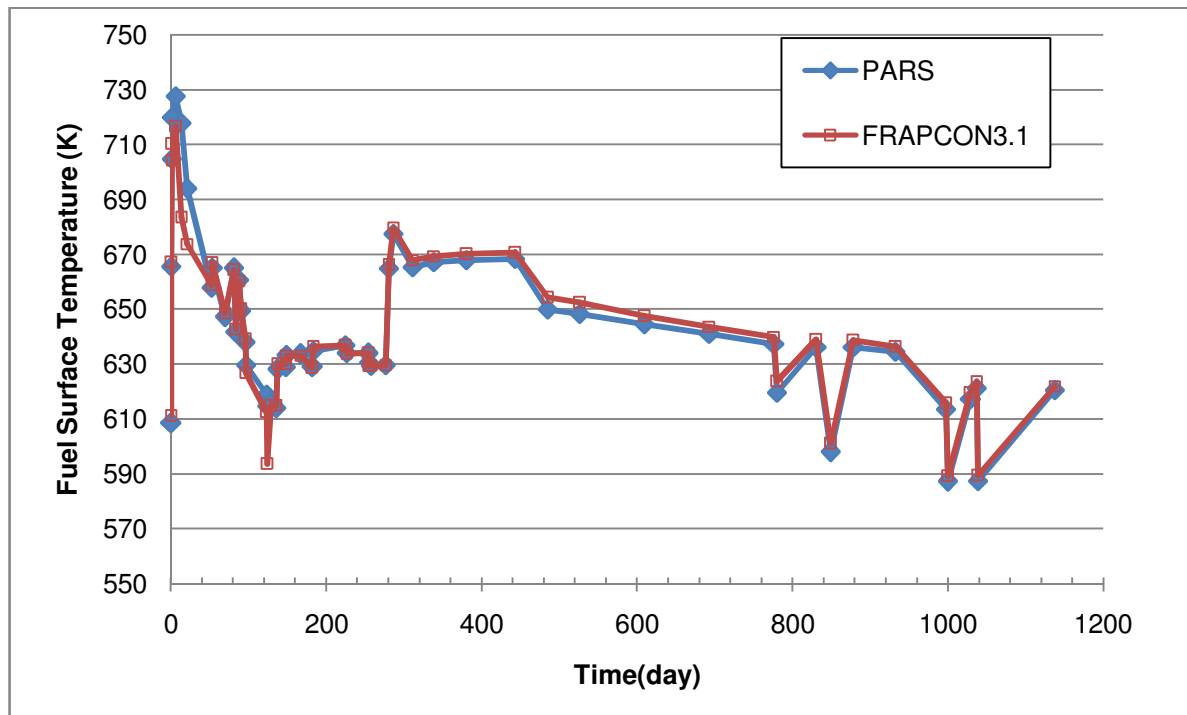
شکل ۵۰: توزیع نسبی شعاعی توان در سوخت در مقطع پنجم با گذشت ۱۱۳۷ روز از کارکرد میله در راکتور



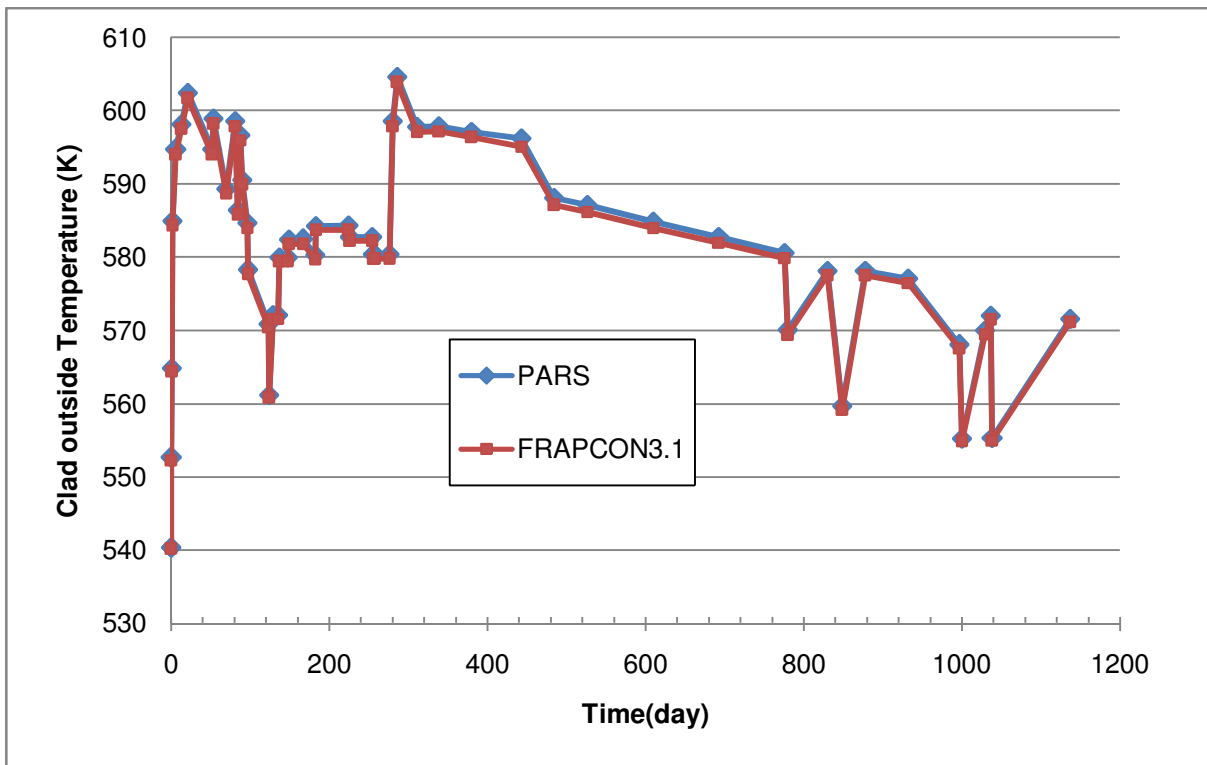
شکل ۵۱: دمای سیال در مقطع پنجم محوری میله سوخت برحسب زمان



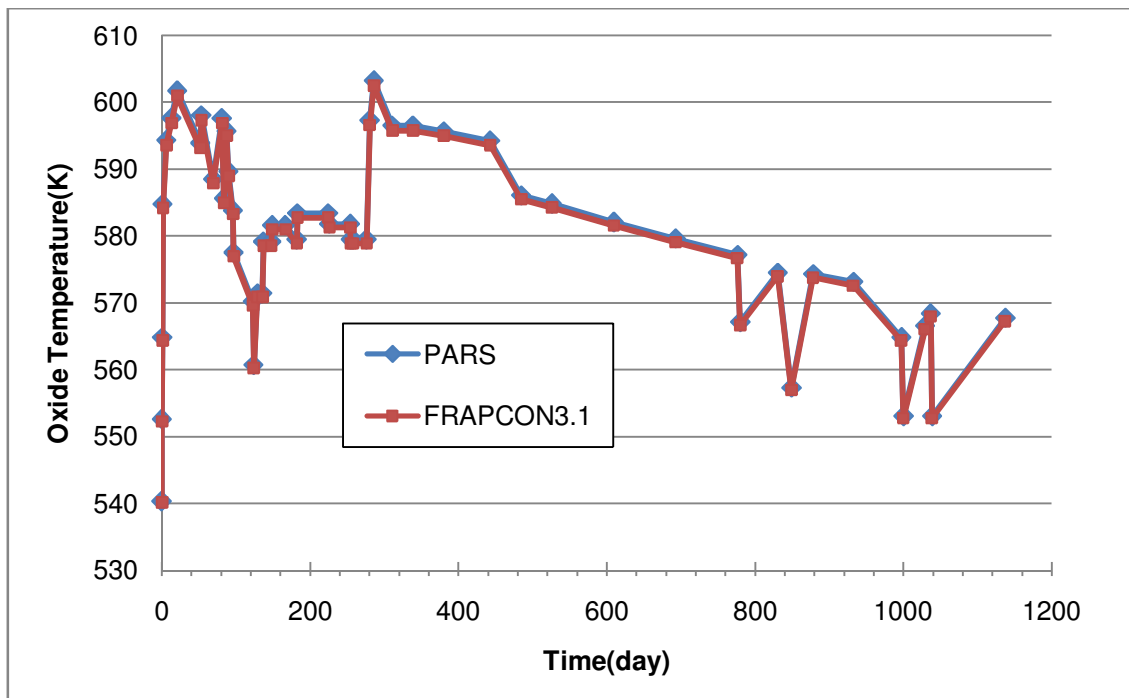
شکل ۵۲: دمای مرکز سوخت در مقطع پنجم محوری میله سوخت بر حسب زمان



شکل ۵۳: دمای سطح سوخت در مقطع پنجم محوری میله سوخت بر حسب زمان



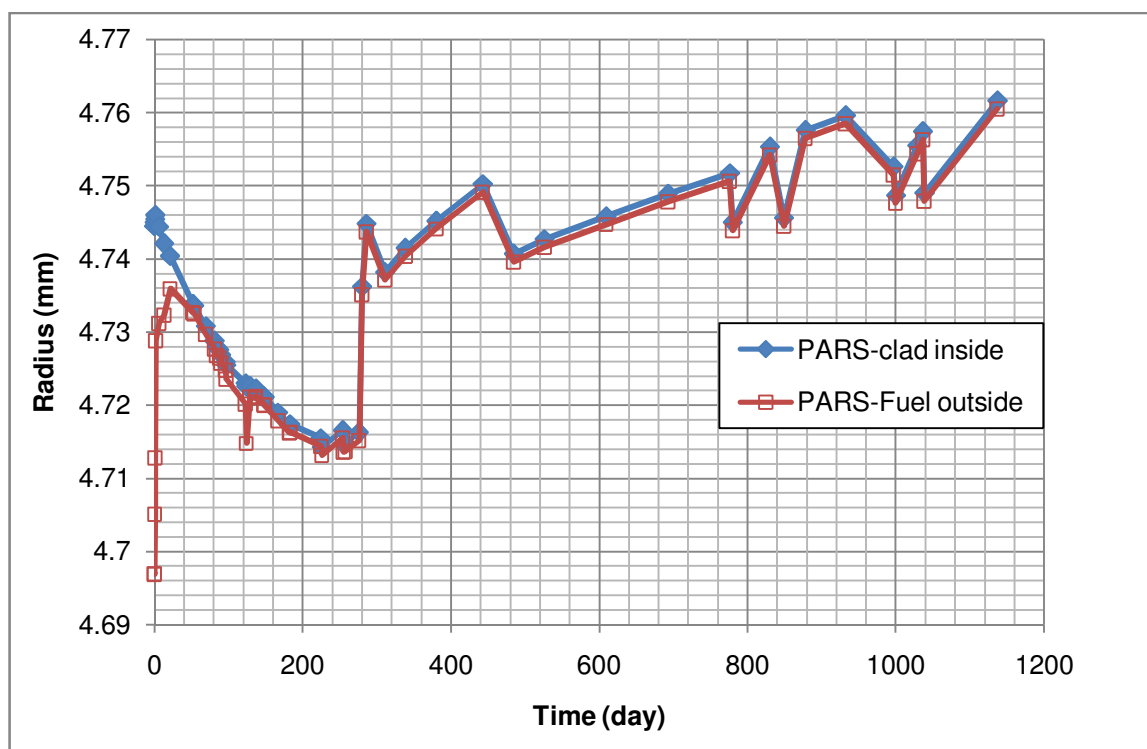
شکل ۵۴: دمای سطح غلاف در مقطع پنجم محوری میله سوخت بر حسب زمان



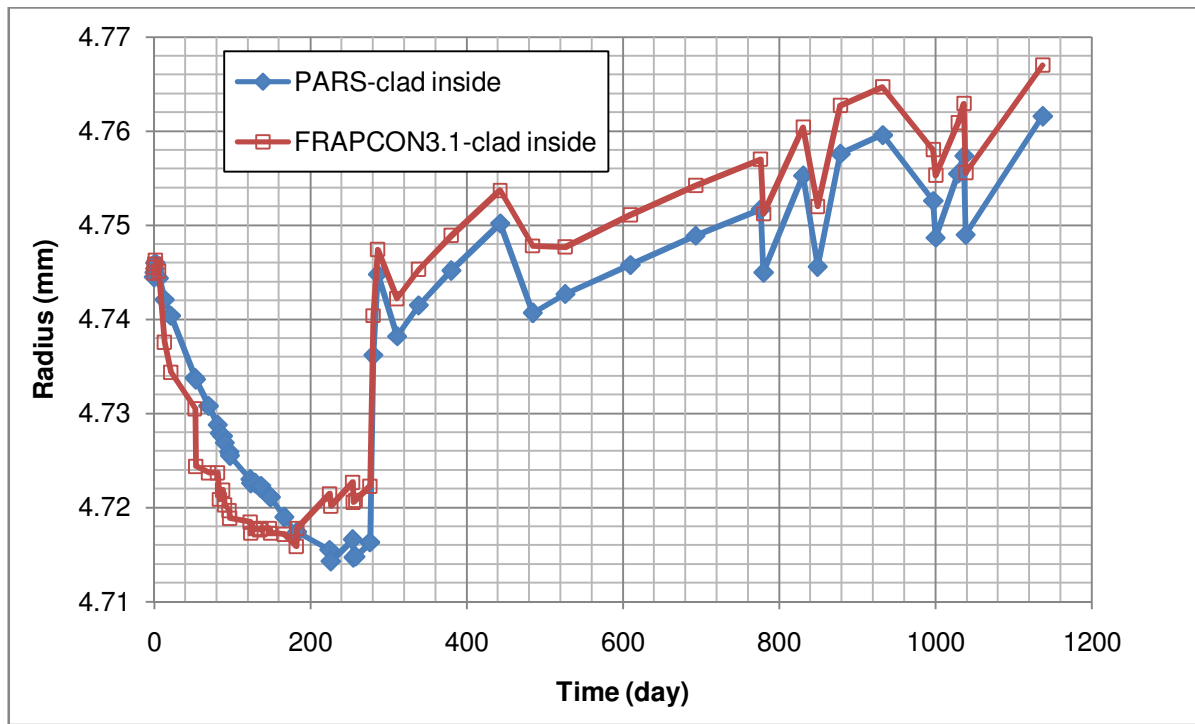
شکل ۵۵: دمای سطح لایه اکسید در مقطع پنجم محوری میله سوخت بر حسب زمان

در شکل ۵۶ نتایج حاصل از برنامه محاسباتی برای تغییر شکل شعاعی سوخت و غلاف ارائه شده است. اگر به روند کلی تغییر شعاع سوخت در این شکل دقت شود، ملاحظه می‌شود که تغییر توان در میله سوخت منجر به تغییرات جدی و جهش‌هایی در شعاع سوخت و غلاف شده است. به طور معمول در روزهای ابتدایی کار میله سوخت شعاع سوخت به دلیل پدیده چگالش (ناشی از تفت جوشی مجدد^{۵۹}) با شیب زیادی کاهش می‌یابد که نشان‌دهنده غالب بودن پدیده چگال شدن سوخت است. پس از آن پدیده تورم و جابجایی ناشی از ترک به آرامی سبب افزایش شعاع سوخت شده و از سوی دیگر خزش غلاف به سمت داخل روی می‌دهد. تغییر شکل همزمان سوخت و غلاف تا جایی ادامه می‌یابد که منجر به بسته شدن شکاف و تماس فیزیکی با غلاف می‌گردد. در شکل ۵۶ برای اولین بار در فرسایش ۴/۷ MWd/kgU (روز ۵۲) سوخت و غلاف به هم می‌رسند که چند مرتبه پدیده باز و بسته شدن ادامه می‌یابد که ناشی از تغییرات توان و انبساط و انقباض ناگهانی سوخت و غلاف است. که در این حین پدیده بازبازی جابجایی ناشی از ترک نیز روی می‌دهد. پس از بازبازی ۵۰ درصدی جابجایی ناشی از ترک، تماس سخت فیزیکی بین سوخت و غلاف رخ می‌دهد که پس از آن با فرض به کار بردن مدل سوخت صلب درحین افزایش شعاع سوخت، غلاف به ناچار از سوخت پیروی می‌کند. لذا افزایش ناگهانی شعاع سوخت که به دلیل افزایش توان و افزایش دما رخ می‌دهد فوراً موجب تغییر شکل غلاف می‌گردد. در حالت عکس با کاهش ناگهانی دما و انقباض بار اعمالی به غلاف حذف شده و منجر به معکوس شدن جهت بار و اثر مضاعف حذف بار مثبت و ایجاد بار منفی شده و کرنشی ایجاد می‌کند که موجب کاهش فوری شعاع غلاف می‌شود. اثرات یاد شده به خوبی در شکل ۵۶ دیده می‌شود. در شکل ۵۷ تغییر شعاع داخلی غلاف آمده است. در خروجی کد FRAPCON شعاع داخلی غلاف در محل مستقری ارائه نشده است و این مقدار با توجه به مختصات گره حرارتی روی غلاف استخراج شده است که اعتماد قطعی به آن وجود ندارد. اگر فرض بر صحت آن باشد، مقادیر محاسبه شده توسط کد PARS برای خزش غلاف در روزهای ابتدایی تطابق چندانی ندارد ولی روند درستی را طی می‌کند و علت تفاوت موجود، در اختلاف روابط مورد استفاده در کد PARS که منطبق بر دفترچه نسخه 3.5 کد FRAPCON است و حال آن‌که کد FRAPCON3.1 (که جهت مقایسه اجرا شده است) از روابط دیگری بهره می‌برد. نکته دیگر این‌که نتایج ارائه شده برای مقدار شعاع خارجی سوخت از دو جای مختلف خروجی کد FRAPCON تناقض و عدم صحت مختصات گره‌های دمایی را نشان می‌دهد.

