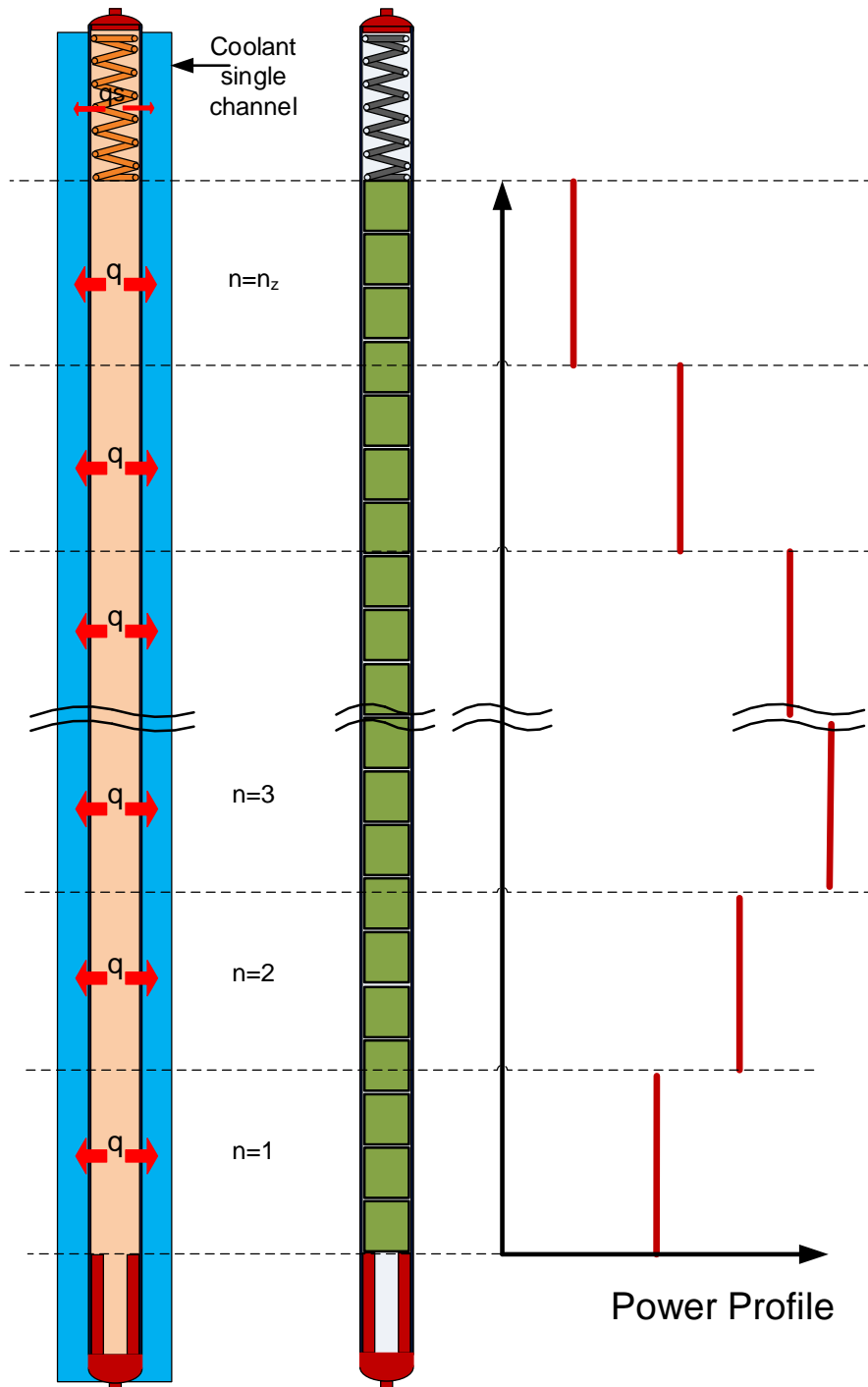


## گزارش فنی کد تحلیل عملکرد میله سوخت در شرایط پایا (PARS2.0) PERFORMANCE ANALYSIS OF THE FUEL ROD IN STEADY STATE



## فهرست مطالب

۱۲	۱- چکیده
۱۳	۲- کلیدواژه
۱۴	۳- اختصارات
۱۴	۴- مقدمه
۱۹	۵- دامنه گزارش
۱۹	۶- ساختار کلی کد PARS2.0
۲۴	۷- مدل‌های حرارتی
۲۴	۱-۷- مدل افزایش آنتالپی سیال در کانال
۲۷	۲-۷- دمای سطح خارجی دیواره
۲۹	۳-۷- دمای سطح داخلی غلاف
۲۹	۴-۷- مدل هدایت حرارتی میله سوخت
۳۶	۵-۷- ضریب هدایت حرارتی سوخت و غلاف
۴۰	۶-۷- مدل حرارتی محفظه بالای میله سوخت
۴۸	۷-۷- ضریب انتقال حرارت شکاف گازی
۶۲	۸-۷- آنتالپی سوخت
۶۴	۹-۷- خواص ترموفیزیکی گازها
۷۶	۸- مدل‌های مکانیکی
۷۶	۱-۸- مدل تغییر شکل قرص سوخت
۸۹	۲-۸- مدل تغییر شکل الاستیک غلاف در شرایط گپ باز

- ۸-۳- مدل تغییر شکل الاستیک غلاف در شرایط گپ بسته با وجود پدیده خزش ..... ۹۲
- ۸-۴- مدل تغییر شکل پلاستیک غلاف ..... ۹۹
- ۸-۵- مدل تغییر شکل خزشی غلاف ..... ۱۱۵
- ۸-۶- حجم فضای آزاد درون میله سوخت ..... ۱۲۵
- ۸-۷- فشار گاز در میله سوخت ..... ۱۲۸
- ۸-۸- خواص مکانیکی غلاف ..... ۱۳۰
- ۸-۹- رشد محوری غلاف ناشی از پرتودهی ..... ۱۴۲
- ۸-۱۰- مقایسه برخی خواص آلیاژ  $Zr+1\%Nb$  با آلیاژ زیرکالوی ۴ ..... ۱۴۶
- ۹- مدل مصرف سوخت و توزیع شعاعی توان ..... ۱۵۱
- ۹-۱- مدل TUBRNP ..... ۱۵۲
- ۱۰- مدل تولید و رهایش محصولات شکافت گازی ..... ۱۶۶
- ۱۰-۱- مدل Forsberg & Massih ..... ۱۶۸
- ۱۰-۲- مدل ANS5.4 ..... ۱۸۴
- ۱۰-۳- مدل‌های تجربی تولید و رهایش محصولات شکافت گازی ..... ۲۰۴
- ۱۰-۴- تولید و رهایش گاز هلیوم ..... ۲۰۸
- ۱۱- خوردگی غلاف و ترکیب آن با هیدروژن ..... ۲۱۲
- ۱۱-۱- خوردگی غلاف ..... ۲۱۳
- ۱۱-۲- نفوذ هیدروژن ..... ۲۲۴
- ۱۲- اعتبارسنجی ..... ۲۲۸
- ۱۲-۱- مسئله نمونه شماره ۱ ..... ۲۲۸
- ۱۲-۲- مسئله نمونه شماره ۲ ..... ۲۳۳

۲۳۸	۱۲-۳- مسئله نمونه شماره ۳
۲۴۲	۱۳- نتایج
۲۴۲	۱۳-۱- نتایج مسئله نمونه شماره ۱
۲۵۷	۱۳-۲- نتایج مسئله نمونه شماره ۲
۲۷۱	۱۳-۳- نتایج مسئله نمونه شماره ۳
۲۸۳	۱۴- نتیجه گیری
۲۸۴	۱۵- مراجع