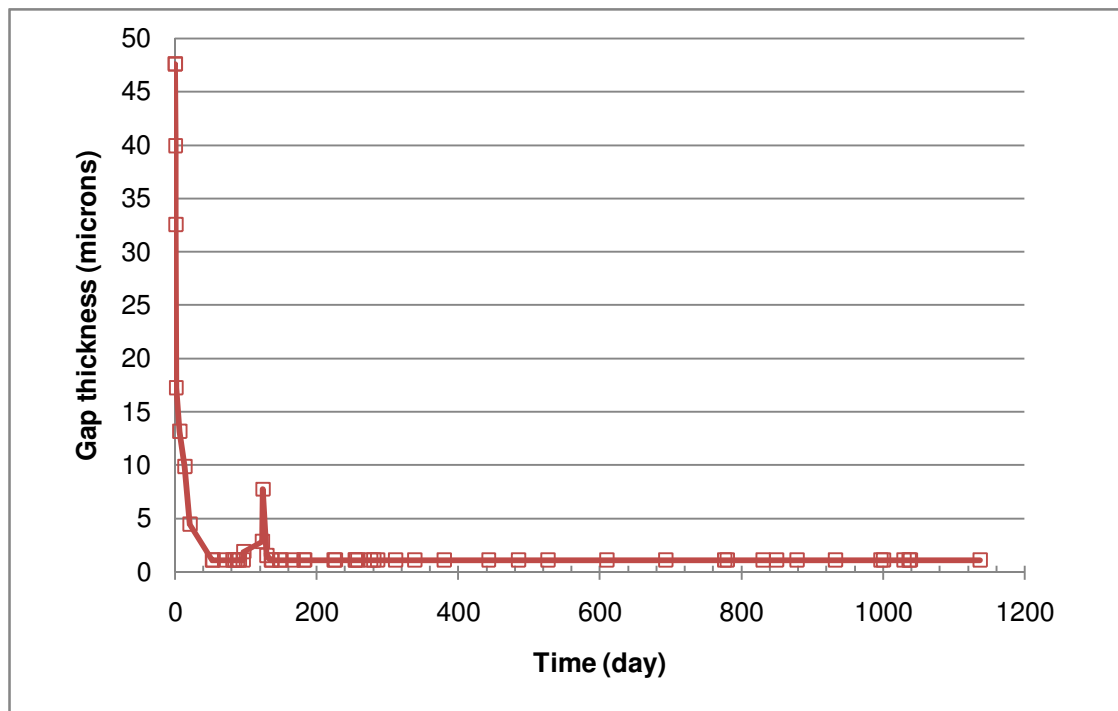
اندازه شکاف بین سوخت و غلاف در شکل ۵۸ ارائه شده است. در خروجی کد FRAPCON اندازه شکاف بین سوخت و غلاف برای همه گام‌های زمانی در دسترس نیست و در انتهای کد برای گرمترین سطح محوری در هر گام زمانی ارائه شده است. لذا مقدار اندازه شکاف گازی از نتایج کد FRAPCON برای یک سطح محوری خاص در دسترس نیست.



شکل ۵۶: شعاع داخلی غلاف و شعاع خارجی سوخت بر حسب زمان در مقطع پنجم محوری میله سوخت

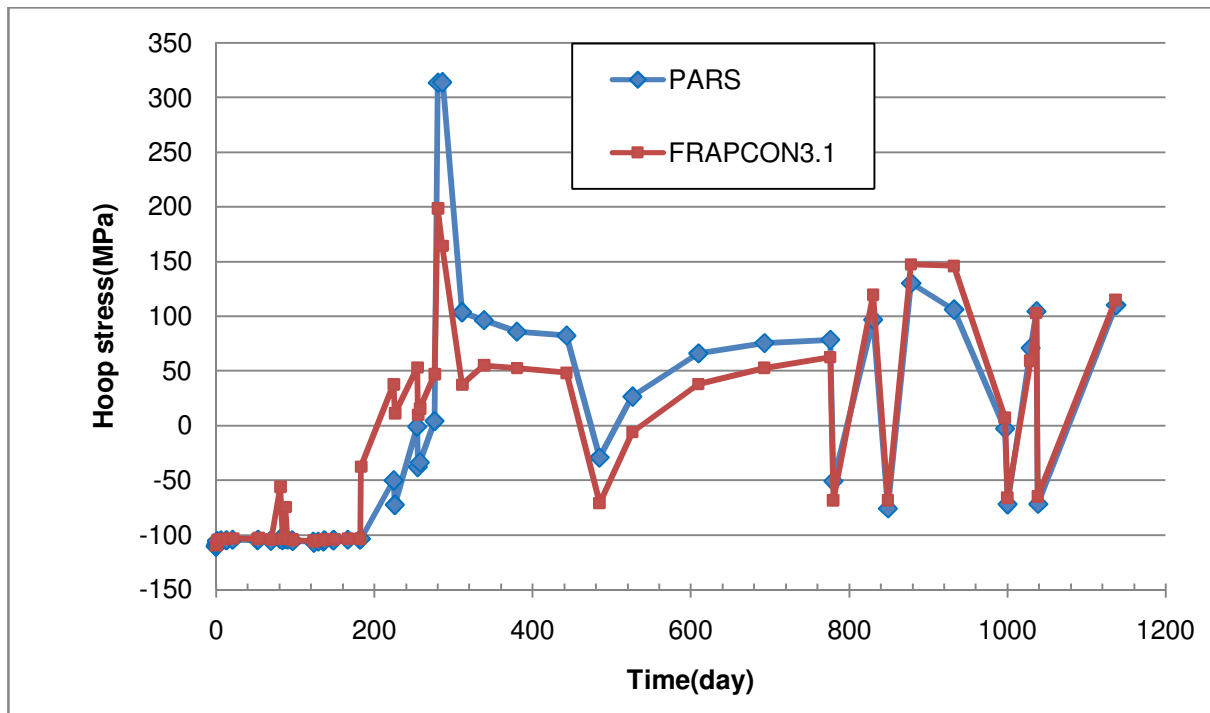


شکل ۵۷: شعاع داخلی غلاف برحسب زمان کار میله سوخت در راکتور در مقطع پنجم محوری

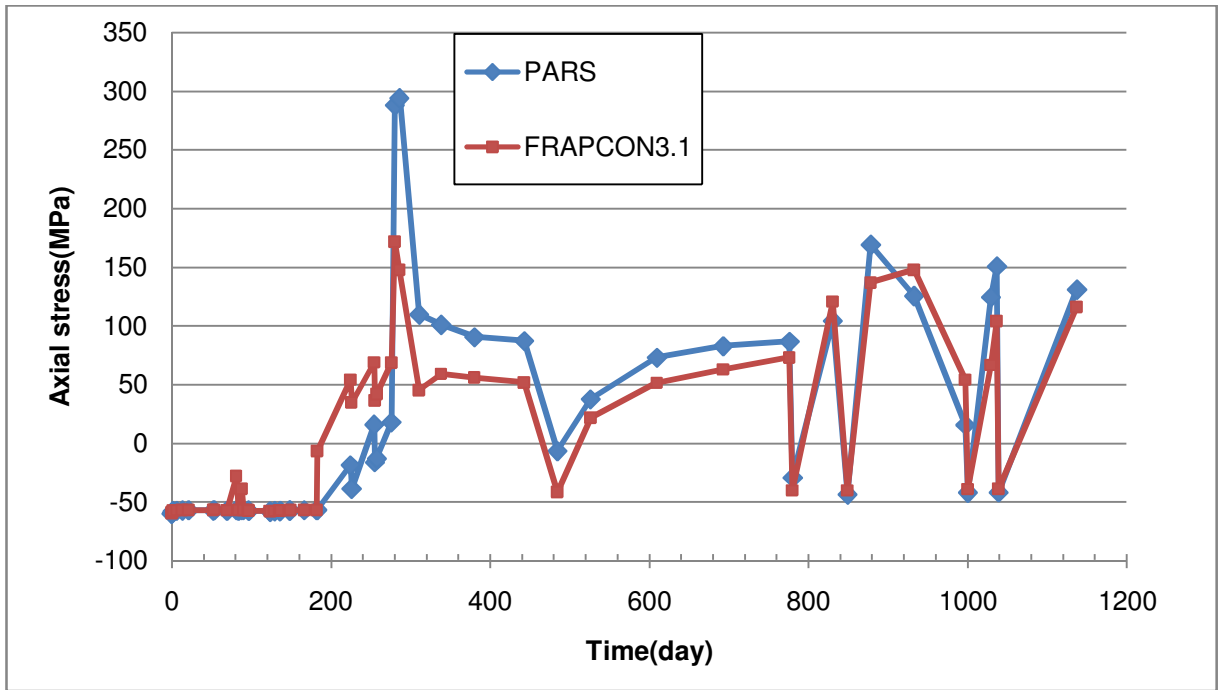


شکل ۵۸: اندازه شکاف بین سوخت و غلاف برحسب زمان کارکرد میله سوخت در مقطع پنجم محوری

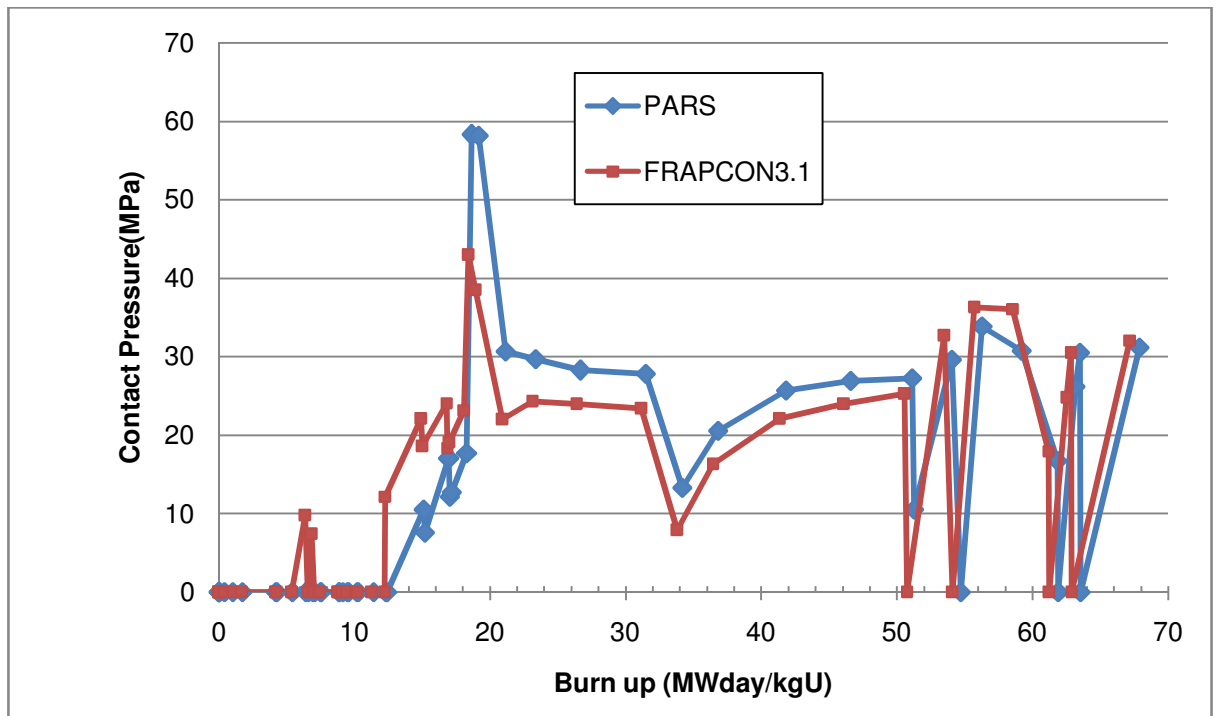
در شکل‌های ۵۹، ۶۰ و ۶۱ به ترتیب تنش محیطی و محوری غلاف برحسب زمان و فشار تماسی بین سوخت و غلاف برحسب فرسایش سوخت ارائه شده است. هر چند نتایج دو کد در زمان شروع تماس سخت فیزیکی یکسان نیست اما روند تغییرات مشابه بوده و کد PARS توانسته است به خوبی محاسبات تنش-کرنش غلاف را انجام دهد.



شکل ۵۹: تنش محیطی غلاف در مقطع پنجم محوری میله سوخت برحسب زمان



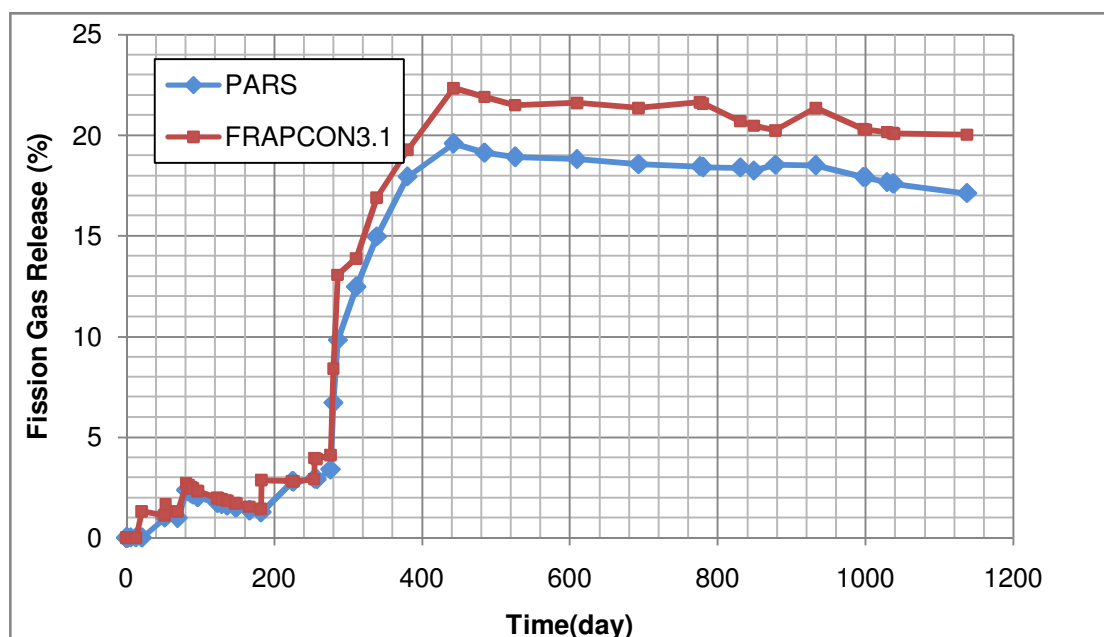
شکل ۶۰: تنش محوری غلاف در مقطع پنجم محوری میله سوخت برحسب زمان



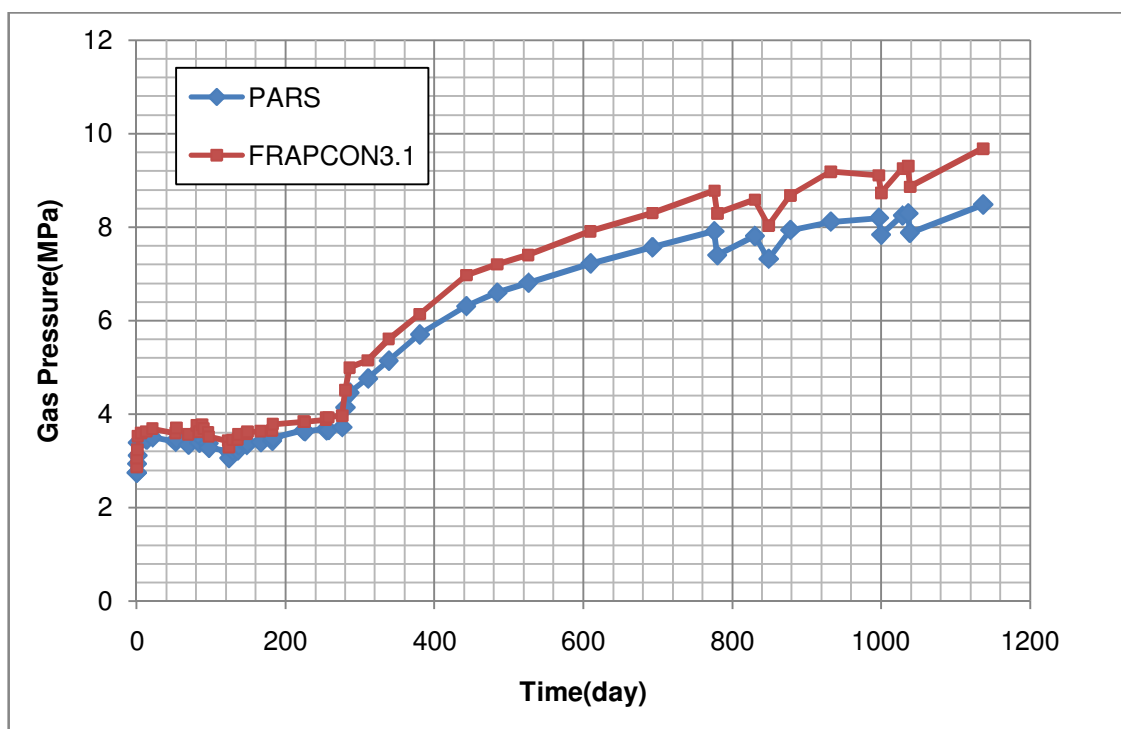
شکل ۶۱: فشار تماسی بین سوخت و غلاف در مقطع پنجم محوری میله سوخت برحسب فرسایش

کسر گازهای رهائشده به تولید شده در طی مدت زمان ۱۱۳۷ روز در شکل ۶۲ ارائه شده است. نتایج ارائه شده مربوط به مدل اصلاح شده Forsberg&Massih از کد PARS است که با نتایج مدل اصلاح شده Forsberg&Massih از کد FRAPCON3.1 مقایسه شده است. ملاحظه می‌شود که تطابق خوبی بین نتایج وجود دارد. علت افزایش ناگهانی میزان رهائش گاز پس از روز ۲۷۶ یک افزایش ناگهانی توان و به تبع آن افزایش ناگهانی دما است که سبب می‌شود که میزان گازهای رها شده به شدت افزایش یابد. میزان رهائش گازهای حاصل از شکافت در فشار گاز درون میله تأثیرگذار است. در شکل ۶۳ تغییرات فشار گاز درون میله در طی زمان ارائه شده است و همانطور که ملاحظه می‌گردد نتایج دو کد نزدیک به یکدیگر می‌باشد.

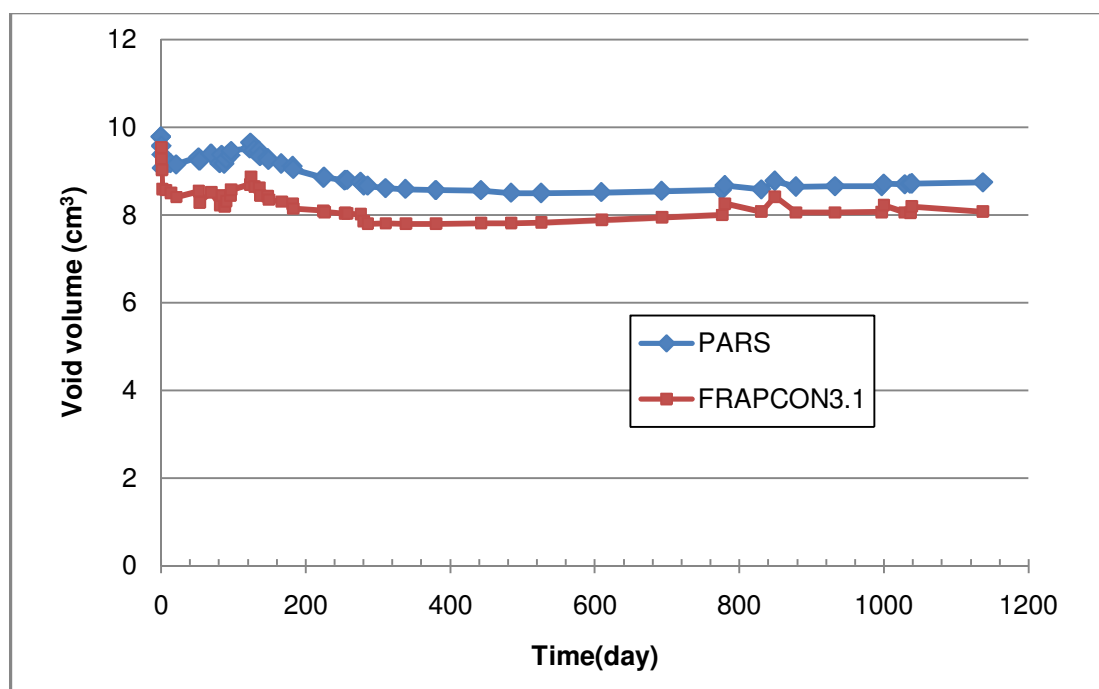
در شکل ۶۴ تغییر حجم آزاد درون میله سوخت در طول دوره کاری ارائه شده است. ملاحظه می‌شود که روند تغییرات حجم مشابه نتایج کد FRAPCON3.1 است ولی تفاوت موجود حدود ۱۰ درصد در نقاط ابتدایی ناشی از پدیده‌های مختلف تأثیر گذار در مسئله است.



شکل ۶۲: تغییر نسبت گازهای حاصل از شکافت رها شده به تولید شده در کل میله سوخت

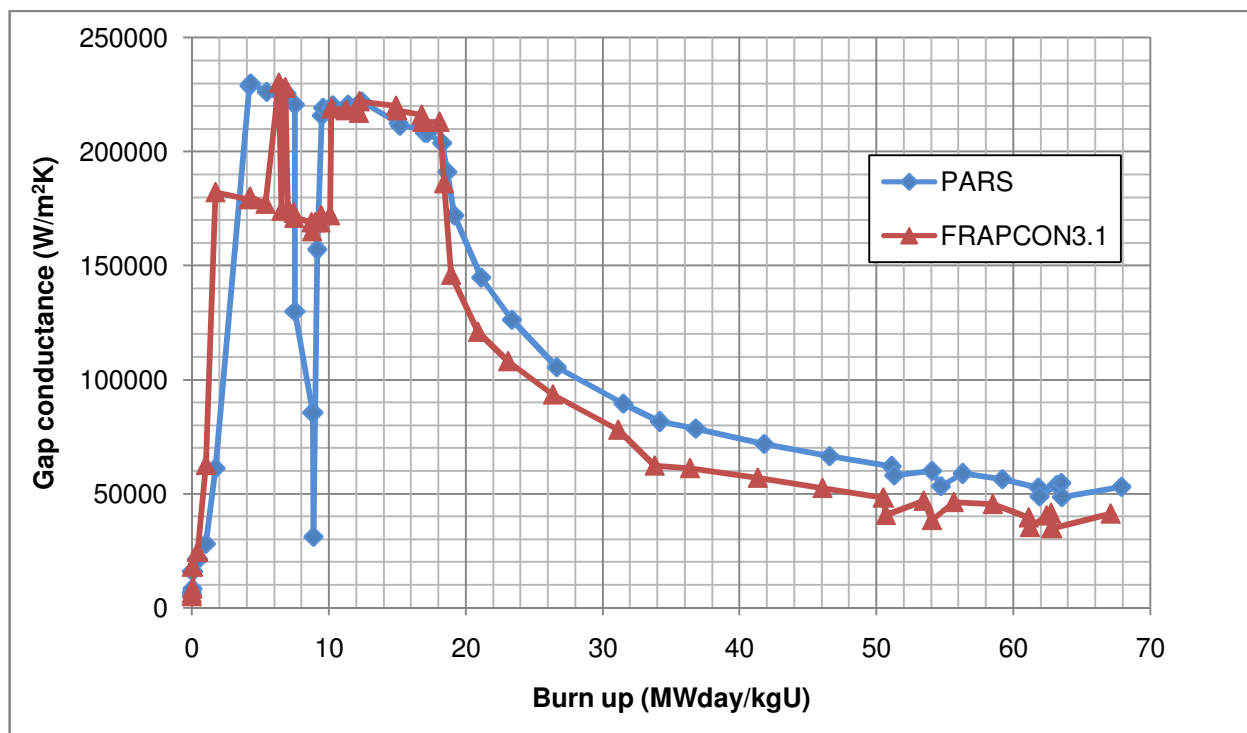


شکل ۶۳: فشار گاز درون میله سوخت بر حسب زمان



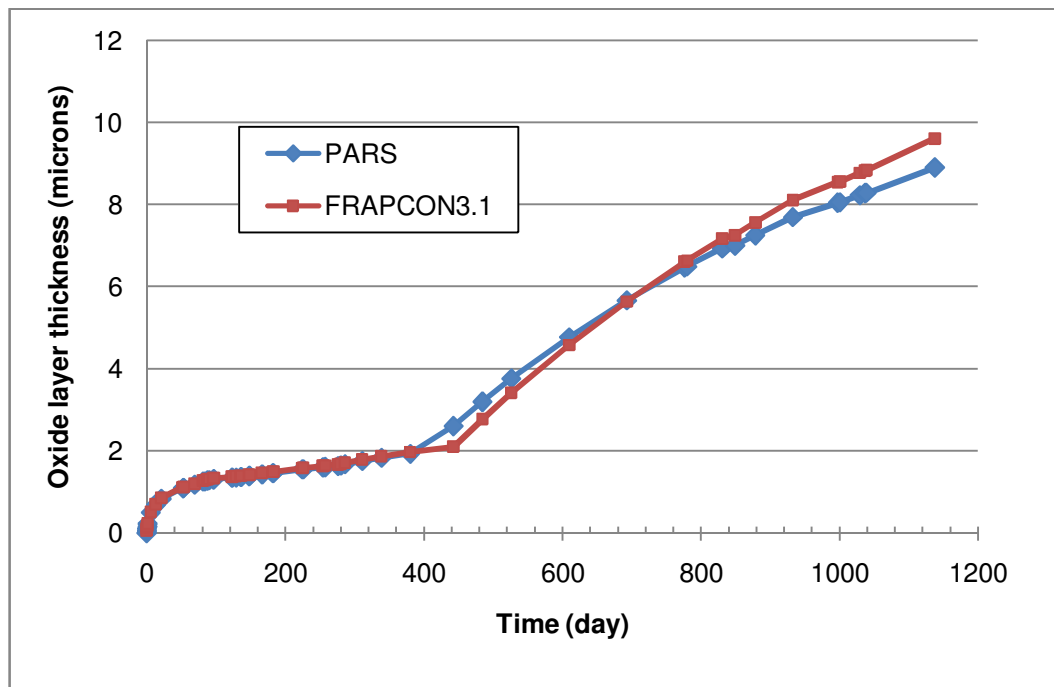
شکل ۶۴: حجم گاز درون میله سوخت بر حسب زمان

در شکل ۶۵ ضریب انتقال حرارت شکاف گازی در مقطع پنجم محوری میله سوخت برحسب فرسایش آمده است. ملاحظه می شود که در فرسایش حدود 9 (MWd/kgU) مقدار ضریب انتقال حرارت کاهش ناگهانی داشته و در سایر نقاط از تطابق خوبی برخوردار است. در فرسایش کمتر از 10 (MWd/kgU) پدیده بازیابی ترک حاکم بوده و در این مسئله خاص تغییرات ناگهانی توان وجود دارد و مدل سازی پدیده بازیابی ترکها در کد PARS منجر به این تغییرات می گردد. ولی در کد FRAPCON3.1 به نظر می رسد پس از شروع اولین تماس سخت فیزیکی، موضوع باز شدن مجدد ترکها به گونه ای دیگر بررسی شده است و مجددا در محاسبات اعمال نشده است. به هر حال در مورد پدیده بازیابی ترک در دفترچه کد FRAPCON3.1 تنها یک جمله ارائه شده است و اعمال دقیق آن نیز با ترفندهای محاسباتی صورت گرفته است و نیاز به تحقیق و توسعه مدل های مناسبی در این زمینه احساس می شود. لازم به ذکر است در مسائل معمول میله سوخت، چنین وضعیتی به ندرت ایجاد شده و نتایج کد PARS همخوانی خوبی با کد FRAPCON3.1 دارد.

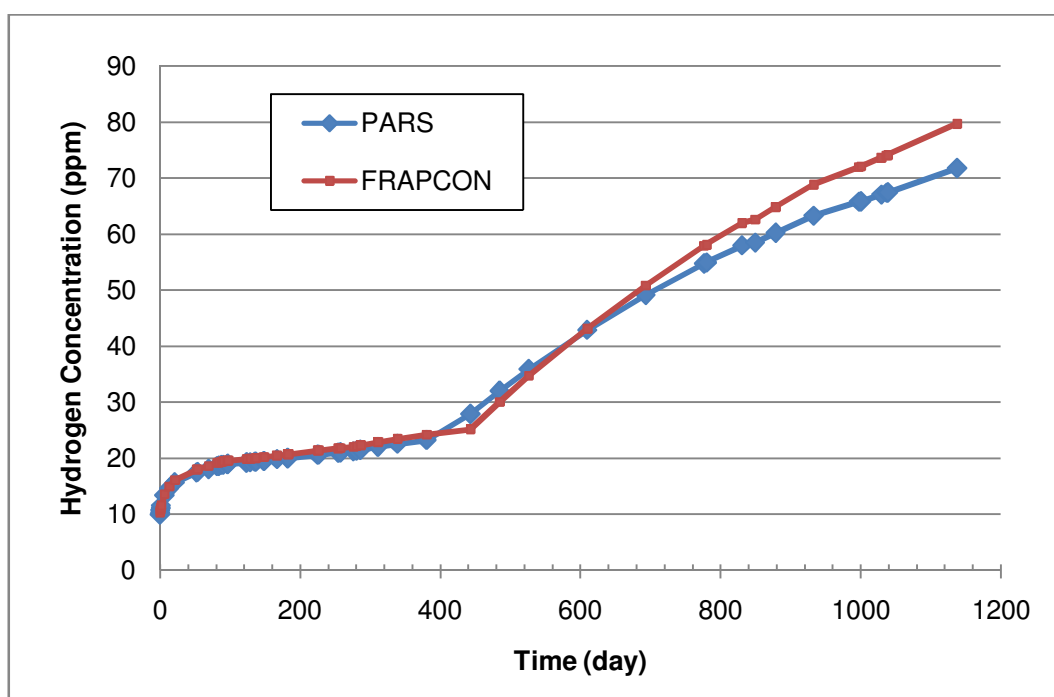


شکل ۶۵: تغییرات ضریب انتقال حرارت شکاف گازی در مقطع پنجم محوری برحسب فرسایش

شکل ۶۶ ضخامت لایه اکسید در مقطع پنجم محوری میله سوخت محاسبه شده توسط کد FRAPCON3.1 و کد PARS را در طول زمان نمایش می‌دهد. شکل ۶۷ غلظت هیدروژن موجود در غلاف در مقطع پنجم محوری میله سوخت را برحسب ppm در طول زمان توسط کد FRAPCON3.1 و کد PARS نمایش می‌دهد. یکی از دلایل وجود خطا در محاسبه غلظت هیدروژن، تاثیر خطای موجود در محاسبه ضخامت لایه اکسید است که مهم‌ترین پارامتر در محاسبه میزان غلظت هیدروژن می‌باشد.