### فهرست شکل‌ها

- شکل ۱: شمای کلی یک میله سوخت ..... ۱۵
- شکل ۲: نمایش پدیده‌های مختلف فیزیکی تأثیرگذار در عملکرد میله سوخت ..... ۱۶
- شکل ۳: نحوه تقسیم‌بندی میله سوخت برای محاسبات حرارتی-مکانیکی ..... ۲۰
- شکل ۴: روندنمای کلی کد تحلیل عملکرد میله سوخت در شرایط پایا ..... ۲۲
- شکل ۵: شمای کلی توزیع دما در میله سوخت ..... ۲۷
- شکل ۶: نحوه گره‌بندی در قرص سوخت توپر برای محاسبات حرارتی ..... ۳۲
- شکل ۷: نحوه گره‌بندی در قرص سوخت دارای حفره مرکزی برای محاسبات حرارتی ..... ۳۲
- شکل ۸: تعیین پارامترها برای یک گره میانی در سوخت ..... ۳۳
- شکل ۹: تعیین پارامترها برای گره‌های واقع در سطح سوخت و مرکز سوخت ..... ۳۳
- شکل ۱۰: نمایش محفظه بالای میله سوخت ..... ۴۱
- شکل ۱۱: نمایش حجم کنترل برای محاسبات دمای گاز ..... ۴۲
- شکل ۱۲: استفاده از مفهوم مقاومت حرارتی برای محاسبه دمای گاز در محفظه بالای میله سوخت ..... ۴۳
- شکل ۱۳: روندنمای برنامه برای محاسبه دمای گاز در محفظه بالای میله سوخت ..... ۴۵
- شکل ۱۴: شکل شماتیک توزیع دما در سطح مشترک دو جسم A و B ..... ۵۳
- شکل ۱۵: قرص سوخت با سطوح تخت ..... ۷۹
- شکل ۱۶: قرص سوخت با سطوح بشقابی ..... ۷۹
- شکل ۱۷: قرص سوخت با حفره مرکزی ..... ۸۰
- شکل ۱۸: شکل ترک‌ها در دو نوع سوخت توپر و دارای حفره مرکزی ..... ۸۷
- شکل ۱۹: نحوه تقسیم‌بندی شعاعی قرص سوخت برای محاسبات تغییر شکل ..... ۸۸
- شکل ۲۰: روندنمای محاسبه تغییر شکل شعاعی و محوری سوخت ..... ۸۹
- شکل ۲۱: میله سوخت تحت بارگذاری ..... ۹۱
- شکل ۲۲: روند کلی تحلیل الاستیک در شرایط گپ باز و بسته در ساختار کلی کد حرارتی-مکانیکی ..... ۹۹
- شکل ۲۳: شکل کلی منحنی تنش-کرنش ..... ۱۰۰
- شکل ۲۴: روند کلی روش حل الاستیک پیاپی ..... ۱۰۶

- شکل ۲۵: روندنمای برنامه برای محاسبات تغییر شکل پلاستیک با روش جانشینی پیاپی در حالت گپ بسته برای یک حجم کنترل محوری ..... ۱۱۳
- شکل ۲۶: جایگاه تحلیل الاستیک-پلاستیک در شرایط گپ باز و بسته در کد رفتار حرارتی-مکانیکی سوخت... ۱۱۴
- شکل ۲۷: روند محاسبه تغییر شکل خزشی در غلاف ..... ۱۲۳
- شکل ۲۸: تحلیل الاستیک در شرایط گپ باز و بسته در روند محاسباتی کد رفتار حرارتی-مکانیکی سوخت با لحاظ پدیده خزش غلاف ..... ۱۲۴
- شکل ۲۹: نمایش قرص سوخت با سطوح تخت و بشقابی ..... ۱۲۵
- شکل ۳۰: نمایش ابعاد در قرص سوخت بشقابی برای محاسبه حجم بشقاب ..... ۱۲۶
- شکل ۳۱: یک نمونه منحنی تنش- کرنش منطبق بر مدل‌های فیزیکی ..... ۱۳۲
- شکل ۳۲: رشد محوری غلاف بر حسب فلوئنس نوترون‌های سریع ..... ۱۴۵
- شکل ۳۳: ضریب انبساط حرارتی بر حسب دما ..... ۱۴۶
- شکل ۳۴: ضریب مدول الاستیک بر حسب دما ..... ۱۴۸
- شکل ۳۵: تنش تسلیم بر حسب دما ..... ۱۴۸
- شکل ۳۶: نمایش لگاریتمی نرخ کرنش خزشی غلاف بر حسب دما ..... ۱۵۰
- شکل ۳۷: نرخ کرنش خزشی بر حسب تنش موثر برای غلاف پرتون‌دیده در دمای ۶۰۰ کلوین ..... ۱۵۰
- شکل ۳۸: نرخ کرنش خزشی بر حسب دما برای غلاف پرتون‌دیده در چند تنش موثر مختلف ..... ۱۵۱
- شکل ۳۹: نحوه مش‌بندی میله سوخت در جهت شعاعی برای حل معادلات همبسته مصرف سوخت و محاسبه توزیع شعاعی توان ..... ۱۶۰
- شکل ۴۰: روندنمای برنامه برای حل معادلات همبسته مصرف سوخت و محاسبه توزیع شعاعی توان ..... ۱۶۵
- شکل ۴۱: حبابهای گاز درون دانه‌ای و بین دانه‌ای در سوخت ..... ۱۷۰
- شکل ۴۲: یک دانه کروی ایده آل در سوخت همراه با لایه حل مجدد ..... ۱۷۱
- شکل ۴۳: شماتیکی از فرآیندهایی که بر روی میزان رهایش و حل شدن مجدد گاز تأثیر گذار است ..... ۱۷۳
- شکل ۴۴: روند نمای حل برای محاسبه میزان رهایش گازهای حاصل از شکافت ..... ۱۸۳
- شکل ۴۵: روندنمای محاسبه نسبت گازهای پایدار آزاد شده به داخل فضای گپ ..... ۱۹۵
- شکل ۴۶: روندنمای محاسبه نسبت گازهای پرتوزای آزاد شده به داخل فضای خالی میله سوخت ..... ۲۰۳
- شکل ۴۷: روندنمای محاسباتی مدل تولید و رهایش گازهای حاصل از شکافت ..... ۲۰۸

- شکل ۴۸: روندنمای محاسبه نسبت تجمعی گاز هلیوم آزاد شده به داخل فضای خالی میله سوخت ..... ۲۱۱
- شکل ۴۹: نمایش چگونگی تشکیل اکسید بر روی فلز زیرکونیوم ..... ۲۱۴
- شکل ۵۰: شکل گیری لایه یکنواخت اکسید و نمایش هیدروژن نفوذ کرده در فلز زیرکونیوم ..... ۲۱۵
- شکل ۵۱: نمایش تشکیل لایه اکسید به صورت تاول در فلز زیرکونیوم ..... ۲۱۵
- شکل ۵۲: 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 ..... ۲۱۵
- شکل ۵۳: نمایش چگونگی رشد لایه اکسید در طول زمان ..... ۲۱۷
- شکل ۵۴: منحنی‌های توزیع محوری توان در طی سیکل ..... ۲۳۰
- شکل ۵۵: توان خطی متوسط میله سوخت در طی سیکل ..... ۲۳۰
- شکل ۵۶: توزیع نسبی توان مجتمع سوخت در قلب راکتور و میله داغ در هر مجتمع ..... ۲۳۶
- شکل ۵۷: دمای سیال ورودی به قلب راکتور بر حسب زمان ..... ۲۳۶
- شکل ۵۸: توان قلب راکتور هسته‌ای بوشهر بر حسب زمان ..... ۲۳۷
- شکل ۵۹: توان خطی متوسط میله سوخت داغ و توان خطی مقطع محوری داغ و توان خطی مقطع محوری دوم بر حسب زمان ..... ۲۳۷
- شکل ۶۰: منحنی‌های توزیع توان محوری در میله سوخت در زمان‌های مختلف ..... ۲۳۸
- شکل ۶۱: توان خطی متوسط میله سوخت در طی سیکل ..... ۲۴۱
- شکل ۶۲: مقایسه توزیع محوری دمای سیال ..... ۲۴۳
- شکل ۶۳: توزیع شعاعی دما در مقطع سوم محوری میله سوخت در ابتدای کار راکتور ..... ۲۴۳
- شکل ۶۴: توزیع شعاعی دما در میله سوخت در مقطع سوم محوری پس از ۱۶۹۷ روز ..... ۲۴۴
- شکل ۶۵: توزیع نسبی شعاعی توان در سوخت در مقطع سوم محوری در ابتدای کارکرد میله در راکتور ..... ۲۴۴
- شکل ۶۶: توزیع نسبی شعاعی توان در سوخت در مقطع سوم محوری پس از ۱۶۹۷ روز ..... ۲۴۵
- شکل ۶۷: دمای مرکز سوخت در مقطع سوم محوری میله سوخت بر حسب زمان ..... ۲۴۵
- شکل ۶۸: دمای سطح سوخت در مقطع سوم محوری میله سوخت بر حسب زمان ..... ۲۴۶
- شکل ۶۹: دمای سطح داخلی غلاف در مقطع سوم محوری میله سوخت بر حسب زمان ..... ۲۴۶
- شکل ۷۰: دمای سطح خارجی لایه اکسید روی غلاف در مقطع سوم محوری بر حسب زمان ..... ۲۴۷
- شکل ۷۱: دمای گاز در محفظه بالای میله سوخت بر حسب زمان ..... ۲۴۷