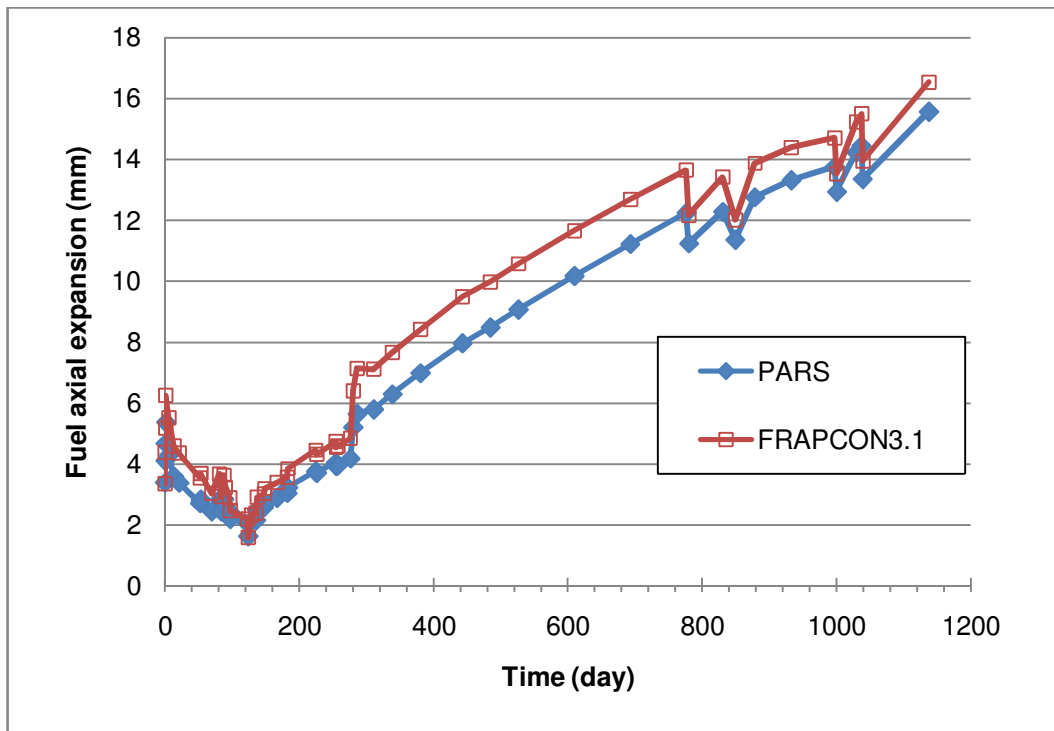


شکل ۶۶: ضخامت لایه اکسید در مقطع پنجم محوری میله سوخت برحسب زمان

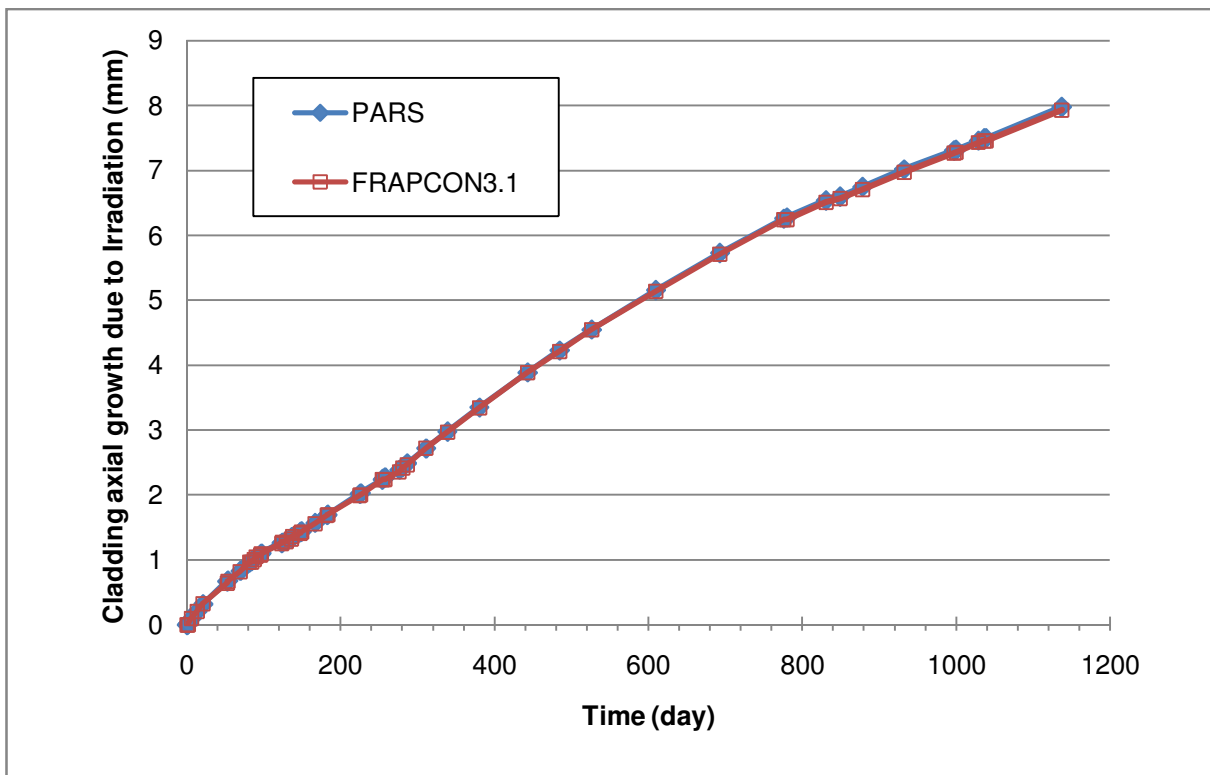


شکل ۶۷: غلظت هیدروژن در غلاف در مقطع پنجم محوری میله سوخت بر حسب زمان

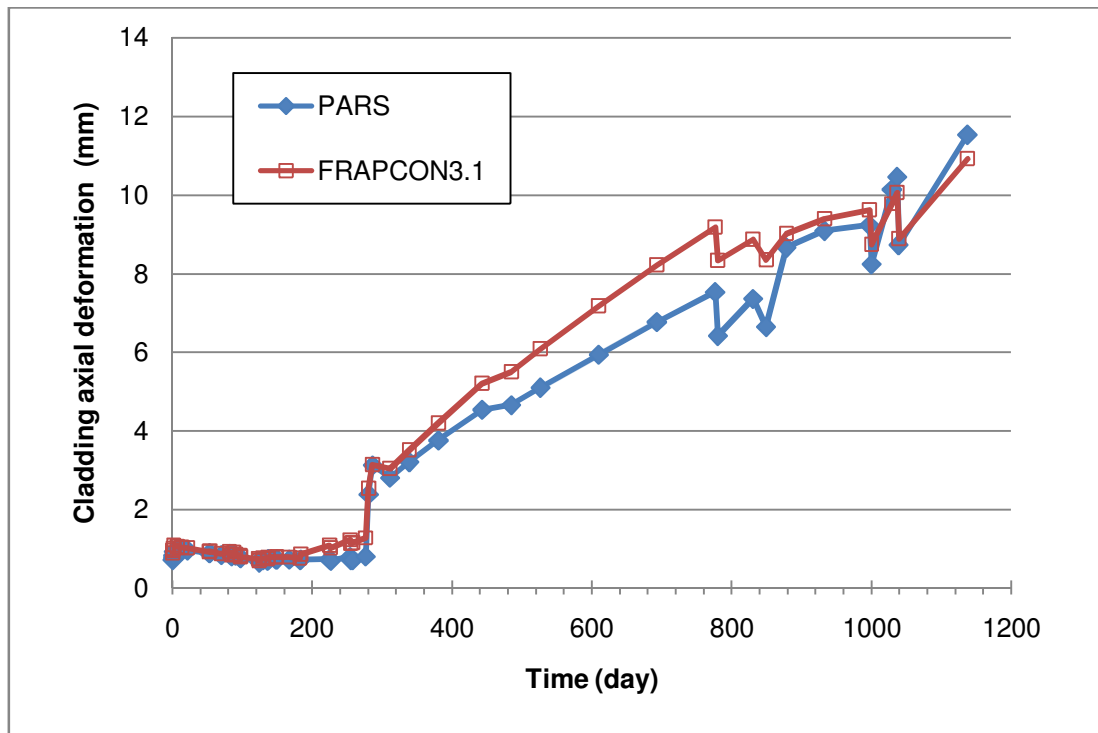
در شکل ۶۸ نتایج تغییر طول کل سوخت آمده است. این تغییر شکل در جهت محوری است و ناشی از پدیده‌های تورم، انبساط حرارتی و چگال شدن است. در شکل ۶۹ نتایج تغییر طول غلاف در طی زمان ناشی از شار نوترون‌های سریع در مقایسه با کد FRAPCON3.1 ارائه شده است. همچنین در شکل ۷۰ نتایج تغییر طول غلاف ناشی از سایر عوامل شامل انبساط حرارتی، کرنش ناشی از تنش و پدیده خزش در مقایسه با کد FRAPCON3.1 ارائه شده است و در شکل ۷۱ تغییر طول میله سوخت ناشی از تمامی پدیده‌های تأثیرگذار ارائه شده است. محاسبه میزان تغییر شکل غلاف به لحاظ طراحی قیده‌های بالا و پایین میله سوخت از اهمیت خاصی برخوردار است. همچنین مقدار تغییر شکل سوخت و غلاف در محاسبات حجم آزاد درون میله سوخت و به تبع آن در فشار گاز درون میله تأثیرگذار است.



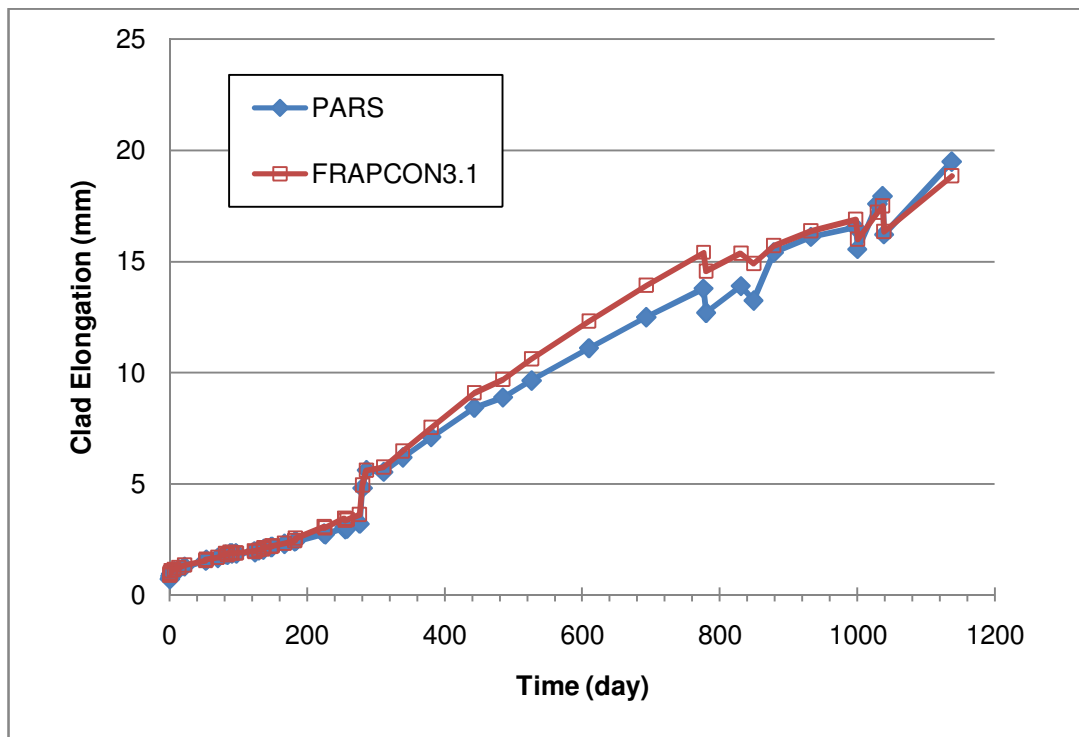
شکل ۶۸: تغییر طول سوخت برحسب زمان



شکل ۶۹: تغییر طول غلاف ناشی از شار نوترون‌های سریع در طی زمان



شکل ۷۰: تغییر طول غلاف ناشی از انبساط حرارتی، تنش-کرنش و خزش در طی زمان

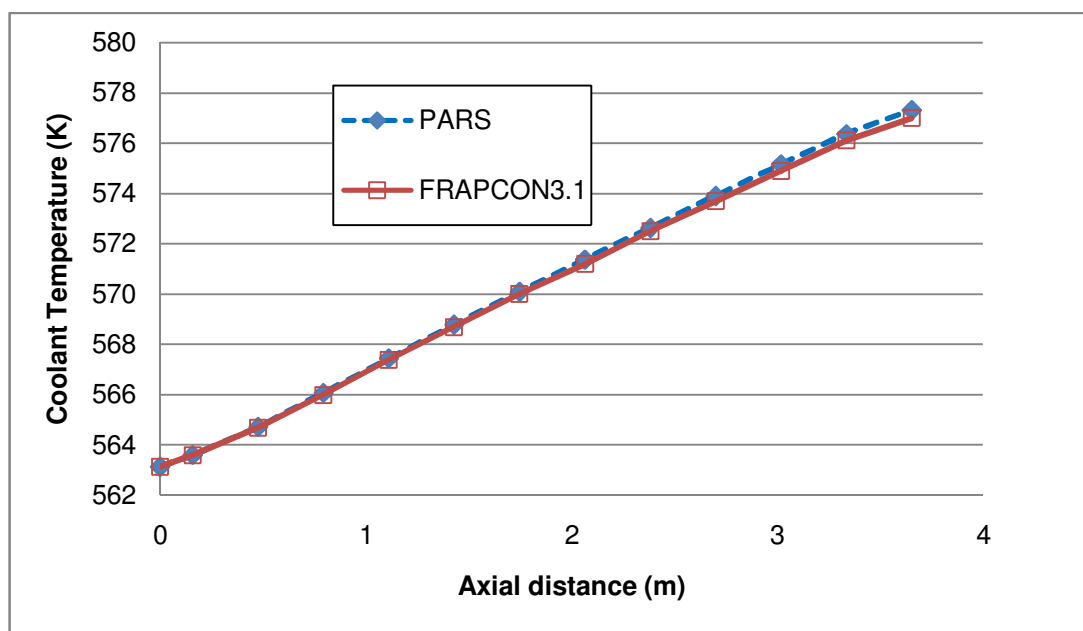


شکل ۷۱: تغییر طول غلاف ناشی از تمامی پدیده‌های تأثیرگذار در طی زمان

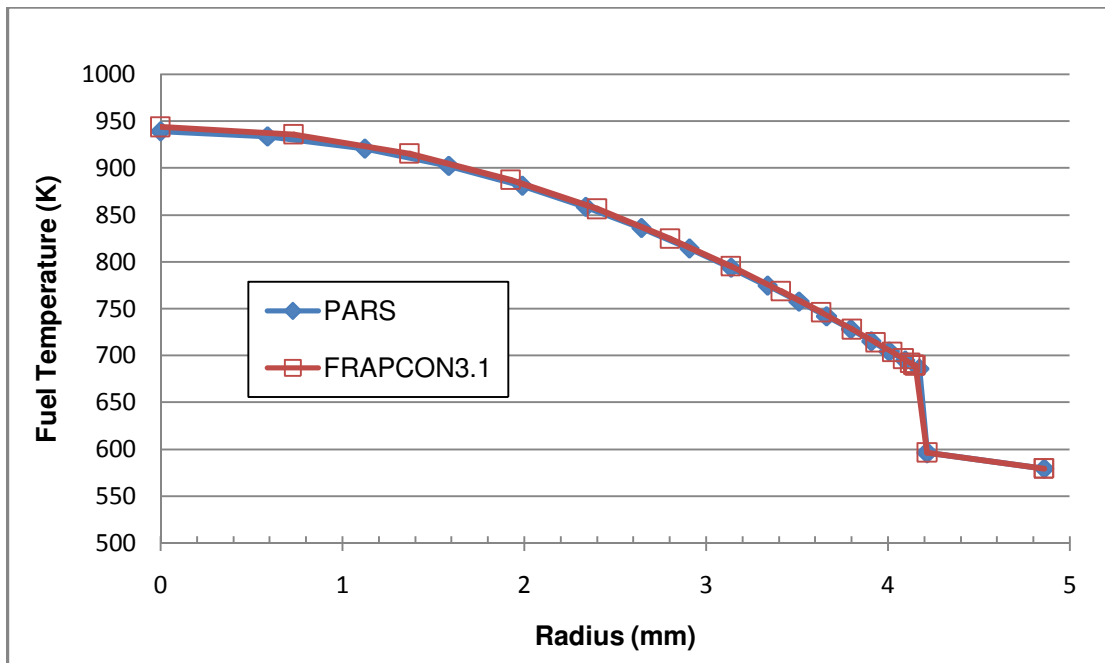
۱۱-۲- نتایج مسئله نمونه شماره ۲

نتایج کد PARS برای توزیع محوری دمای سیال در ابتدای کارکرد میله در شکل ۷۲ با نتایج کد FRAPCON3.1 مقایسه شده است که انطباق خوبی با یکدیگر دارند. همچنین توزیع شعاعی دمای سوخت در شکل ۷۳ و شکل ۷۴ به ترتیب برای ابتدا و انتهای دوره کاری ۱۶۹۷ روز میله سوخت برای مقطع سوم ارائه شده است. توزیع نسبی شعاعی توان در سوخت در مقطع میانی در ابتدا و انتهای سیکل به ترتیب در شکل‌های ۷۵ و ۷۶ ارائه شده است. علت افزایش شدید توان در نواحی پیرامونی سوخت در انتهای سیکل کاری، تولید بیشتر پلوتونیوم در این نواحی نسبت به ناحیه مرکزی می باشد.

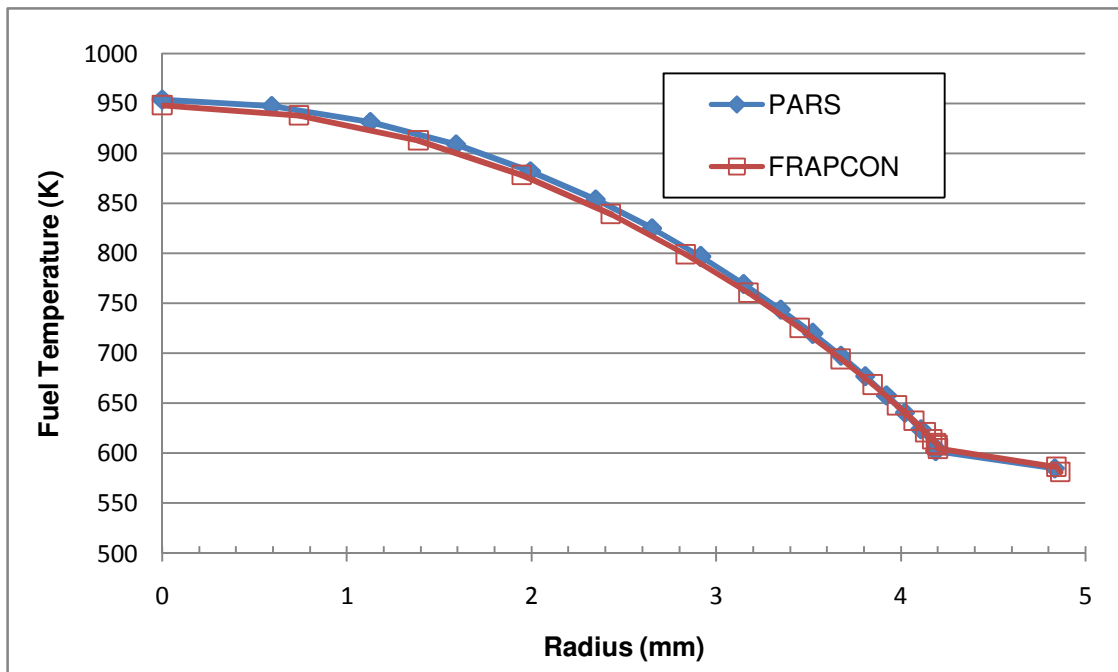
تغییر دمای مرکز و سطح خارجی سوخت و دمای سطح داخلی غلاف و دمای سطح خارجی لایه اکسید غلاف در طی سیکل کاری در شکل‌های ۷۷ الی ۸۰ آمده است. ملاحظه می‌شود که تغییر دما در همه موارد انطباق خوبی دارد. در این راستا از مش تغییر شکل یافته در محاسبات حرارتی استفاده شد همچنین از روابط قدیمی ضریب هدایت حرارتی سوخت (منطبق بر دفترچه کد FRAPCON3.1) بهره گرفته شده است. در شکل ۸۱ نتایج دو کد برای دمای محفظه بالای میله سوخت آمده است که حداکثر تفاوت حدود ۸ کلوین دارد.



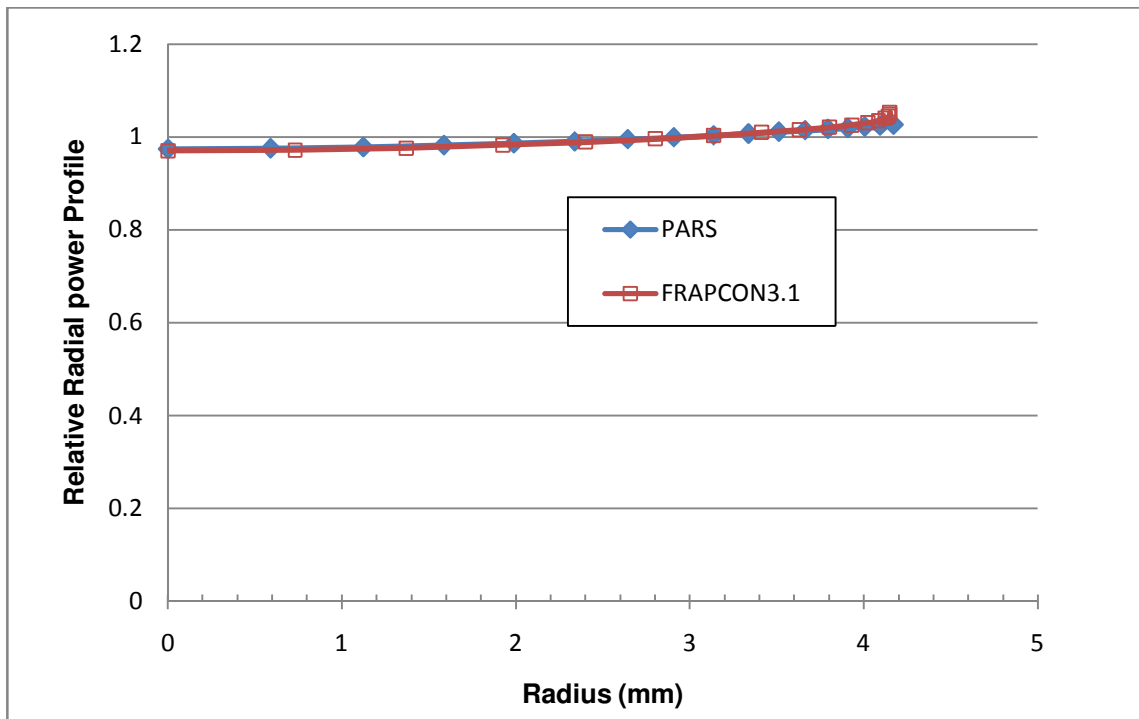
شکل ۷۲: مقایسه توزیع محوری دمای سیال



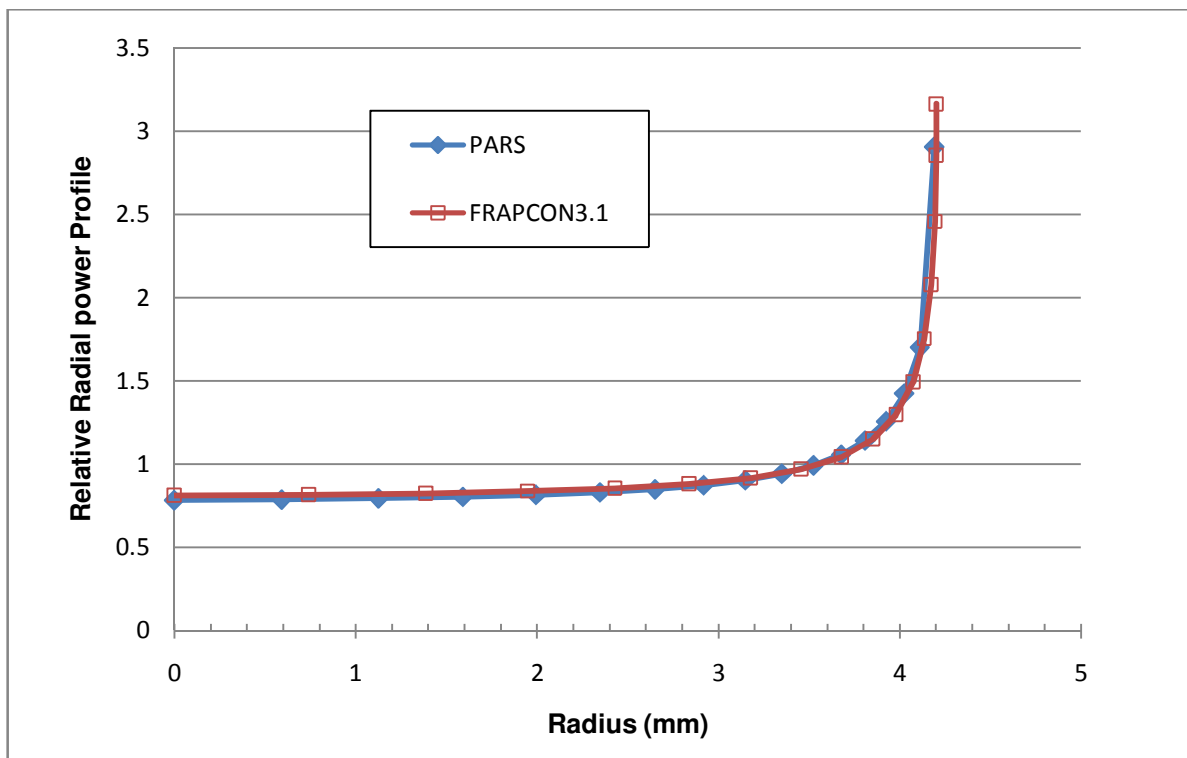
شکل ۷۳: توزیع شعاعی دما در در مقطع سوم محوری میله سوخت در ابتدای کار راکتور



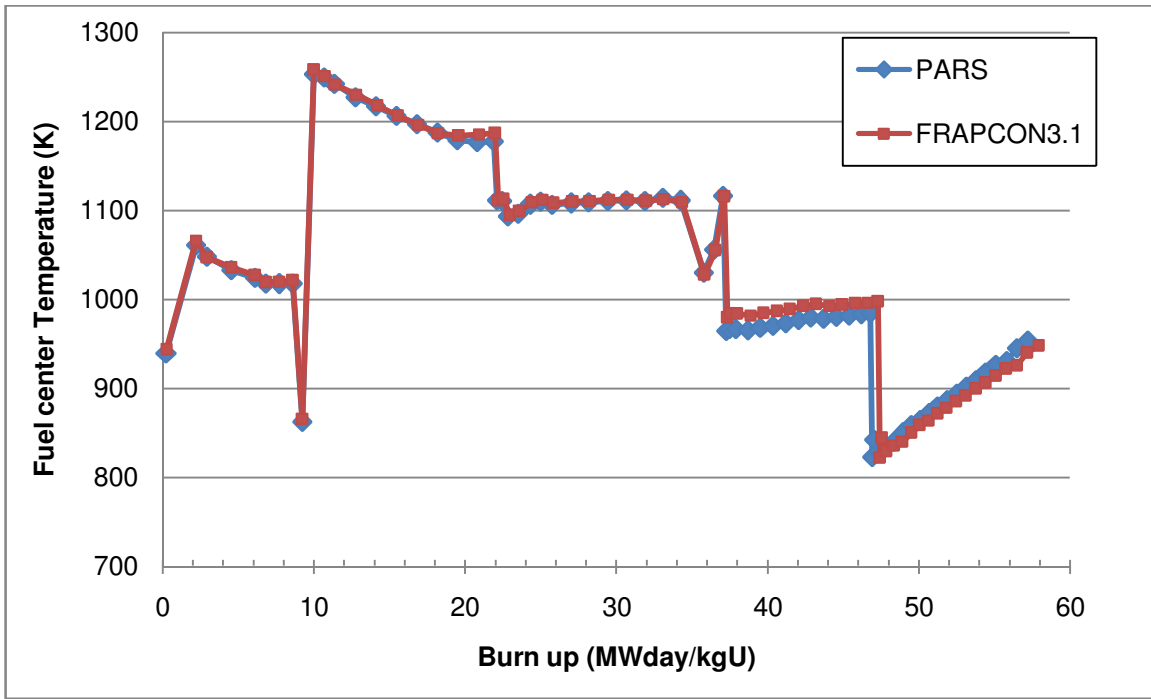
شکل ۷۴: توزیع شعاعی دما در میله سوخت در مقطع سوم محوری با گذشت ۱۶۹۷ روز از کارکرد میله در راکتور



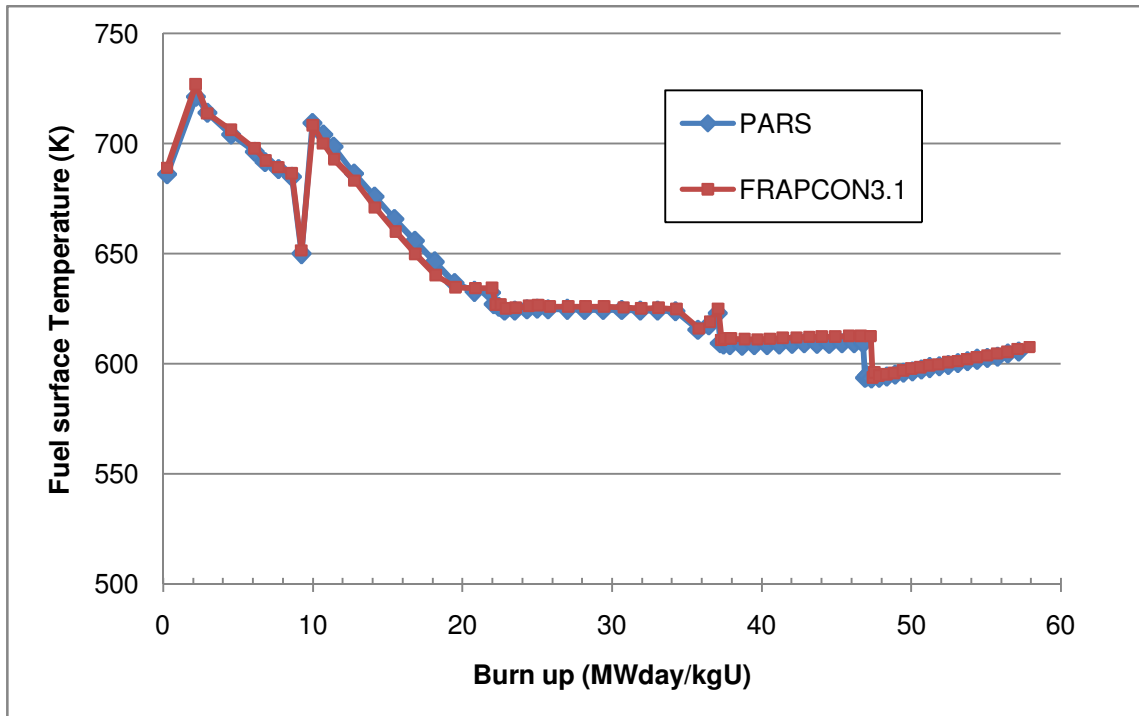
شکل ۷۵: توزیع نسبی شعاعی توان در سوخت در مقطع سوم محوری در ابتدای کارکرد میله در راکتور



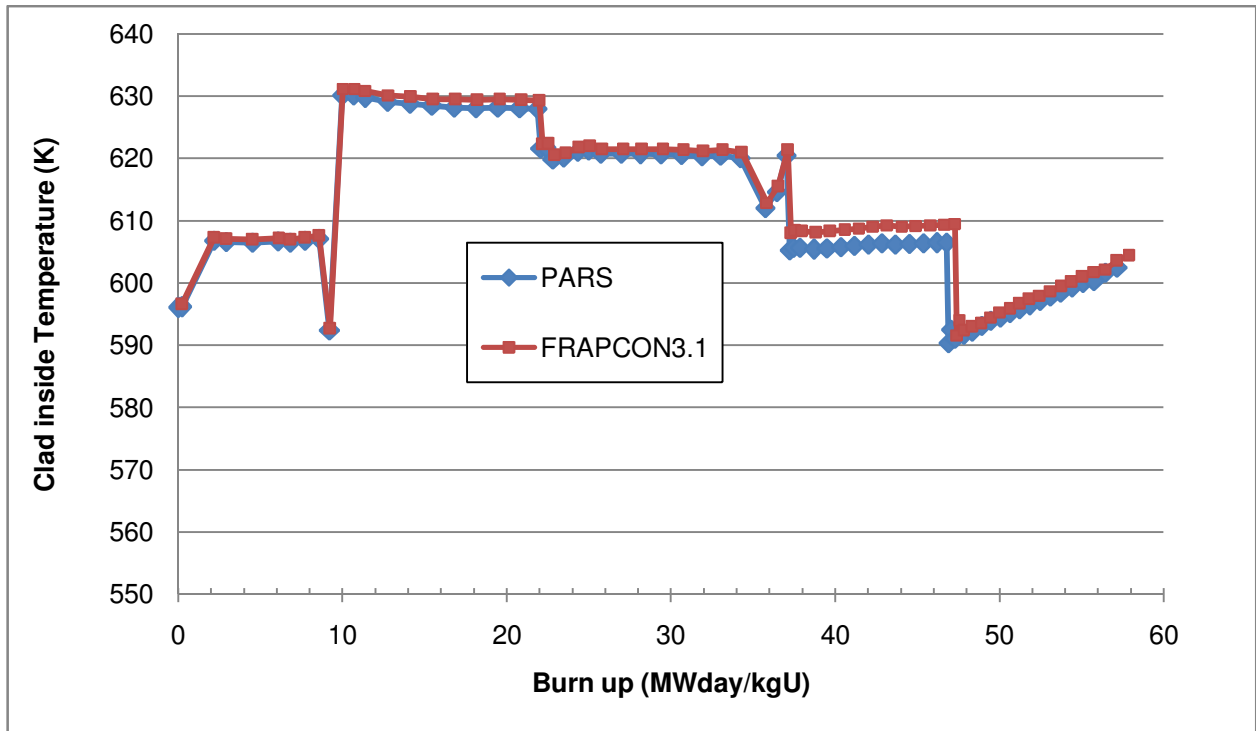
شکل ۷۶: توزیع نسبی شعاعی توان در سوخت در مقطع سوم محوری با گذشت ۱۶۹۷ روز از کارکرد میله در راکتور



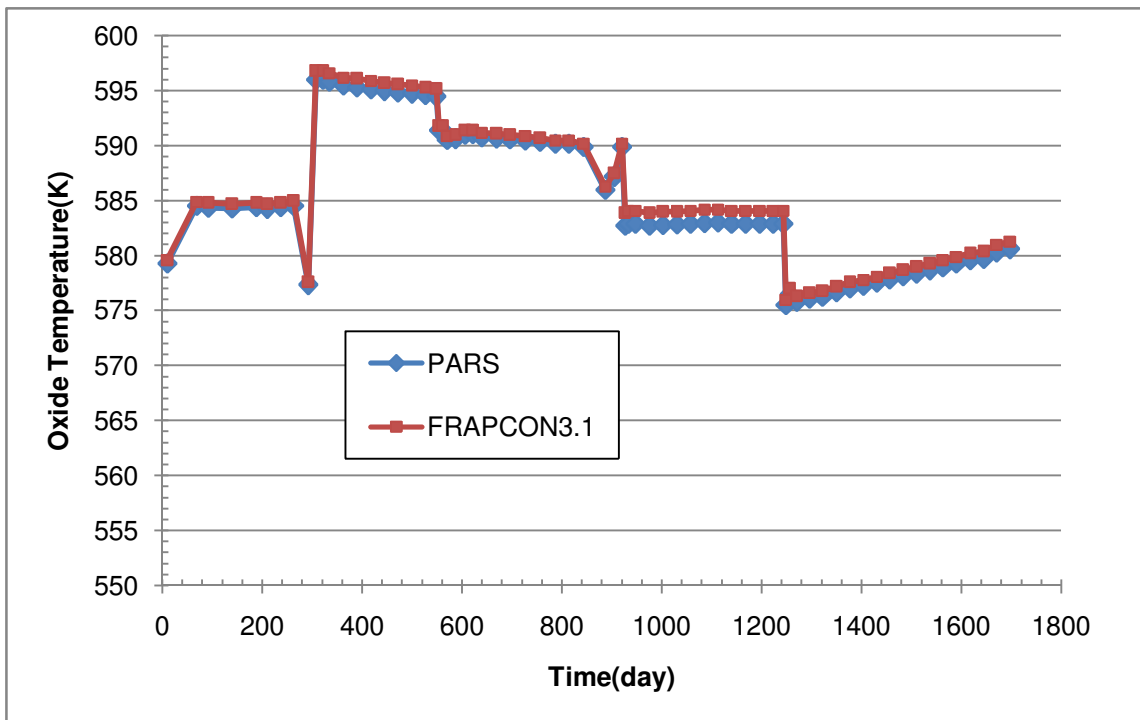
شکل ۷۷: تغییر دمای مرکز سوخت در مقطع سوم محوری میله سوخت برحسب فرسایش



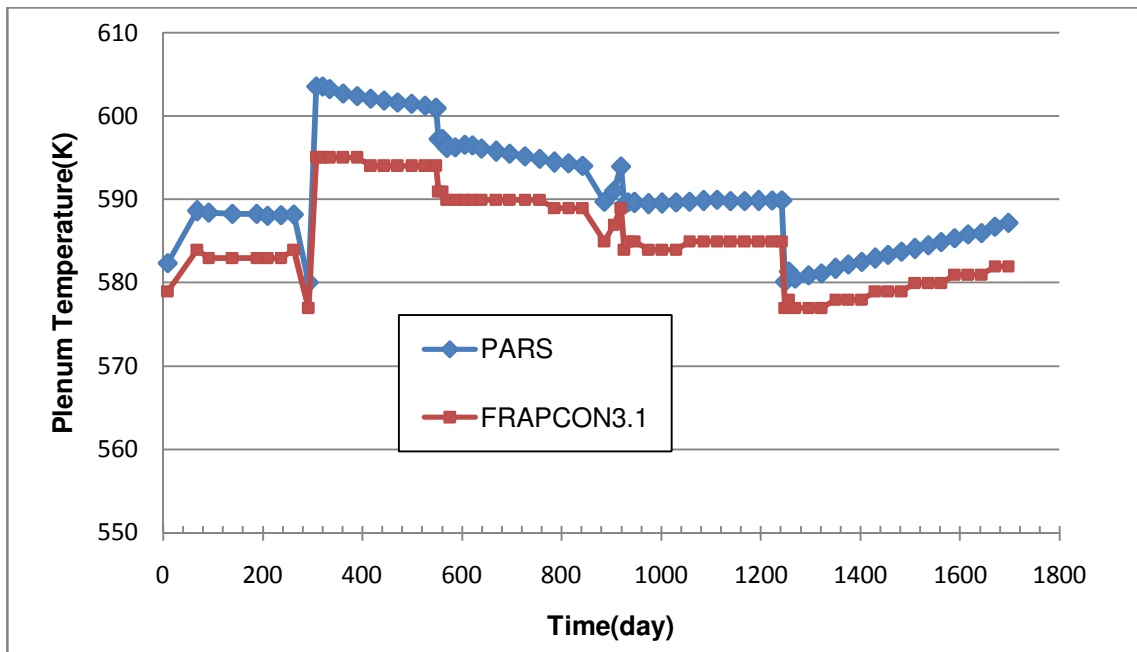
شکل ۷۸: تغییر دمای سطح سوخت در مقطع سوم محوری میله سوخت برحسب فرسایش