- شکل ۷۲: شعاع داخلی غلاف و شعاع خارجی سوخت برحسب زمان در مقطع سوم محوری میله سوخت..... ۲۴۸
- شکل ۷۳: شعاع داخلی غلاف برحسب زمان کار میله سوخت در راکتور در مقطع سوم محوری..... ۲۴۹
- شکل ۷۴: اندازه شکاف بین سوخت و غلاف برحسب زمان کارکرد میله سوخت در مقطع سوم محوری..... ۲۴۹
- شکل ۷۵: تنش محیطی غلاف در مقطع سوم محوری میله سوخت برحسب زمان..... ۲۵۰
- شکل ۷۶: تنش محوری غلاف در مقطع سوم محوری میله سوخت برحسب زمان..... ۲۵۱
- شکل ۷۷: فشار تماسی بین سوخت و غلاف در مقطع سوم محوری میله سوخت برحسب فرسایش..... ۲۵۱
- شکل ۷۸: مقایسه فرسایش بر حسب زمان در مقطع سوم محوری میله سوخت..... ۲۵۲
- شکل ۷۹: نسبت گازهای حاصل از شکافت رها شده به تولید شده در کل میله سوخت..... ۲۵۳
- شکل ۸۰: فشار گاز درون میله سوخت برحسب زمان..... ۲۵۳
- شکل ۸۱: حجم گاز درون میله سوخت برحسب زمان..... ۲۵۴
- شکل ۸۲: ضریب انتقال حرارت شکاف گازی در مقطع سوم محوری برحسب زمان..... ۲۵۴
- شکل ۸۳: ضخامت لایه اکسید در مقطع سوم محوری برحسب زمان..... ۲۵۵
- شکل ۸۴: غلظت هیدروژن در غلاف در مقطع سوم محوری برحسب زمان..... ۲۵۵
- شکل ۸۵: تغییر طول سوخت در طی زمان..... ۲۵۶
- شکل ۸۶: تغییر طول غلاف ناشی از همه پدیده‌های تأثیرگذار در طی زمان..... ۲۵۷
- شکل ۸۷: توزیع محوری دمای سیال در ابتدای کار راکتور..... ۲۵۸
- شکل ۸۸: توزیع شعاعی دما در میله سوخت در مقطع دوم محوری در ابتدای کار راکتور..... ۲۵۹
- شکل ۸۹: توزیع نسبی شعاعی توان در سوخت در مقطع دوم محوری در ابتدای کارکرد میله در راکتور..... ۲۵۹
- شکل ۹۰: توزیع شعاعی دما در مقطع دوم محوری میله سوخت پس از ۱۰۰۰ روز..... ۲۶۰
- شکل ۹۱: توزیع نسبی شعاعی توان در سوخت در مقطع دوم محوری پس از ۱۰۰۰ روز..... ۲۶۰
- شکل ۹۲: دمای مرکز سوخت بر حسب زمان در مقطع دوم محوری میله سوخت..... ۲۶۱
- شکل ۹۳: دمای سطح لایه اکسید بر حسب زمان در مقطع دوم محوری میله سوخت..... ۲۶۱
- شکل ۹۴: شعاع داخلی غلاف بر حسب زمان در مقطع دوم محوری میله سوخت..... ۲۶۳
- شکل ۹۵: شعاع خارجی سوخت بر حسب زمان در مقطع دوم محوری میله سوخت..... ۲۶۳
- شکل ۹۶: فرسایش بر حسب زمان در مقطع دوم محوری میله سوخت..... ۲۶۴
- شکل ۹۷: تنش محیطی غلاف بر حسب زمان در مقطع دوم محوری میله سوخت..... ۲۶۵



- شکل ۹۸: تنش محوری غلاف بر حسب زمان در مقطع دوم محوری میله سوخت ..... ۲۶۵
- شکل ۹۹: فشار گاز درون میله سوخت بر حسب زمان ..... ۲۶۶
- شکل ۱۰۰: نسبت گازهای حاصل از شکافت رها شده به تولید شده در کل میله سوخت بر حسب زمان ..... ۲۶۶
- شکل ۱۰۱: حجم گاز درون میله سوخت بر حسب زمان ..... ۲۶۷
- شکل ۱۰۲: ضریب انتقال حرارت شکاف گازی بر حسب زمان در مقطع دوم محوری میله سوخت ..... ۲۶۷
- شکل ۱۰۳: تغییر ارتفاع غلاف بر حسب زمان ناشی از همه پدیده‌های تأثیرگذار در تغییر شکل محوری غلاف ..... ۲۶۹
- شکل ۱۰۴: تغییر ارتفاع کل سوخت درون میله بر حسب زمان ناشی از پدیده‌های انبساط حرارتی، تورم و تراکم ..... ۲۶۹
- شکل ۱۰۵: ضخامت لایه اکسید بر حسب زمان در مقطع دوم محوری میله سوخت ..... ۲۷۰
- شکل ۱۰۶: غلظت هیدروژن در غلاف بر حسب زمان در مقطع دوم محوری میله سوخت ..... ۲۷۰
- شکل ۱۰۷: توزیع شعاعی دما در میله سوخت در ابتدای کار راکتور ..... ۲۷۲
- شکل ۱۰۸: توزیع نسبی شعاعی توان در سوخت در مقطع اول محوری در ابتدای کارکرد میله در راکتور ..... ۲۷۲
- شکل ۱۰۹: توزیع شعاعی دما در مقطع اول محوری میله سوخت پس از ۱۷۶ روز ..... ۲۷۳
- شکل ۱۱۰: توزیع نسبی شعاعی توان در سوخت در مقطع اول محوری پس از ۱۷۶ روز ..... ۲۷۳
- شکل ۱۱۱: دمای مرکز سوخت بر حسب زمان در مقطع اول محوری میله سوخت ..... ۲۷۴
- شکل ۱۱۲: دمای سطح سوخت بر حسب زمان در مقطع اول محوری میله سوخت ..... ۲۷۴
- شکل ۱۱۳: دمای سطح داخلی غلاف بر حسب زمان در مقطع اول محوری میله سوخت ..... ۲۷۵
- شکل ۱۱۴: شعاع داخلی غلاف و شعاع خارجی سوخت حاصل از کد PARS2.0 بر حسب زمان در مقطع اول محوری میله سوخت ..... ۲۷۶
- شکل ۱۱۵: شعاع خارجی سوخت بر حسب زمان در مقطع اول محوری میله سوخت ..... ۲۷۶
- شکل ۱۱۶: شعاع داخلی غلاف بر حسب زمان در مقطع اول محوری میله سوخت ..... ۲۷۷
- شکل ۱۱۷: اندازه شکاف بین سوخت و غلاف بر حسب فرسایش در مقطع اول محوری میله سوخت ..... ۲۷۷
- شکل ۱۱۸: فرسایش بر حسب زمان در مقطع اول محوری میله سوخت ..... ۲۷۸
- شکل ۱۱۹: تنش محیطی غلاف بر حسب زمان در مقطع اول محوری میله سوخت ..... ۲۷۹
- شکل ۱۲۰: تنش محوری غلاف بر حسب زمان در مقطع اول محوری میله سوخت ..... ۲۷۹
- شکل ۱۲۱: فشار گاز درون میله سوخت بر حسب زمان ..... ۲۸۰
- شکل ۱۲۲: نسبت گازهای حاصل از شکافت رها شده به تولید شده در کل میله سوخت بر حسب زمان ..... ۲۸۰

- شکل ۱۲۳: حجم گاز درون میله سوخت بر حسب زمان ..... ۲۸۱
- شکل ۱۲۴: ضریب انتقال حرارت شکاف گازی بر حسب زمان در مقطع اول محوری میله سوخت ..... ۲۸۱
- شکل ۱۲۵: تغییر ارتفاع غلاف بر حسب زمان ناشی از همه پدیده های تأثیرگذار در تغییر شکل محوری غلاف... ۲۸۲
- شکل ۱۲۶: تغییر ارتفاع کل سوخت درون میله بر حسب زمان ناشی از پدیده های انبساط حرارتی، تورم و تراکم ۲۸۲