شکل ۷۹: تغییر دمای سطح داخلی غلاف در مقطع سوم محوری میله سوخت برحسب فرسایش

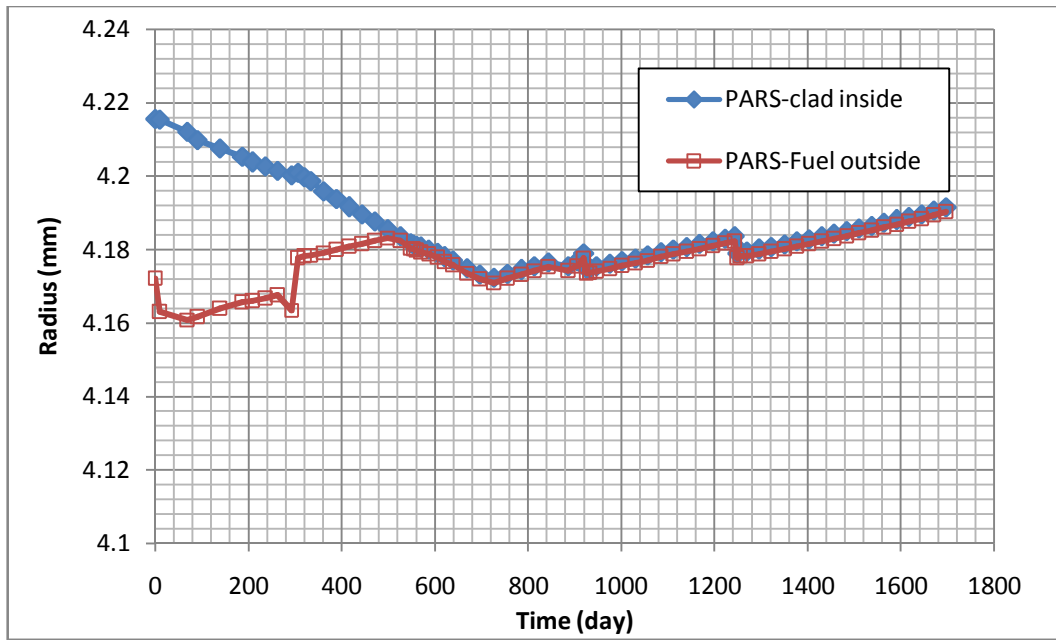


شکل ۸۰: تغییر دمای سطح خارجی لایه اکسید روی غلاف در مقطع سوم محوری برحسب زمان

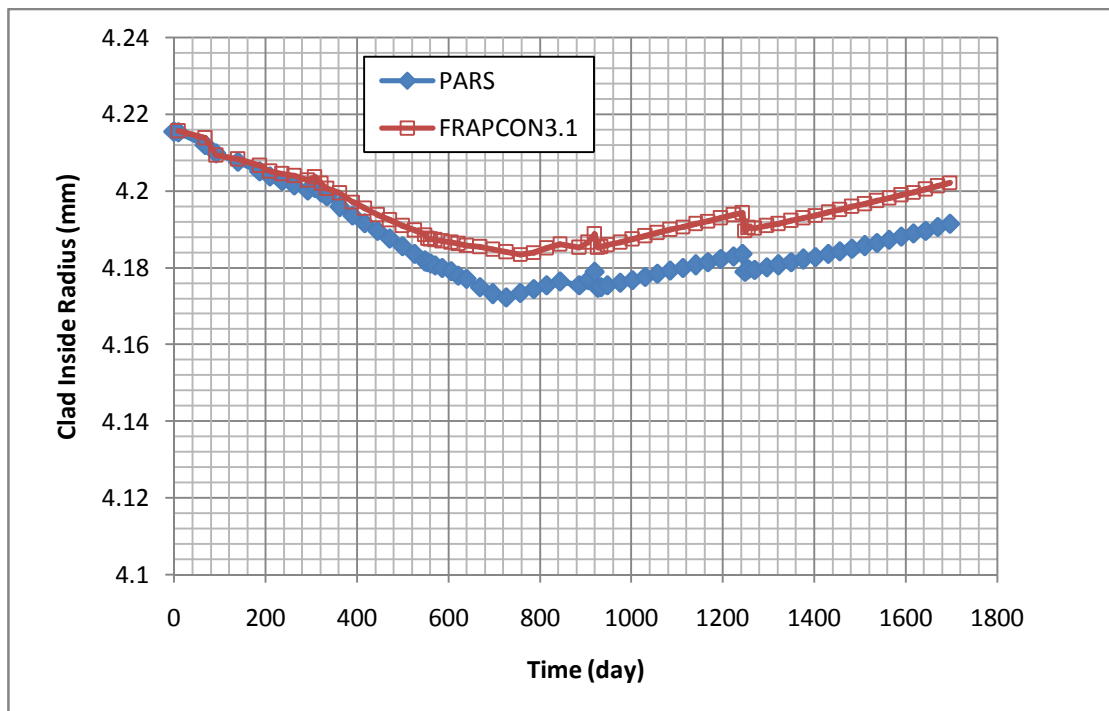


شکل ۸۱: تغییر دمای گاز در محفظه بالای میله سوخت بر حسب زمان

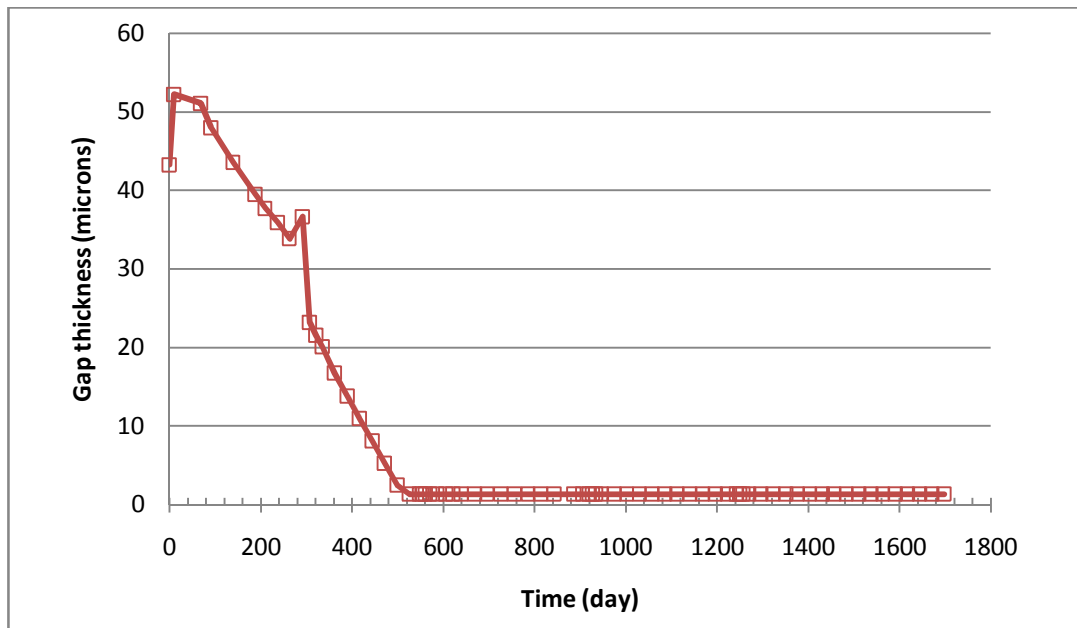
در شکل ۸۲ و شکل ۸۳ نتایج حاصل از کد PARS و کد FRAPCON3.1 برای تغییر شعاعی سوخت و غلاف ارائه شده است. اگر به روند کلی تغییر شعاع سوخت در این دو شکل دقت شود ملاحظه می‌شود در ۶۸ روز ابتدایی کار میله سوخت، شعاع سوخت با شیب زیادی کاهش می‌یابد که نشان‌دهنده غالب بودن پدیده چگال‌شدن سوخت است. پس از آن پدیده تورم و جابجایی ناشی از ترک به آرامی سبب افزایش شعاع سوخت شده و از سوی دیگر خزش غلاف به سمت داخل روی می‌دهد. تغییر شکل همزمان سوخت و غلاف تا جایی ادامه می‌یابد که منجر به بسته شدن شکاف و تماس فیزیکی با غلاف می‌گردد. سپس در محدوده ۵۰۰ تا ۷۲۶ روز، پدیده بازپایی جابجایی سوخت (ناشی از ترک) غالب است و شعاع سوخت کاهش می‌یابد. غالب بودن این پدیده به این معنی است که ممکن است سایر پدیده‌ها در کاهش و افزایش شعاع سوخت نقش داشته باشند ولی بیشترین اثر به دلیل کم شدن فاصله در ترک‌ها در سوخت است. در این محدوده کاری، شعاع سوخت به قدری کاهش می‌یابد تا ۵۰ درصد جابجایی‌های ناشی از ترک‌ها با رویداد سایر پدیده‌های سوخت از قبیل انبساط حرارتی، تورم و خزش غلاف بازپایی شود. از روز ۷۲۶ به بعد تماس سخت فیزیکی بین سوخت و غلاف روی می‌دهد و افزایش شعاع سوخت به طور کامل به غلاف منتقل شده و سبب تنش و کرنش در غلاف می‌شود. بدیهی است که به دلیل تغییر جهت نیروی وارده به غلاف جهت خزش به سمت بیرون ادامه می‌یابد. تغییر اندازه شکاف بین سوخت و غلاف حاصل از محاسبات کد توسعه داده شده در شکل ۸۴ ارائه شده است.



شکل ۸۲: تغییر شعاع داخلی غلاف و شعاع خارجی سوخت برحسب زمان در مقطع سوم محوری میله سوخت

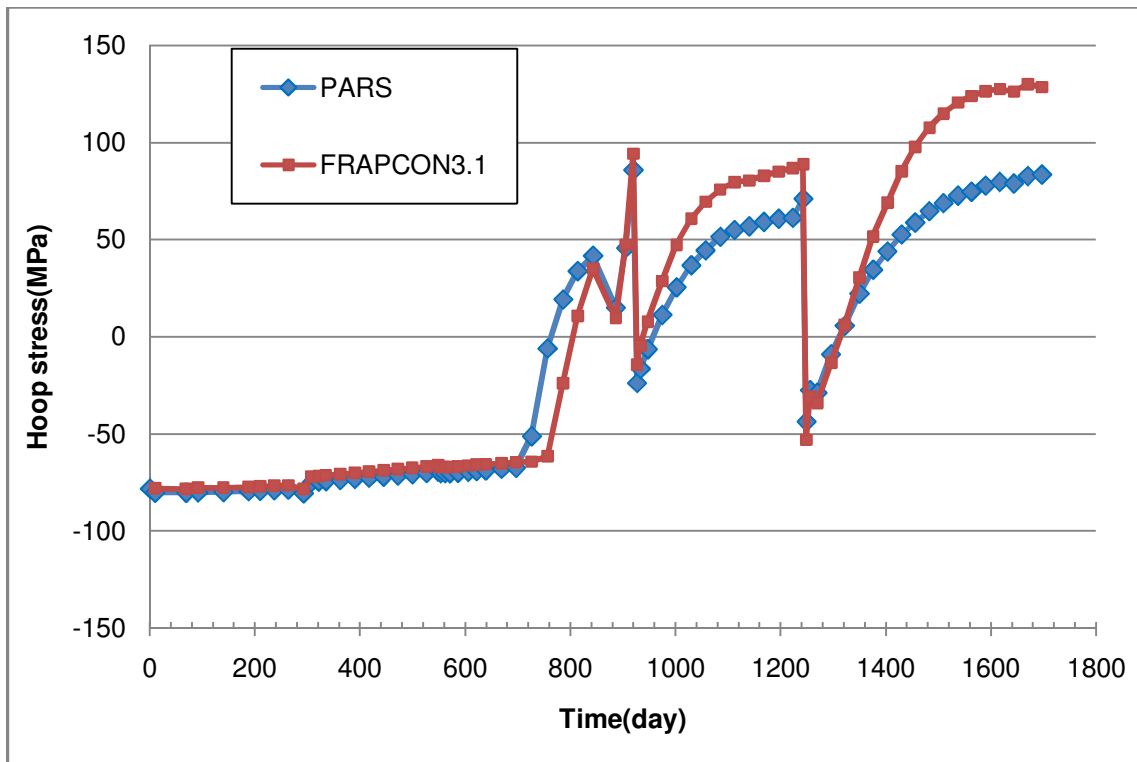


شکل ۸۳: تغییر شعاع داخلی غلاف برحسب زمان کار میله سوخت در راکتور در مقطع سوم محوری

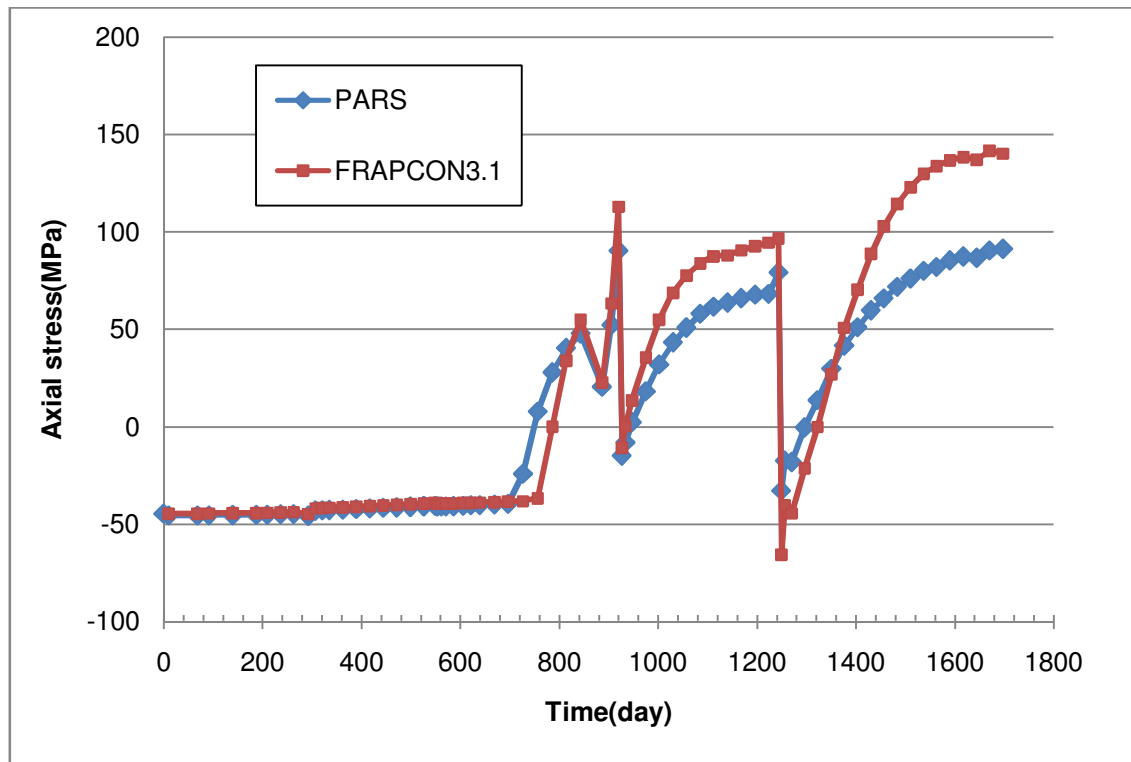


شکل ۸۴: تغییر اندازه شکاف بین سوخت و غلاف برحسب زمان کارکرد میله سوخت در مقطع سوم محوری

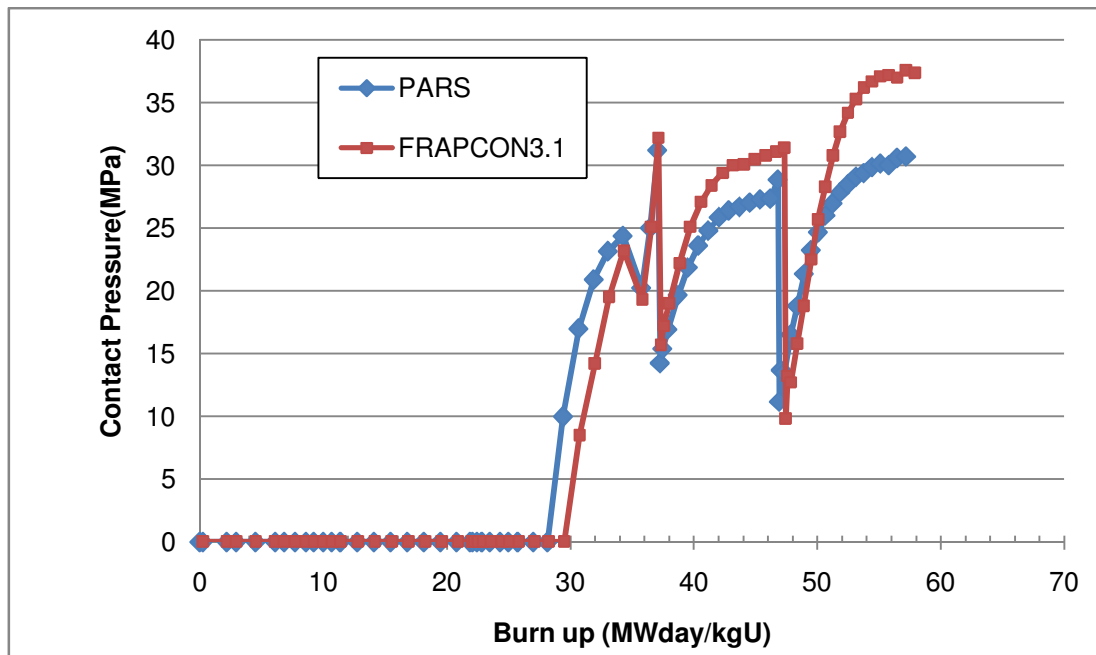
در شکل ۸۵ تغییر مقدار تنش محیطی و در شکل ۸۶ تغییر مقدار تنش محوری در غلاف در مقطع سوم میله سوخت در طی شرایط کاری ۱۶۹۷ روز ارائه شده است. ملاحظه می‌شود که نتایج کد PARS روند مشابهی با نتایج کد FRAPCON3.1 داشته و مقادیر تنشها از دقت خوبی برخوردار است. در شکل ۸۵ مقایسه‌ای از مقدار فشار تماسی بین سوخت و غلاف در مقطع سوم محوری میله سوخت به نمایش گذاشته شده است.