## فهرست جدول‌ها

- جدول ۱: فهرستی از کدهای تحلیل عملکرد سوخت، کشور توسعه دهنده و موارد استفاده از آن‌ها ..... ۱۷
- جدول ۲: مقایسه برخی خواص آب سنگین و آب سبک ..... ۲۶
- جدول ۳: ضرایب خواص گاز هلیوم ..... ۶۶
- جدول ۴: ضرایب خواص گاز کریپتون ..... ۶۸
- جدول ۵: ضرایب خواص گاز زنون ..... ۷۰
- جدول ۶: ضرایب مربوط به مخلوط گازها ..... ۷۴
- جدول ۷: ضرایب  $e_{ij}$  مربوط به خواص مخلوط گازهای هلیوم، زنون و کریپتون ..... ۷۴
- جدول ۸: ضرایب  $d_{ij}$  مربوط به خواص مخلوط گازهای هلیوم، زنون و کریپتون ..... ۷۵
- جدول ۹: پارامترهای مورد استفاده در محاسبه نرخ خزش برای دو نوع غلاف ..... ۱۱۹
- جدول ۱۰: انواع آلیاژهای زیرکونیوم، سازندگان و کاربرد آن‌ها در اجزای راکتورهای هسته‌ای ..... ۱۳۰
- جدول ۱۱: پارامتر ضریب استحکام ( $K$ ) برای دو حالت غلاف پرتون‌دیده و پرتودیده ..... ۱۳۹
- جدول ۱۲: پارامتر نمای سخت گردانی کرنشی ( $n$ ) برای دو حالت غلاف پرتون‌دیده و پرتودیده ..... ۱۳۹
- جدول ۱۳: پارامتر نمای نرخ کرنش، ( $m$ ) برای محدوده دمای متفاوت ..... ۱۴۰
- جدول ۱۴: ضرایب غیرهمسانگردی برای تعیین مقدار تنش موثر ..... ۱۴۱
- جدول ۱۵: سطح مقطع‌های شکافت و گیراندازی برای راکتورهای آب سبک ..... ۱۵۵
- جدول ۱۶: سطح مقطع‌های شکافت و گیراندازی برای راکتورهای آب سنگین ..... ۱۵۵
- جدول ۱۷: نیمه عمر و ضریب نپاهسته‌های پرتوزا ..... ۱۹۹
- جدول ۱۸: مشخصات میله سوخت یک نمونه راکتور هسته‌ای آب تحت فشار برای مسئله شماره ۱ ..... ۲۲۹
- جدول ۱۹: توان میله سوخت در زمان‌های مختلف در مسئله شماره ۱ ..... ۲۳۱
- جدول ۲۰: مشخصات میله سوخت راکتور هسته‌ای بوشهر ..... ۲۳۴
- جدول ۲۱: تغییر شرایط کارکردی قلب راکتور هسته‌ای بوشهر در طی دوره اول سیکل کاری ..... ۲۳۵
- جدول ۲۲: مشخصات میله سوخت تحت آزمایش در راکتور تحقیقاتی Halden ..... ۲۳۹
- جدول ۲۳: توزیع نسبی محوری توان مربوط به زمان‌های مختلف کاری میله سوخت در راکتور ..... ۲۳۹
- جدول ۲۴: تغییر توان بر حسب گام زمانی متغیر ..... ۲۴۰

## 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 (PARS2.0) برای شرایط پایا توسعه داده شده است. در نسخه اول این کد قابلیت شبیه‌سازی میله‌های سوخت از جنس دی اکسید اورانیوم و غلاف با آلیاژ زیرکونیوم وجود دارد و برای راکتورهای هسته‌ای آب تحت فشار (PWR) و آب جوشان (BWR) مناسب است و در نسخه دوم علاوه بر حفظ تمامی قابلیت‌های نسخه اول امکان مدل‌سازی راکتورهای هسته‌ای آب تحت فشار روسی VVER و راکتورهای هسته‌ای آب سنگین به کد افزوده شده است. همچنین مدل رهایش گازهای حاصل از شکافت ANS5.4 نیز به نسخه جدید کد افزوده شده است. در این مدل گازهای رها شده در گپ به دو بخش گازهای پایدار و گازهای پرتوزا تقسیم بندی و محاسبه می‌گردد.

از ویژگی بارز راکتورهای VVER چیدمان مثلثی سوخت در مجتمع، سوخت دارای حفره مرکزی و غلاف از جنس  $Zr+1\%Nb$  است. وضعیت شبکه مثلثی در محاسبه قطر هیدرولیکی و سطح مقطع جریان عبوری سیال و به تبع آن خواص سیال اثرگذار است و حفره مرکزی سوخت راکتورهای هسته‌ای VVER نیز در بسیاری از پدیده‌ها در سوخت اثرگذار است. بدین منظور زیربرنامه‌های محاسباتی مربوط به محاسبات حرارتی و تغییر شکل سوخت و محاسبات حجم و فشار گاز و همچنین محاسبات ترموهیدرولیکی سیال دچار تغییراتی می‌گردد. به دلیل وجود حفره مرکزی سوخت، توزیع شعاعی شار در سوخت راکتورهای هسته‌ای VVER متفاوت بوده و در توزیع شعاعی توان میله سوخت اثرگذار است که در این پروژه این مهم نیز اعمال شده است.

تغییرات مورد نیاز در کد برای مدل‌سازی راکتورهای آب سنگین شامل تأثیر طیف نوترون و سطح مقاطع نوترونی راکتور آب سنگین در معادلات مصرف سوخت و توزیع شعاعی توان می‌باشد. با توجه به وضعیت فشار پایین گاز درون میله سوخت در این نوع راکتور، مقدار و خواص گازهای موجود در میله سوخت در این مسائل اهمیت بیشتری می‌یابد و می‌تواند منجر به واگرایی در برخی از گامهای زمانی گردد. لذا در این پروژه برای بهبود محاسبات ضریب انتقال حرارت شکاف گازی از روابط کامل‌تری برای محاسبه خواص مخلوط گازها استفاده شده است. لازم به ذکر است برای آب سنگین در محدوده شرایط اشباع فشار پایین روابطی وجود دارد ولی برای توسعه کد محاسباتی به کتابخانه‌ای مدون برای تمامی محدوده کاری از فشارهای اتمسفری تا فشارهای معمول

راکتورهای PWR نیاز می‌باشد. با توجه به تفاوت اندک خواص آب سنگین و آب سبک و در دسترس نبودن کتابخانه‌ای برای خواص آب سنگین، در این پروژه برای آب سنگین نیز از خواص ترموفیزیکی آب سبک استفاده شده است.

با توجه به این که هدف بررسی عملکرد میله سوخت در مدت زمان سیکل کاری 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 PARS2.0 توانایی محاسبات پدیده‌های 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 پدیده‌های تورم، تراکم، 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 سه مسئله با هندسه و شرایط کارکردی مختلف انتخاب و مدل‌سازی شده است و نتایج حاصل از کد PARS2.0 با نتایج کد FRAPCON3.1 مقایسه شده است که نشان‌دهنده تطابق خوب بین نتایج این دو کد می‌باشد.

## ۲- کلیدواژه

سوخت هسته‌ای، غلاف، عملکرد میله سوخت، توسعه کد PARS2.0، شرایط پایا، راکتور VVER، راکتور آب سنگین

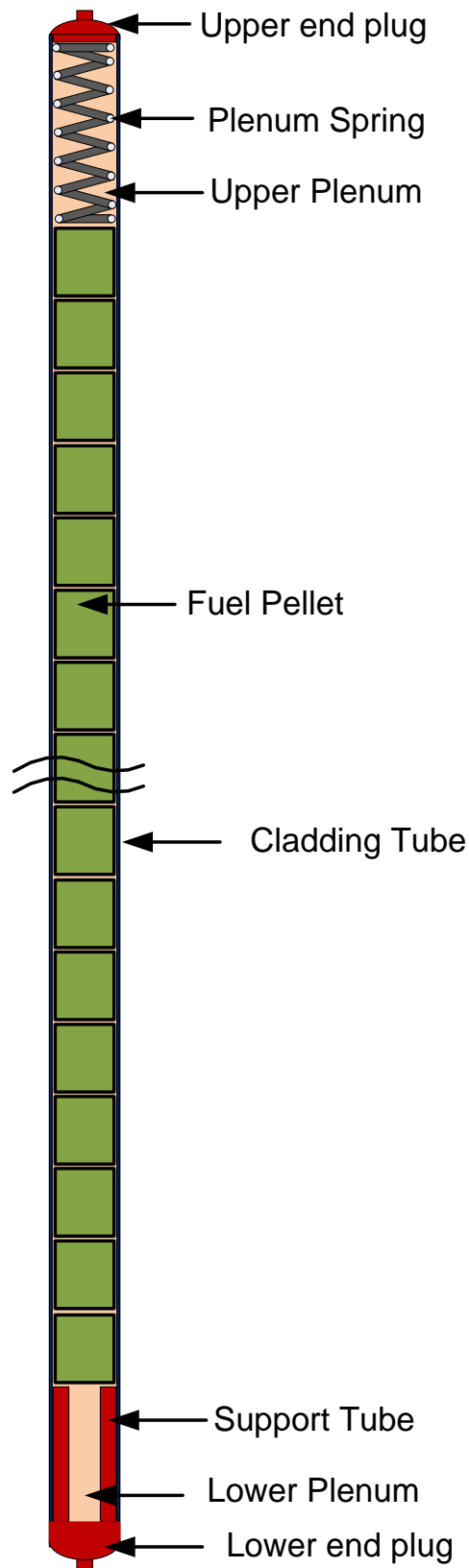
### ۳- اختصارات

توضیح	عبارت اختصاری	عبارت
کد تحلیل عملکرد میله سوخت در شرایط پایا	PARS	Performance Analysis of the fuel Rod in Steady state
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<sup>۱</sup> 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، تراکم، 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].

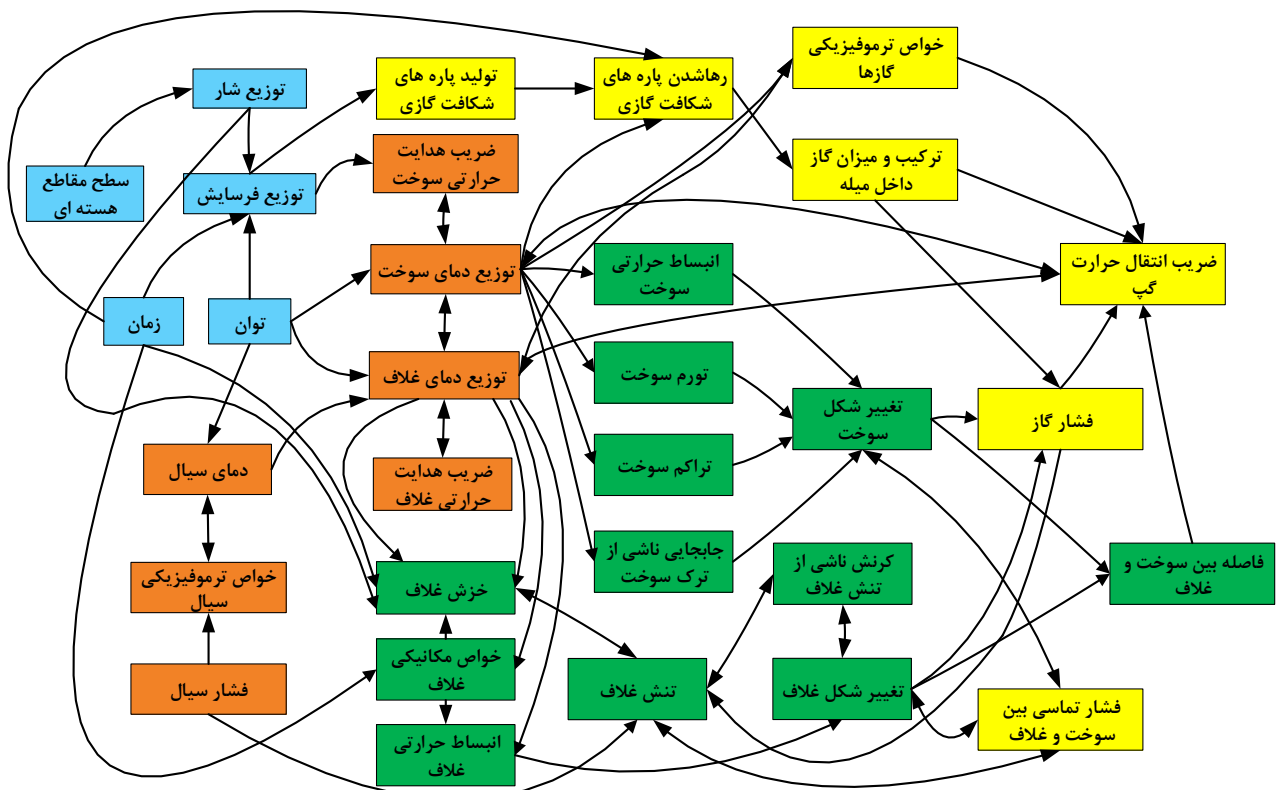
<sup>۱</sup> Performance analysis



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 [۶] 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 [۲-۶،۴-۱۵]

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-VVER
۱۳	PIN-W	PIN-micro	جمهوری چک	-	VVER
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	TOPRA	-	روسیه	Kurchatov	VVER
۲۰	START-3	-	روسیه	IIM	R&D

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

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

## ۵- دامنه گزارش

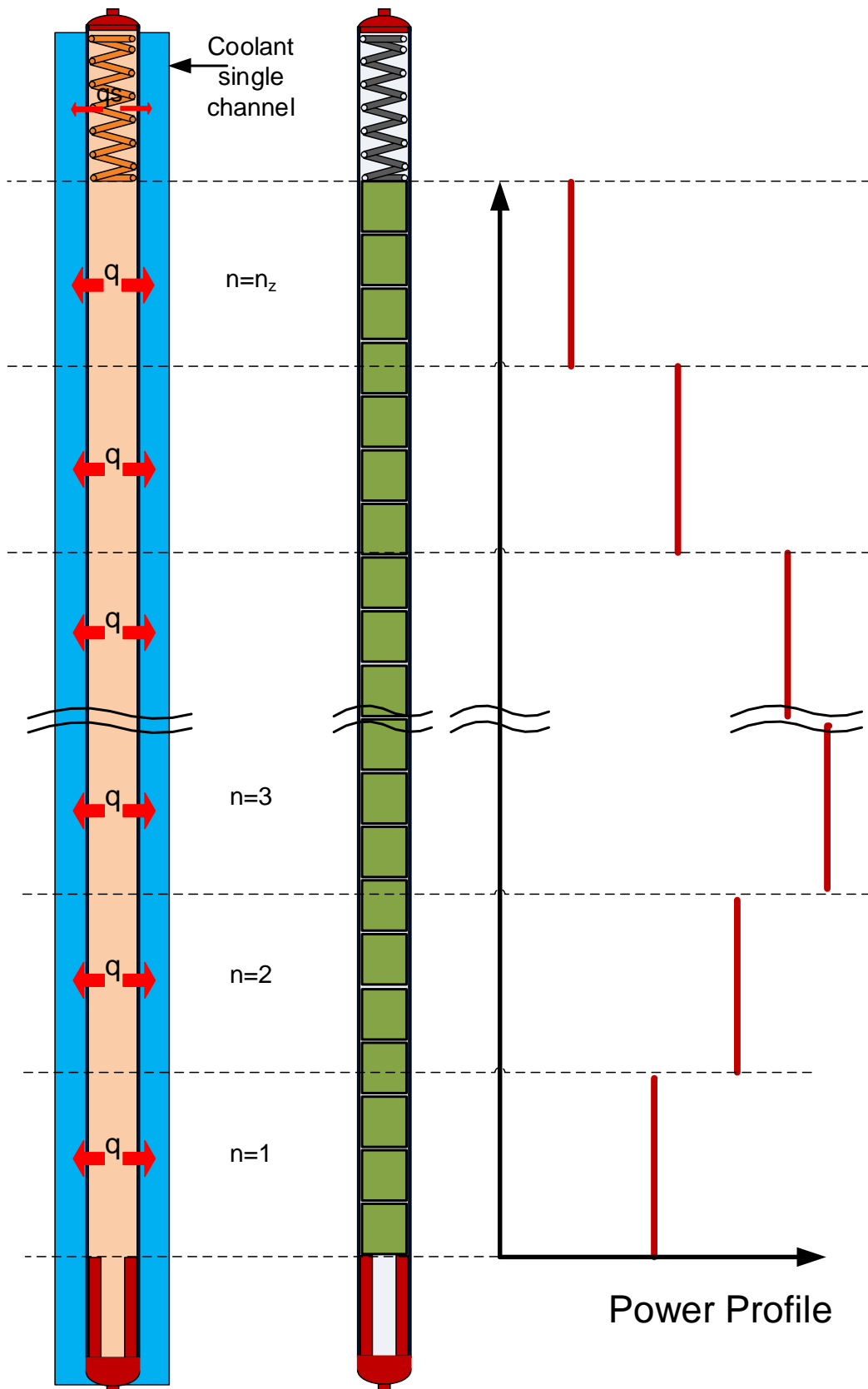
در این گزارش به بررسی و ارائه مدل‌های به‌کاررفته در کد PARS2.0 پرداخته شده است. از جمله تغییرات نسبت به نسخه اول کد، افزوده شدن شرایط راکتورهای VVER و راکتور آب سنگین و مدل رهایش ANS5.4 است. همچنین نتایج کد توسعه داده شده با نتایج کد FRAPCON3.1 مقایسه شده است.

## ۶- ساختار کلی کد PARS2.0

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 PARS2.0 از دستور ماژول<sup>۱</sup> 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 ۵۲ زیربرنامه اصلی و چندین زیر برنامه فرعی است که هر کدام وظیفه مدل‌سازی یک یا چند پدیده حاکم بر مسئله را بر عهده دارند.