شکل ۸۵: تنش محیطی غلاف در مقطع سوم محوری میله سوخت بر حسب زمان

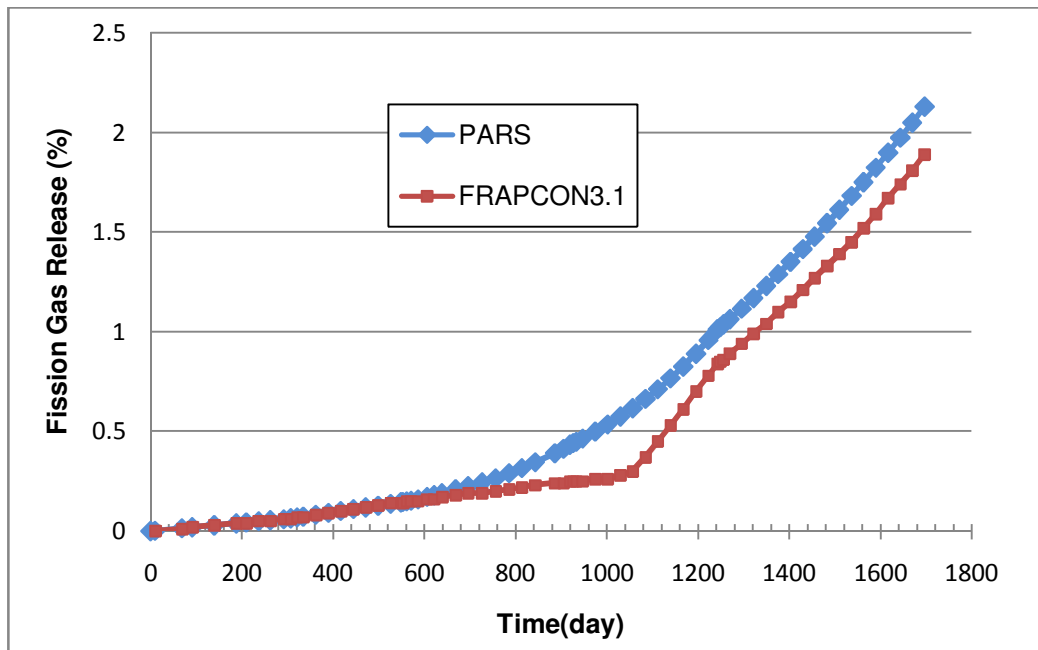


شکل ۸۶: تنش محوری غلاف در مقطع سوم محوری میله سوخت بر حسب زمان

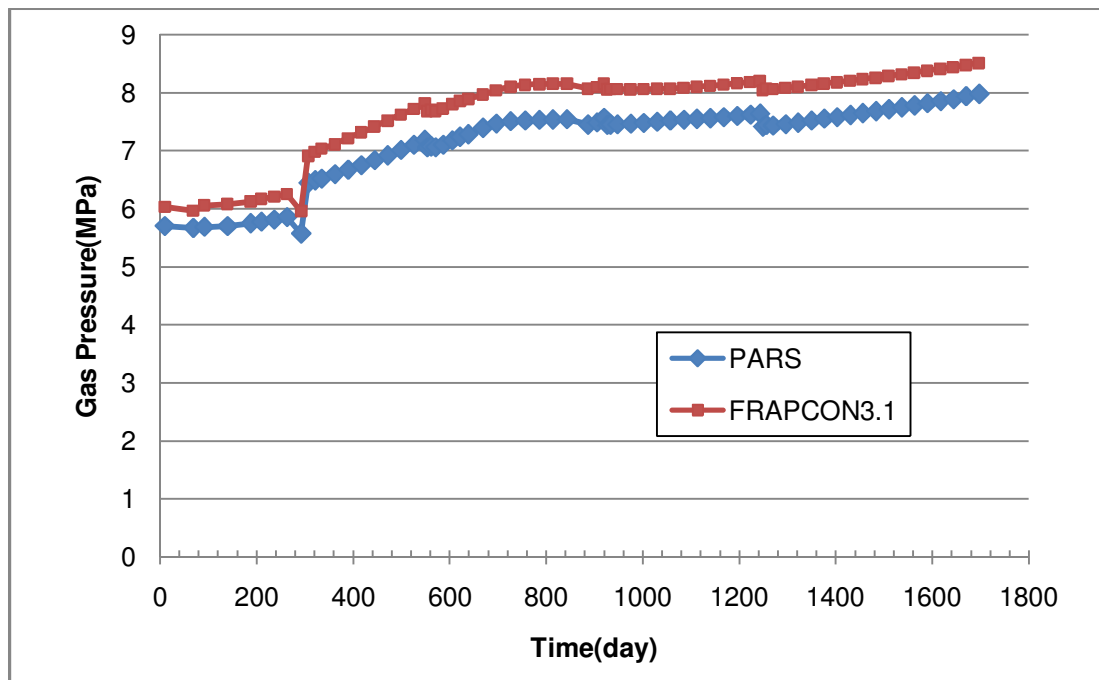


شکل ۸۷: فشار تماسی بین سوخت و غلاف در مقطع سوم محوری میله سوخت برحسب فرسایش

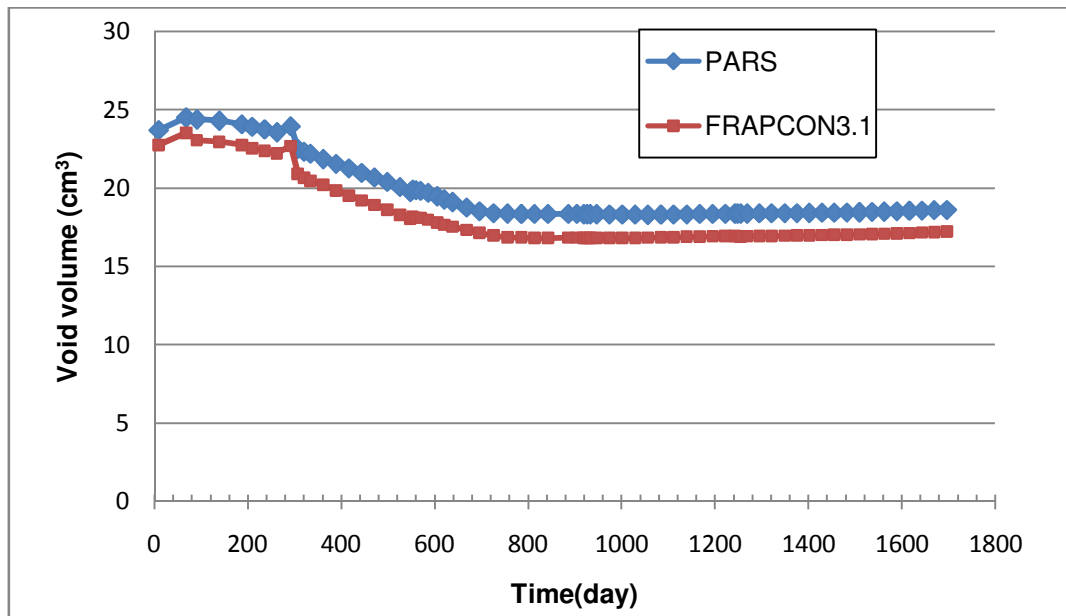
تغییر نسبت گازهای حاصل از شکافت رها شده به تولید شده در کل میله سوخت در طی مدت زمان ۱۶۹۷ روز در شکل ۸۸ ارائه شده است. نتایج ارائه شده مربوط به مدل اصلاح شده Forsberg&Massih است که با نتایج مدل اصلاح شده Forsberg&Massih مقایسه شده است. مقایسه نتایج نشان می‌دهد که مدل اصلاح شده Forsberg&Massih به خوبی پیاده‌سازی شده است. بررسی مراجع مختلف مرتبط با اعتبارسنجی کدهای رفتار سوخت نشان می‌دهد که مقادیر محاسبه شده از مدل‌های رهائش محصولات شکاف گازی در مقایسه با نتایج تجربی بعضاً تفاوت قابل توجهی دارد که نشان‌دهنده پیچیدگی پدیده و ضعف مدل‌های محاسباتی در شبیه‌سازی این پدیده است. همچنین در شکل ۸۹ فشار گاز درون میله در شکل ۹۰ تغییر حجم آزاد درون میله سوخت در طول سیکل ارائه شده است. ملاحظه می‌شود که روند تغییرات فشار و حجم مشابه نتایج کد FRAPCON3.1 است. تغییر ضریب انتقال حرارت شکاف گازی برحسب فرسایش در مقطع سوم محوری در شکل ۹۱ ارائه شده است. مقایسه نتایج نشان از دقت مناسب محاسبات در این موضوع می‌باشد.



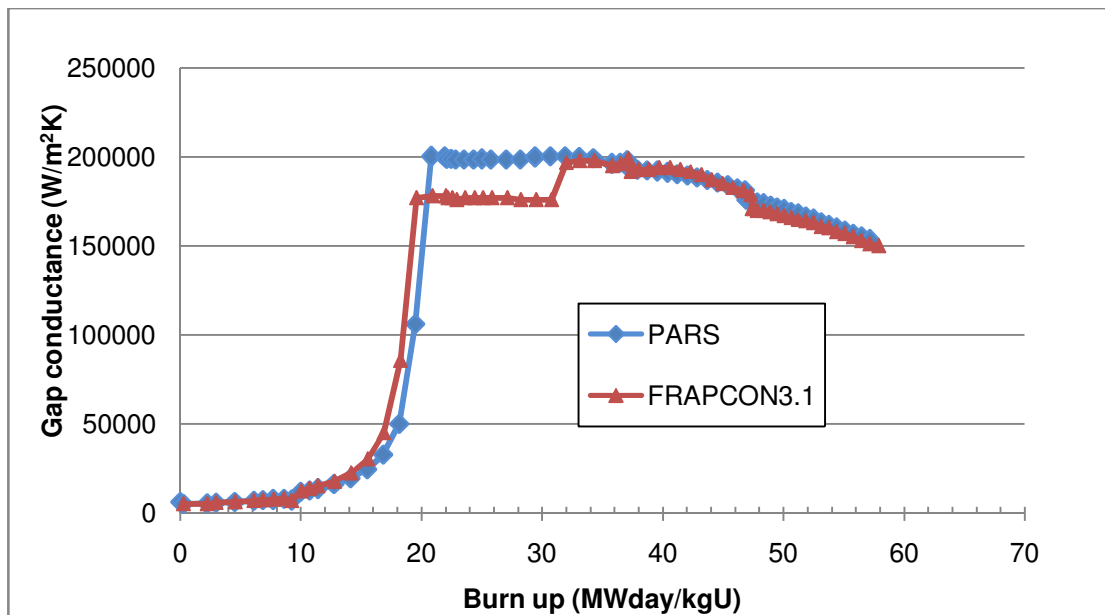
شکل ۸۸: تغییر نسبت گازهای حاصل از شکافت رها شده به تولید شده در کل میله سوخت



شکل ۸۹: فشار گاز درون میله سوخت برحسب زمان



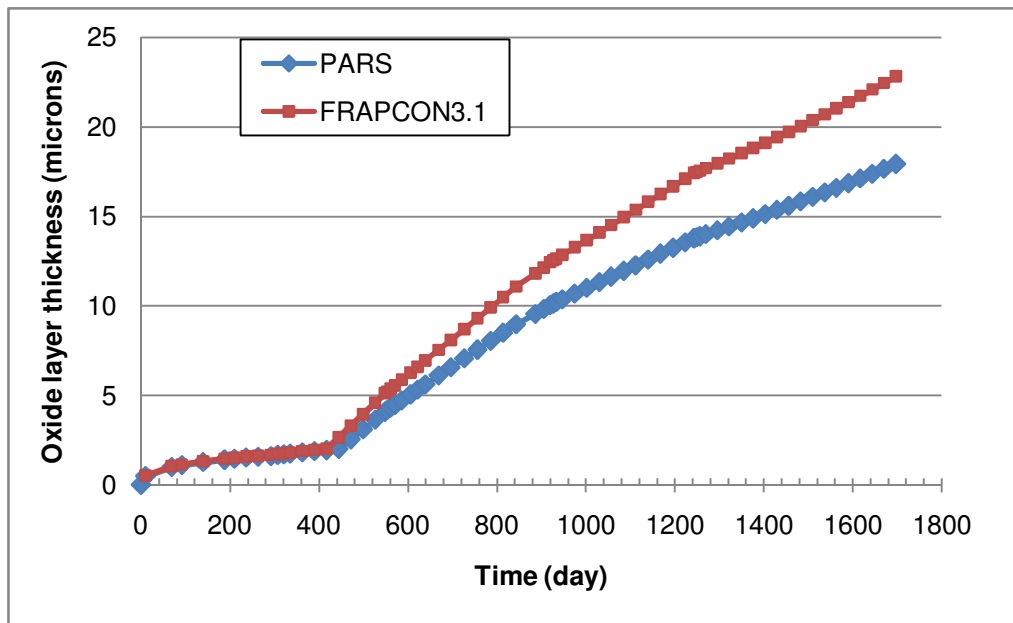
شکل ۹۰: حجم گاز درون میله سوخت برحسب زمان



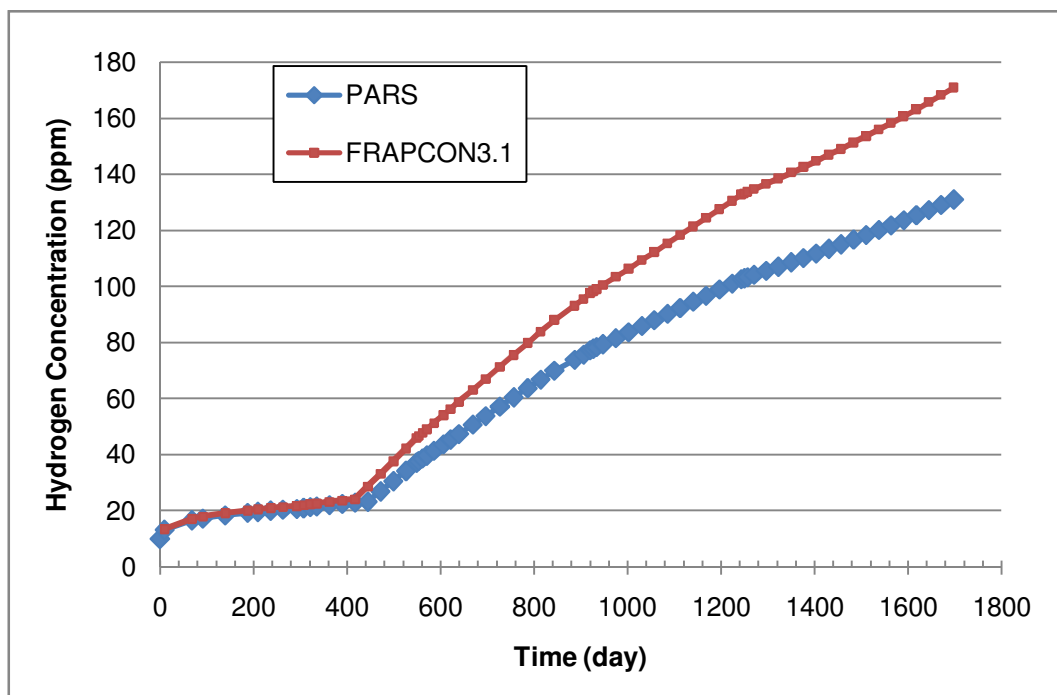
شکل ۹۱: ضریب انتقال حرارت شکاف در مقطع سوم محوری برحسب فرسایش

شکل ۹۲ ضخامت لایه اکسید محاسبه شده توسط کد FRAPCON3.1 و نتایج کد PARS را در طی زمان نمایش می‌دهد. شکل ۹۳ غلظت هیدروژن موجود در غلاف را برحسب ppm در طی زمان ارائه می‌دهد. یکی از

دلایل وجود خطا در محاسبه غلظت هیدروژن، انتقال خطای موجود در محاسبه ضخامت لایه اکسید است که پارامتری مهم در محاسبه میزان غلظت هیدروژن می‌باشد.