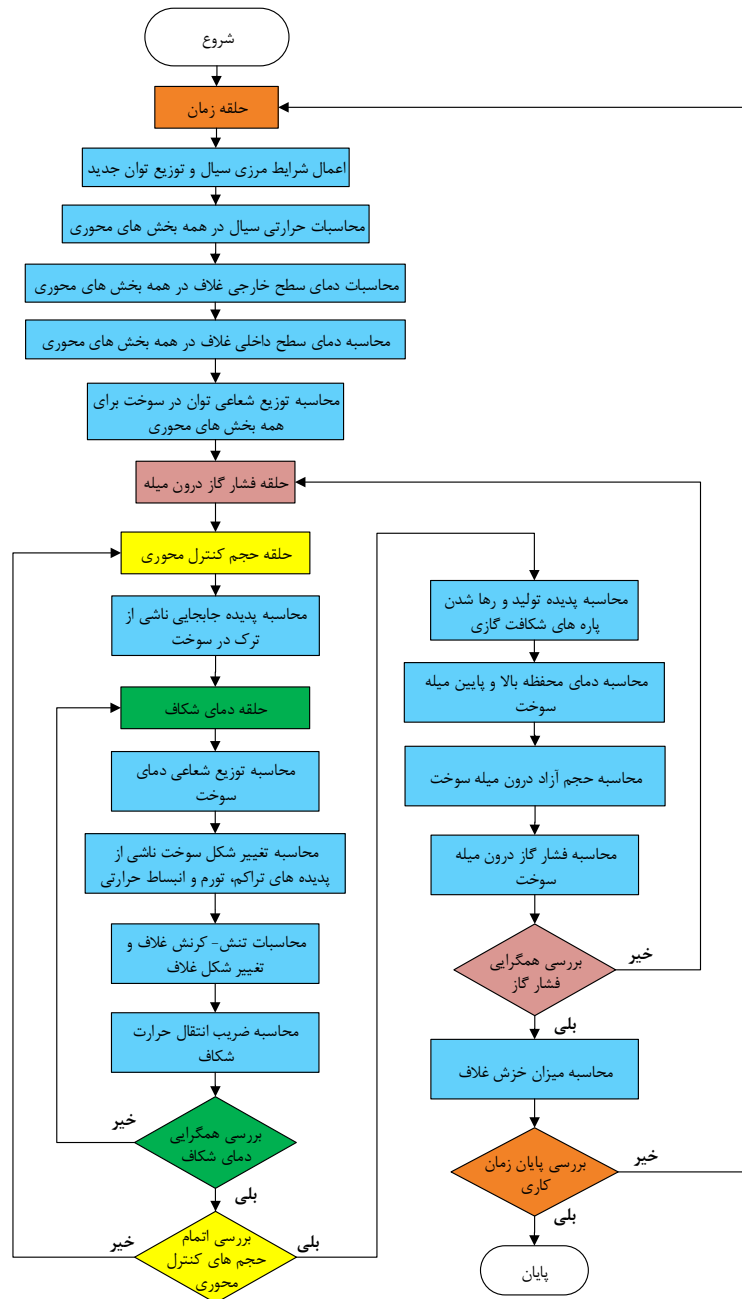
در کدهای حرارتی-مکانیکی میله سوخت رفتار میله سوخت برای مدت زمان مشخص شده یعنی طی یک سیکل کاری معلوم بررسی می‌شود. با توجه به این‌که هدف بررسی عملکرد میله سوخت در مدت زمان سیکل کاری یک یا چندساله است بنابراین شرایط کارکرد میله سوخت عادی است و تغییرات در پارامترها به کندی اتفاق می‌افتد، به عبارتی مسئله 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 میله سوخت 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. در جهت شعاعی نیز تقسیم‌بندی در سوخت و غلاف انجام می‌شود.

<sup>۱</sup> Module



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

روندنمای کلی کد در شکل ۴ ارائه شده است. همانطور که پیش تر بیان شد با توجه به اینکه فرض بر آن است که میله سوخت در قلب راکتور در شرایط عادی بهره‌برداری راکتور قرار دارد، توان میله سوخت و شرایط سیال خنک کننده تغییر می‌کند ولی چون تغییرات به کندی روی می‌دهد می‌توان به لحاظ محاسباتی برای زمان‌های مختلف مسئله به صورت پایا حل شود. لذا شرایط متغیر با زمان یکی از داده‌های ورودی مسئله است که در کد PARS2.0 امکان به‌کارگیری 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 به‌دست 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 ره‌ایش 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. در این حالت مقدار تنش در بازه زمانی مورد نظر ثابت و مستقل از خزش است. تجربه‌ای که در این پروژه به دست آمد این است که چنانچه محاسبه خزش در داخل حلقه حجم کنترل محوری قرار داده شود منجر به واگرایی در برخی مسائل می‌شود. در این حالت مقدار تنش نیز به مقدار خزش وابسته بوده و بایستی به تعادل و همگرایی برسند.

## ۷- مدل‌های حرارتی

### ۷-۱- مدل افزایش آنتالپی سیال<sup>۱</sup> 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.

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

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

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

<sup>۱</sup> Coolant enthalpy rise model



که در روابط فوق:

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

$n$ : تعداد تقسیم‌بندی محوری

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

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

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

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

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

۷-۱-۱- خواص آب سبک و آب سنگین

خواص سیال وابسته به دما و فشار است و برای محاسبات ترموهیدرولیکی دقیق به کتابخانه یا جداول ترمودینامیکی مناسب نیاز می‌باشد. در کد PARS2.0 از زیربرنامه توسعه یافته در مرکز بر مبنای سند IF-97 برای آب سبک بهره گرفته شده است. لازم به ذکر است برای آب سنگین در محدوده شرایط اشباع فشار پایین روابطی وجود دارد ولی برای توسعه کد محاسباتی به کتابخانه‌ای مدون برای تمامی محدوده کاری از فشارهای اتمسفری تا فشارهای معمول راکتورهای PWR نیاز می‌باشد. با توجه به تفاوت اندک خواص آب سنگین و آب سبک و در دسترس نبودن کتابخانه‌ای برای خواص آب سنگین، در کد PARS2.0 برای آب سنگین نیز از خواص ترموفیزیکی آب سبک استفاده شده است. لازم به ذکر است در کد FRAPCON3.1 نیز برای خواص ترموفیزیکی آب سنگین از روابط آب سبک استفاده می‌شود. اجرای کد FRAPCON3.1 با تغییر نوع راکتور از PWR به HBWR<sup>۱</sup> منجر به نتایج ترموهیدرولیکی کاملاً یکسان در خروجی این کد شده و این موضوع اثبات شده است.

در جدول ۲ برای برخی از دماها مقدار فشار اشباع برای دو نوع آب و پارامترهای ترموفیزیکی اصلی مقایسه شده‌اند. تفاوت بین این دو سیال در اکثر پارامترها کم است. بیشترین اختلاف مربوط به چگالی آب سنگین و لزجت دینامیکی است که حدود ۱۰ درصد است و در آب سنگین بیشتر از آب سبک است. برخی از خواص ترموفیزیکی در آب سنگین بیشتر از آب سبک بوده و برخی نیز کمتر است.

<sup>۱</sup> Heavy Boiling Water Reactor

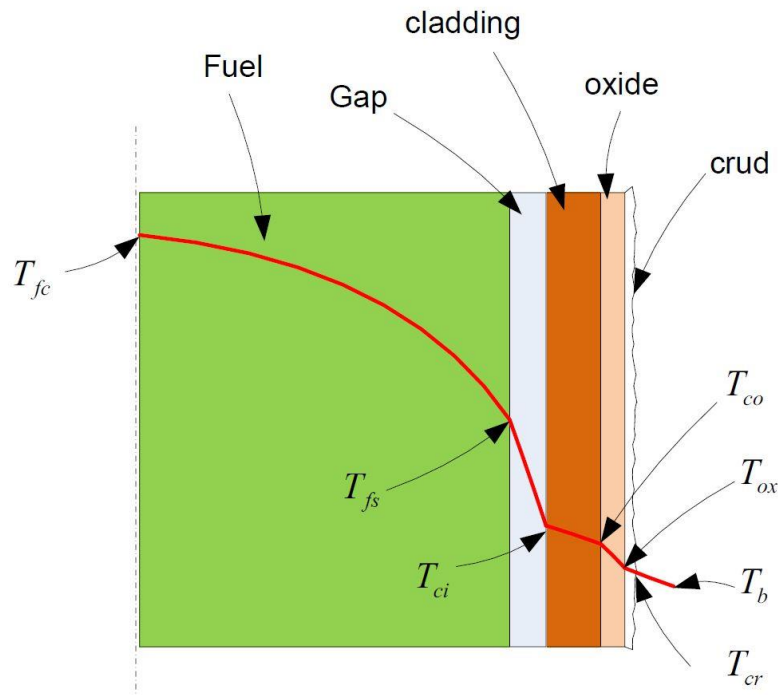
همچنین لازم به ذکر است، روابط یا جداول مورد استفاده در کد FRAPCON3.1 برای شرایط فشارهای پایین در حدود چند اتمسفر دارای خطای قابل توجهی است. این در حالی است که به یمن استفاده از یک کتابخانه مدون در کد PARS2.0، این کد از این حیث بر کد FRAPCON3.1 برتری دارد. شرایط فشار پایین سیال در حدود چند اتمسفر در راکتورهای تحقیقاتی مطرح می‌باشد.

جدول ۲: مقایسه برخی خواص آب سنگین و آب سبک [۱۶]

۱۸۵	۱۷۰	۱۴۰	۱۱۰	۸۰	۵۰	آب سبک و سنگین	°C	دمای اشباع
1.11196	0.78017	0.35159	0.13703	0.04422	0.01112	آب سنگین	MPa	فشار اشباع
1.12271	0.79168	0.36129	0.14326	0.04738	0.01235	آب سبک		
761.35	697.347	571.022	446.289	321.918	195.52	آب سنگین	kJ/kg	آنتالپی مایع اشباع
785.34	719.25	589.242	461.344	334.846	209.226	آب سبک		
1815.72	1867.58	1963.43	2049.9	2128.39	2199.5	آب سنگین	kJ/kg	آنتالپی نهان تبخیر
1996.9	2049.35	2144.76	2230.32	2308.85	2382.73	آب سبک		
2579.09	2566.49	2533.94	2493.69	2448.47	2401.47	آب سنگین	kJ/kg	آنتالپی بخار اشباع
2782.85	2768.92	2733.55	2690.9	2643.6	2593	آب سبک		
977.18	995.26	1027.75	1055.32	1077.99	1095.74	آب سنگین	kg/m <sup>3</sup>	چگالی مایع اشباع
881.665	898.05	927.331	951.963	971.944	987.274	آب سبک		
6.3375	4.5172	2.12568	0.87825	0.30483	0.08342	آب سنگین	kg/m <sup>3</sup>	چگالی بخار اشباع
5.7435	4.1172	1.96501	0.82657	0.2931	0.08308	آب سبک		
0.60635	0.61651	0.63074	0.63611	0.63175	0.61679	آب سنگین	W/m.K	ضریب هدایت حرارتی
0.67103	0.67839	0.68585	0.68287	0.66853	0.64191	آب سبک		
0.0001658	0.000183	0.000228	0.000298	0.000415	0.000644	آب سنگین	Pa.s	لزجت دینامیکی
0.000146	0.00016	0.000198	0.000256	0.000354	0.000545	آب سبک		
4.25377	4.21018	4.16254	4.15695	4.18059	4.22066	آب سنگین	kJ/kg.K	ظرفیت گرمایی ویژه
4.42539	4.36901	4.28548	4.23105	4.19801	4.18143	آب سبک		
0.041037	0.04441	0.050911	0.05703	0.062708	0.067895	آب سنگین	N/m	کشش سطحی
0.041078	0.044412	0.050861	0.056966	0.062676	0.067947	آب سبک		

## ۲-۷- دمای سطح خارجی دیواره

در شکل ۵ شمای کلی توزیع دما در میله سوخت آمده است. در سطح خارجی غلاف سوخت لایه‌های اکسید و رسوب 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 تک‌فاز و رابطه (۶-۷) دمای سطح خارجی غلاف در شرایط دوفاز می‌باشد. همچنین برای دمای سطح داخلی لایه رسوب و لایه اکسید نیز با توجه به نازک بودن این لایه می‌توان از فرض انتقال حرارت یک بعدی از دیواره تیغه‌ای استفاده نمود و روابط (۷-۷) و (۸-۷) به ترتیب برای محاسبه دمای سطح داخلی لایه رسوب و لایه اکسید استفاده می‌شود.

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

$$h_f = \frac{0.023 \times k}{D_e} \text{Re}^{0.8} \text{Pr}^{0.4} \quad (5-7)$$

$$\Delta T_{IL}(z) = 60 \times \frac{\left(\frac{q''(z)}{10^6}\right)^{0.25}}{e^{(P/6.2 \times 10^6)}} \quad (6-7)$$

$$\Delta T_{cr}(z) = q''(z) \frac{\delta_{cr}}{k_{cr}} \quad (7-7)$$

$$\Delta T_{ox}(z) = q''(z) \frac{\delta_{ox}(z)}{k_{ox}} \quad (8-7)$$

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  $\left(\frac{W}{m^2}\right)$

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

$D_e$ : قطر هیدرولیکی کانال (m)

Re: عدد بی بعد رینولدز

Pr: عدد بی بعد پراتل

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

$\Delta T_{IL}$ : اختلاف دمای دیواره و سیال در رژیم انتقال حرارت جوش هسته‌ای (K)

P: فشار توده سیال خنک‌کننده (Pa)

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

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

$\delta_{cr}$ : ضخامت لایه رسوب (m)

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

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

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

### 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].

$$\Delta T_c = \frac{q''(z)r_o}{k_c} \ln\left(\frac{r_o}{r_i}\right) \quad (9-7)$$

که در روابط فوق:

$\Delta T_c$ : 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  $\left(\frac{W}{m \cdot K}\right)$

### 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].

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( Kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial \theta} \left( K \frac{\partial T}{\partial \theta} \right) + \frac{\partial}{\partial z} \left( K \frac{\partial T}{\partial z} \right) + \dot{q}''' = \rho C_p \frac{\partial T}{\partial t} \quad (10-7)$$

که در رابطه فوق:

$T$ : درجه حرارت (K)

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

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

$$\rho : \text{چگالی سوخت } \left(\frac{kg}{m^3}\right)$$

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

در اکثر کدهای محاسباتی از انتقال حرارت در جهت محوری و زاویه‌ای صرف‌نظر می‌شود. در کد PARS2.0 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.
- برای سوخت دارای حفره مرکزی شرط عایق در سطح داخلی حفره در نظر گرفته می‌شود.

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

$$\frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left( Kr \frac{\partial T}{\partial r} \right) + \dot{q}''' = 0 \quad (11-7)$$

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 این‌گونه محاسبات به‌طور کامل شناخته شده است. در کدهای RELAP5 و COBRA-EN نیز از همین روش استفاده شده است. در کد PARS2.0 نیز بر مبنای مدل ارائه شده در کد FRAPCON3.5، روش اختلاف محدود بکار گرفته شده است [7].

۷-۴-۲- روش اختلاف 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

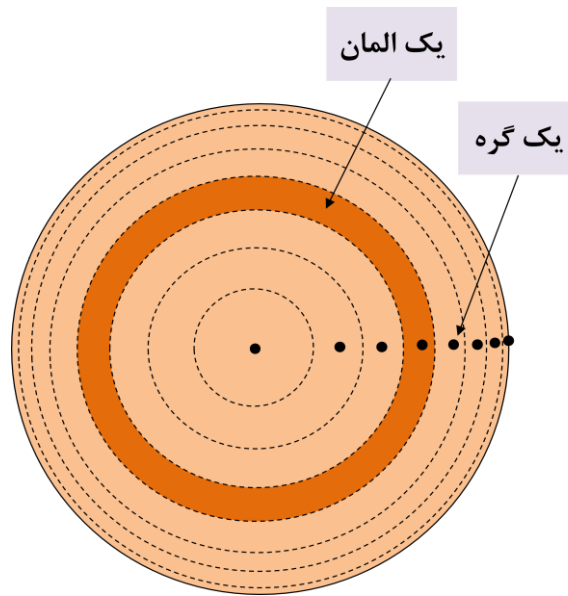
$S$ : چگالی تولید توان ( $\frac{W}{m^3}$ )

$T$ : دما ( $K$ )

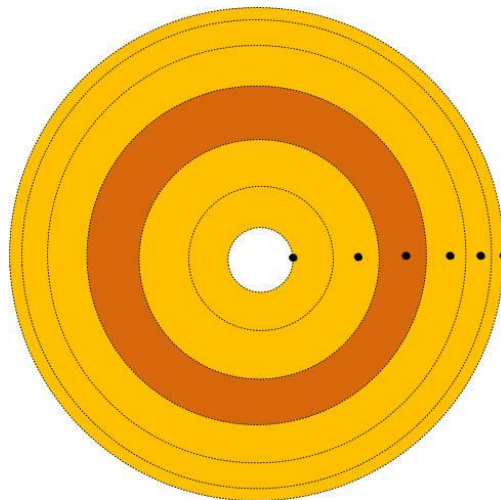
$V$ : حجم ( $m^3$ )

$\bar{x}$ : موقعیت مکانی شعاعی ( $m$ )

برای محاسبه توزیع درجه حرارت در سوخت دو شرط مرزی نیاز است. در سوخت توپر در مرکز سوخت شرط تقارن یعنی  $\left. \frac{\partial T}{\partial \bar{x}} \right|_{\bar{x}=0} = 0$  استفاده می‌شود و در سوخت دارای حفره مرکزی شرط عایق در سطح حفره مرکزی یعنی  $\left. \frac{\partial T}{\partial \bar{x}} \right|_{\bar{x}=rc} = 0$  در نظر گرفته می‌شود. شرط دیگری که برای دو نوع سوخت استفاده می‌شود دمای مشخص در سطح سوخت است. جهت پیاده‌سازی روش اختلاف محدود در سوخت نیاز به گره‌بندی در سوخت می‌باشد. از آنجا که نتایج توزیع توان در محاسبات حرارتی استفاده می‌شود، لازم است که 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]. نحوه گره‌بندی سوخت در دو نوع سوخت توپر و دارای حفره مرکزی به ترتیب در شکل ۶ و شکل ۷ ارائه شده است. مطابق شکل ۶ گره اول و آخر به ترتیب در مرکز و سطح خارجی سوخت در نظر گرفته می‌شود. در شکل ۷ نیز گره اول روی سطح حفره مرکزی انتخاب می‌شود.