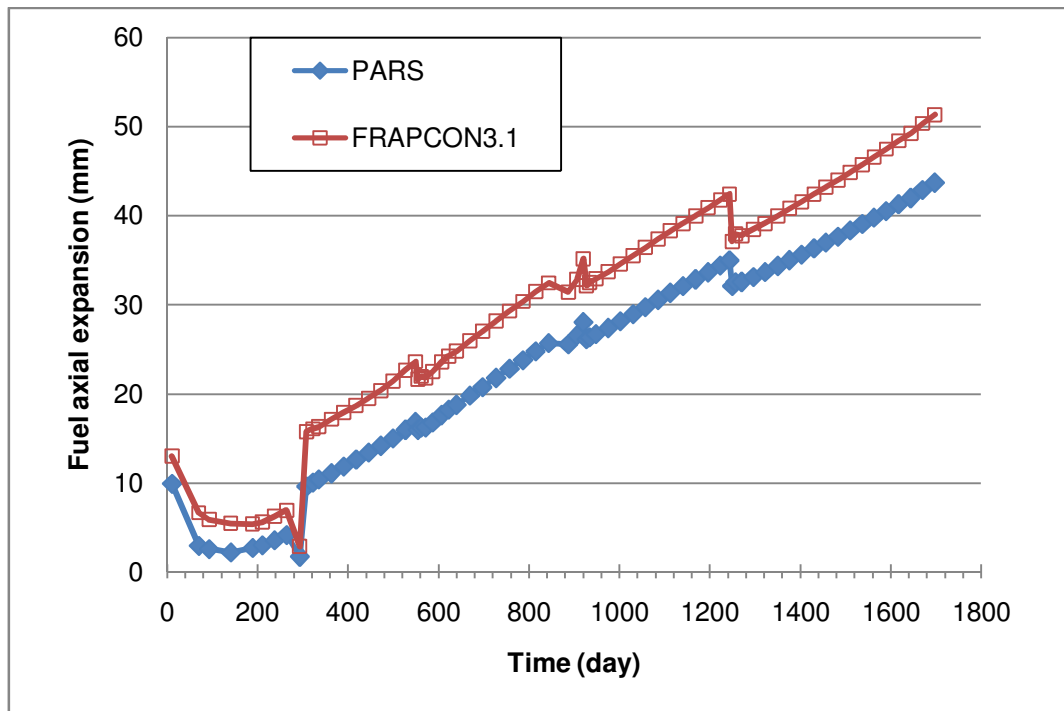


شکل ۹۲: ضخامت لایه اکسید در مقطع سوم محوری بر حسب زمان

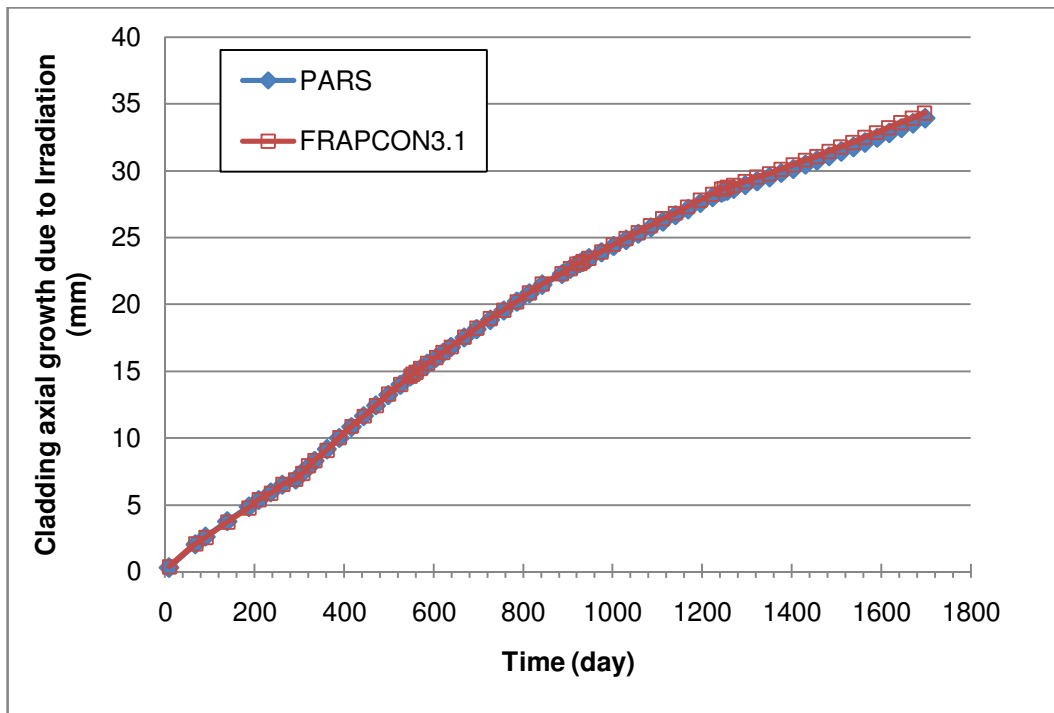


شکل ۹۳: غلظت هیدروژن در غلاف در مقطع سوم محوری بر حسب زمان

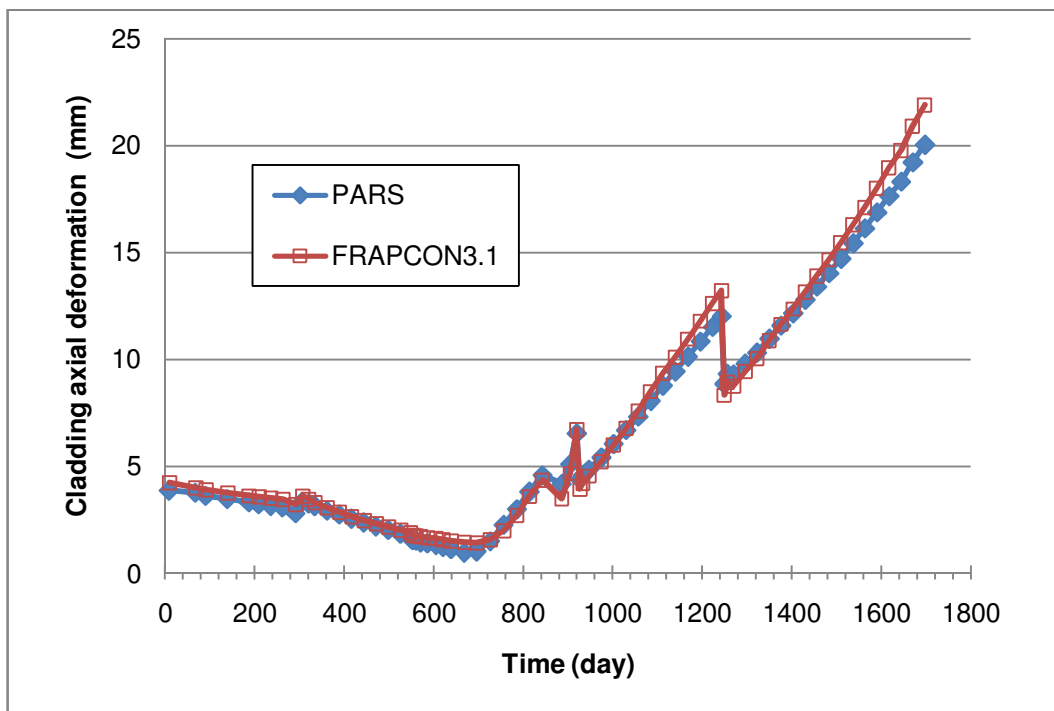
در شکل ۹۴ نتایج تغییر طول سوخت آمده است. این تغییر شکل در جهت محوری است و ناشی از پدیده‌های تورم، انبساط حرارتی و چگال‌شدن است. در شکل ۹۵ نتایج تغییر طول غلاف در طی زمان ناشی از شار نوترون‌های سریع در مقایسه با کد FRAPCON3.1 ارائه شده است. همچنین در شکل ۹۶ نتایج تغییر طول غلاف ناشی از سایر عوامل شامل انبساط حرارتی، کرنش ناشی از تنش و پدیده خزش در مقایسه با کد FRAPCON3.1 ارائه شده است. همچنین در شکل ۹۷ تغییر طول میله سوخت ناشی از تمامی پدیده‌های تأثیرگذار ارائه شده است که انطباق خوبی با نتایج کد FRAPCON3.1 دارد. محاسبه میزان تغییر شکل غلاف به لحاظ طراحی قیده‌های بالا و پایین میله سوخت از اهمیت خاصی برخوردار است. همچنین مقدار تغییر شکل سوخت و غلاف در محاسبات حجم آزاد درون میله سوخت و به تبع آن در فشار گاز درون میله تأثیرگذار است.



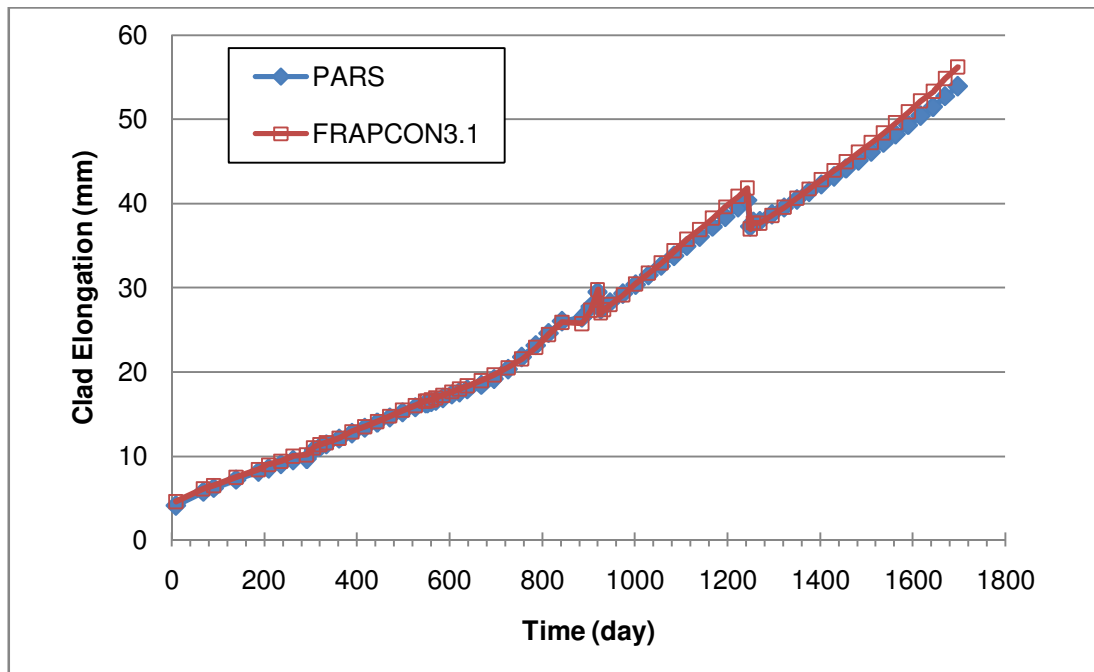
شکل ۹۴: تغییر طول سوخت در طی زمان



شکل ۹۵: تغییر طول غلاف ناشی از شار نوترون‌های سریع در طی زمان



شکل ۹۶: تغییر طول غلاف ناشی از انبساط حرارتی، تنش و خزش در طی زمان



شکل ۹۷: تغییر طول غلاف ناشی از همه پدیده‌های تأثیرگذار در طی زمان

۱۲- نتیجه گیری

در این پروژه کد تحلیل عملکرد میله سوخت در شرایط پایا (PARS) توسعه داده شد. این کد قابلیت شبیه سازی میله های سوخت از جنس دی اکسید اورانیوم و غلاف با آلیاژ زیرکونیوم را دارا می باشد و برای راکتورهای هسته ای آب تحت فشار (PWR) و آب جوشان (BWR) مناسب است. با توجه به این که هدف بررسی عملکرد میله سوخت در مدت زمان سیکل کاری یک یا چندساله و شرایط کارکرد عادی میله سوخت است و تغییرات در پارامترها به کندی اتفاق می افتد، می توان مسئله را به صورت پایا در نظر گرفت و مدل سازی برای زمان های کاری مختلف نیز به صورت پایا صورت می گیرد. کد PARS توانایی محاسبات پدیده های تأثیرگذار در عملکرد میله سوخت از جمله توزیع محوری خواص سیال، توزیع شعاعی توان با حل همزمان معادلات مصرف سوخت، توزیع دمای سوخت با روش اختلاف محدود، تغییر شکل سوخت با لحاظ پدیده های تورم، چگالش، انبساط حرارتی، جابجایی ناشی از ترک و بازیابی آن، تنش- کرنش الاستیک در غلاف در شرایط شکاف باز و بسته، تنش- کرنش پلاستیک غلاف در شرایط شکاف بسته، خزش غلاف، تولید و رها شدن محصولات شکافت گازی، حجم آزاد درون میله، فشار گاز، ضریب انتقال حرارت شکاف گازی، خوردگی غلاف و ترکیب با هیدروژن را دارا می باشد. همچنین این کد توانایی مدل سازی رفتار حرارتی- مکانیکی میله سوخت در شرایط تغییر توان و شرایط مرزی سیال را دارا می باشد. این موضوع دارای ویژگی ها و پیچیدگی های خاصی است که از آن جمله می توان به رفتار سوخت در هنگام افزایش و کاهش توان، تأثیر گام های مختلف و شرایط مختلف در پدیده خزش، مشکلات همگرایی حلقه های تغییر شکل و دما اشاره کرد. جهت بررسی توانایی کد توسعه داده شده در تحلیل عملکرد میله سوخت دو مسئله استاندارد انتخاب گردید. نتایج کد PARS با نتایج کد FRAPCON3.1 مقایسه شد. در اکثر نتایج تطابق خوبی بین نتایج این کد و کد FRAPCON3.1 مشاهده شد. لازم به ذکر است هر چند مسائل انتخاب شده مربوط به میله های سوختی هستند که به فرسایش های خیلی بالا می رسند، مقایسه نتایج نشان می دهد که کد توسعه داده شده دارای دقت خوبی حتی در فرسایش های حدود 60 MWd/kgU است.

۱۳- مراجع

1. Olander Donald R. , "Fundamental Aspects of Nuclear Reactor Fuel Elements, Technical information center, Energy Research and Development Administration, 1976
2. Roshan Zamir, M., General description of KIANA-1 structure and its application for fuel rod behavior, Annals of Nuclear Energy 28 ,365-374, 2001
3. Yarmohammadi, Mahdi., "GAP CONDUCTANCE CALCULATIONS", IR-360 Nuclear Power Plant (detail design) DKP1-DD-MA-PRT-0JA-TH-0JA000-01, MASNA Company, 1390.
4. Geelhood, K.J., Luscher, W.G., Raynaud, P.A., Porter, I.E., "FRAPCON-4.0: A Computer Code for the Calculation of Steady-State Thermal-Mechanical Behavior of Oxide Fuel Rods for High Burnup", Pacific Northwest National Laboratory, 2015.
5. Bernard, L.C., Jacoud, J.L., Vesco, P., An efficient model for the analysis of fission gas release, Journal of Nuclear Materials, 2002
6. "Light Water Reactor Fuel Analysis Code FEMAXI-7 Model and Structure", Japan Atomic Energy Research Institute, 2013.
7. Geelhood, K.J., Luscher, W.G., "FRAPCON-3.5: A Computer Code for the Calculation of Steady-State Thermal-Mechanical Behavior of Oxide Fuel Rods for High Burnup", Pacific Northwest National Laboratory, 2014
8. IAEA-TECDOC, "Improvement of Computer Codes Used for Fuel Behaviour Simulation (FUMEX-III)", 2013
9. HORHOIANU, G., MOSCALU, D.R., POPESCU, I.A., INVESTIGATION OF FUEL ROD BEHAVIOUR UNDER EXTENDED 1 BURNUP CONDITIONS WITH ROFEM FUEL PERFORMANCE CODE , Annals of Nuclear Energy 10 ,695-708, 1998
10. Hales, J.D., Williamson, R. L., Novascone, S.R., Pastore, G. " BISON Theory Manual The Equations Behind Nuclear Fuel Analysis", Idaho National Laboratory, 2014.
11. Geelhood, K.J., Luscher, W.G., C.E. Beyer, "FRAPCON-3.4: A Computer Code for the Calculation of Steady-State Thermal-Mechanical Behavior of Oxide Fuel Rods for High Burnup", Pacific Northwest National Laboratory, 2011
12. Lassmann, K. , O'Carroll, C., van de Laar, J., Walker, CT., The radial distribution of plutonium in high burnup UO₂ fuels, Journal of Nuclear Materials 208 ,223-231, 1994
13. IAMBUS-1 - A DIGITAL COMPUTER CODE FOR THE DESIGN, IN-PILE PERFORMANCE PREDICTION AND POST-IRRADIATION ANALYSIS OF ARBITRARY FUEL RODS, 1974
14. Palmer, I.D., Hesketh, K.W., Jackson, P.A. , A model for Prediction the radial power profile in a fuel pin, 1983
15. Schubert, A., Gyori, C., Laar, J., Bznuni, S., Verification of the TRANSURANUS burn-up model for WWER fuel and (U,Gd)O₂ fuel, International Conference on the Physics of Reactors Nuclear Power; A Sustainable Resource, Switzerland, 2008
16. Wiesenack, W., "Physical Principles and Computational Codes for Fuel Behaviour Modelling", OECD Halden Reactor Project, 2008.
17. Incropera, D., Bergman, L., "Fundamentals of Heat and Mass Transfer" , John Wiley & Sons Inc., 215, 2007.
18. Berna, G.A., Beyer, CE., Davis, KL., Lanning, DD., "FRAPCON-3: A Computer Code for the Calculation of Steady-State, Thermal-Mechanical Behavior of Oxide Fuel Rods for High Burnup", Pacific Northwest National Laboratory & Idaho National Engineering and Environmental Laboratory, 1997.

19. K.J. Geelhood, W.G. Luscher, C.E. Beyer, J.M. Cuta, "FRAPTRAN 1.4: A Computer Code for the Transient Analysis of Oxide Fuel Rods", Pacific Northwest National Laboratory, 2011.
۲۰. خزانه، رضا. روشن‌ضمیر، منوچهر. "سوخت هسته‌ای با تکیه بر استفاده از آن در راکتورهای آب تحت فشار". سازمان انرژی اتمی، ۱۳۷۶.
21. Ross, A.M. ,Stoute, R.L., HEAT TRANSFER COEFFICIENT BETWEEN UO₂ AND ZIRCALOY-2 , Atomic Energy of Canada, 1962
22. Rahgoshay, M., Hashemi-Tilehnoee, M., " Optimizing a gap conductance model applicable to VVER-1000 thermal-hydraulic model", Annals of Nuclear Energy, 2012.
23. K.J. Geelhood, W.G. Luscher, J.M. Cuta, "FRAPTRAN 1.5: A Computer Code for the Transient Analysis of Oxide Fuel Rods", Pacific Northwest National Laboratory, 2014.
24. Luscher W.G. ,Geelhood K.J., Material Property Correlations Comparisons between FRAPCON-3.4, FRAPTRAN 1.4, and MATPRO, Pacific Northwest National Laboratory, 2011
25. IAEA-TECDOC-949, "Thermophysical properties of materials for water cooled reactors", 1997
۲۶. جانی‌پور، اصغر. بهزادی، محمدرسول. "سوخت راکتورهای هسته‌ای VVER" انتشارات دانشگاه صنعتی امیرکبیر، ۱۳۸۵.
27. Geelhood, KJ., Beyer, CE., Luscher, WG., " PNNL Stress/Strain Correlation for Zircaloy", Pacific Northwest National Laboratory, 2008.
28. Schubert, A., Van Uffelen P., van de Laar, J., Walker, C.T., Haeck W., Extension of the TRANSURANUS burn-up model, Journal of Nuclear Materials, 376, 1–10, 2008
29. Ball, M.J. , ORIGEN: The ORNL Isotope Generation and Depletion Code, ORNL Report, ORNL-4628, 1973
30. "FEMAXI-III: A computer code for the analysis of thermal and mechanical behavior of fuel rod", Japan Atomic Energy Research Institute, 1985.
31. M. H. Krohn, "Modeling of Fission Gas Release in UO₂, " pennsylvania material technonlogy information brief, 2006.
32. Yang-Hyun, Dong-Seong Sohn, "Development of a mechanistic fission gas release model for LWR UO₂ fuel under steady-state conditions, " Korea Atomic Energy Research Institute, Vol. 28. pp. 229-246, 1994.
33. CARLSEN, H., "Fission Gas Release in LWR Fuel Rods Exhibiting Very High Burn-up", Metallurgy Department, Riso National Laboratory, DK4000 Roskilde, Denmark, 1978.
34. K. Forsberg, A.R. Massih, "DIFFUSION THEORY OF FISSION GAS MIGRATION IN IRRADIATED NUCLEAR FUEL UO₂, " Journal of Nuclear Materials, Vol. 135, pp. 140-148, 1985.
35. Lanning, D. D, Beyer, C. E, FRAPCON-3: Modifications to Fuel Rod Material Properties and Performance Models for High-Burnup Application, NUREG/CR-6534, 1nd Eddition, 1997.
36. Allen, T. R, Konings, R. J. M, Corrosion of Zirconium Alloys, Comprehensive Nuclear Materials, Vol 5, 2012.
37. Waterside Corrosion of Zirconium Alloys in Nuclear Power Plants; IAEA-TECDOC-996; International Atomic Energy Agency, Vienna, Austria, 1998.
38. R. Adamson, F. Garzarolli, C. Patterson, "In-Reactor Creep of Zirconium Alloys", Advanced Nuclear Technology International Europe AB, ANT International, 2009.