شکل ۶: نحوه گره‌بندی در قرص سوخت توپر برای محاسبات حرارتی

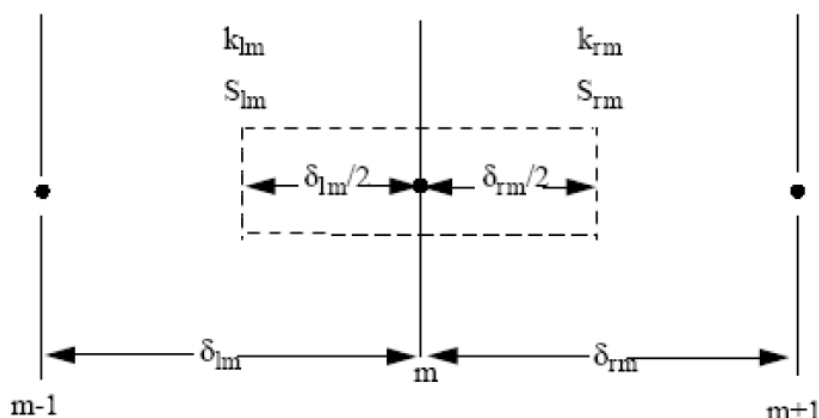


شکل ۷: نحوه گره‌بندی در قرص سوخت دارای حفره مرکزی برای محاسبات حرارتی

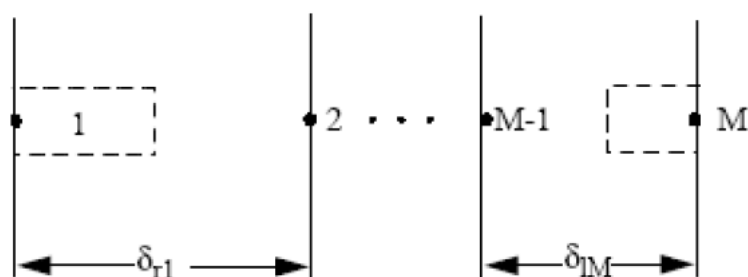
در شکل ۸، سه گره محاسباتی نمایش داده شده است. این شکل برای گره‌های میانی صادق می‌باشد. در این شکل فواصل  $\delta_{rl}$  و  $\delta_{rm}$  به ترتیب فاصله گره  $m$  از گره‌های  $m+1$  و  $m-1$  است که در راست و چپ آن قرار گرفته‌اند. المان یا حجم کنترل مربوط به هر گره با مرزهایی در چپ و راست گره‌ها مشخص می‌شوند. حجم کنترل با خط‌چین مشخص شده است. مقادیر  $K$  و  $S$  که به ترتیب ضریب هدایت حرارتی و چگالی تولید توان هستند که



در حجم کنترل ثابت فرض می‌شوند. البته مقادیر  $K$  و  $S$  در تکه چپ و راست المان لزوماً برابر نیستند. برای گره واقع در مرکز سوخت، سطح خارجی سوخت و سطح حفره مرکزی، حجم کنترل مطابق شکل ۹ در نظر گرفته می‌شود.



شکل ۸: تعیین پارامترها برای یک گره میانی در سوخت [۷]



شکل ۹: 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 روابط (۷-۱۳) تعریف می‌گردد.

$$\begin{aligned}\delta_{lm}^v &= 2\pi \frac{\delta_{lm}}{2} \left( x_m - \frac{\delta_{lm}}{4} \right) \\ \delta_{rm}^v &= 2\pi \frac{\delta_{rm}}{2} \left( x_m + \frac{\delta_{rm}}{4} \right) \\ \delta_{lm}^s &= \frac{2\pi}{\delta_{lm}} \left( x_m - \frac{\delta_{lm}}{2} \right) \\ \delta_{rm}^s &= \frac{2\pi}{\delta_{rm}} \left( x_m + \frac{\delta_{rm}}{2} \right)\end{aligned}\quad (13-7)$$

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  $\left(\frac{W}{m}\right)$

$Q(x)$ : 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 پارامترهایی همچون دما، فرسایش، تخلخل و... نیز بستگی دارد که لحاظ می‌گردد.

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

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.

$$(T_m - T_{m-1})k_{lm}\delta_{lm}^s + (T_m - T_{m+1})k_{rm}\delta_{rm}^s = P_f P(Q_{lm}\delta_{lm}^v + Q_{rm}\delta_{rm}^v) \quad (۷-۱۸)$$

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

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

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

$$b_m = -a_m - c_m \quad (۷-۱۹)$$

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

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

برای گره واقع در مرکز سوخت و یا واقع بر سطح حفره مرکزی سوخت نیز می‌توان معادله (۷-۲۰) را نوشت.

$$\iint_s K(T, \bar{x}) \vec{\nabla} T(\bar{x}) \cdot \vec{n} dS = k_{r1}(T_2 - T_1)\delta_{r1}^s \quad (۷-۲۰)$$

$$k_{r1}(T_2 - T_1)\delta_{r1}^s = P_f P(t)Q_{r1}\delta_{r1}^v \quad (۷-۲۱)$$

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

$$b_1 T_1 + c_1 T_2 = d_1$$

$$b_1 = -c_1$$

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

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

(۷-۲۲)

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.

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

$$a_m = 0,$$

$$b_m = 1$$

$$d_m = T_{fs}$$

(۷-۲۳)

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

$$\begin{bmatrix} b_1 & c_1 & & & & \\ a_2 & b_2 & c_2 & & & \\ & \bullet & \bullet & \bullet & & \\ & & \bullet & \bullet & \bullet & \\ & & & a_{m-1} & b_{m-1} & c_{m-1} \\ & & & & a_m & b_m \end{bmatrix} \begin{bmatrix} T_1 \\ T_2 \\ \bullet \\ \bullet \\ T_{m-1} \\ T_m \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} d_1 \\ d_2 \\ \bullet \\ \bullet \\ d_{m-1} \\ d_m \end{bmatrix} \quad (۲۴-۷)$$

در دستگاه معادلات فوق، در ماتریس ضرایب ردیف اول و ردیف  $m$  به ترتیب مربوط به مرکز (یا سطح حفره مرکزی) 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،<sup>۱</sup> RFE 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 سوخت و غلاف

### ۷-۵-۱- ضریب هدایت حرارتی سوخت

در توسعه کد PARS2.0 دو رابطه مختلف برای ضریب هدایت حرارتی استفاده شده است و استفاده از هر کدام توسط کاربر قابل تعیین می‌باشد.

### ۷-۵-۱-۱- 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].

<sup>۱</sup> Round off error

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

که در رابطه فوق:

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

$T$ : دما (K)

$GAD$ : درصد جرمی گادولینیوم (wt%)

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

$CR$ : 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:

$B$ : فرسایش atom% (هر atom% برابر 9.383 MWd/kgU)

$T$ : 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 - 2-1-5-7 - 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)

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

$f(Bu)$ : 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.

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

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.

۷-۵-۲- ضریب هدایت حرارتی غلاف

۷-۵-۲-۱- ضریب هدایت حرارتی غلاف از جنس زیرکالوی ۲ و ۴

مقدار ضریب هدایت حرارتی آلیاژ زیرکالوی ۲ و زیرکالوی ۴ بر حسب  $\frac{W}{m.K}$  به کمک رابطه (۷-۳۳) قابل محاسبه است [۱۹]. در این رابطه  $T$  دما بر حسب کلوین است.

$$\lambda = 7.51 + 2.09 \times 10^{-2} T - 1.45 \times 10^{-5} T^2 + 7.67 \times 10^{-9} T^3 \quad 300K < T < 2098K$$

$$\lambda = 36 \quad T \geq 2098K \quad (۷-۳۳)$$

۷-۵-۲-۲- ضریب هدایت حرارتی غلاف از جنس Zr+1%Nb

در مرجع [۲۰] برای ضریب هدایت حرارتی غلاف از جنس Zr+1%Nb رابطه‌ای به صورت معادله (۷-۳۴) ارائه شده است که در این رابطه  $\lambda$  ضریب هدایت حرارتی بر حسب  $\frac{W}{m.K}$  و  $T$  دما بر حسب کلوین است.

$$\lambda = 15.0636 \times \exp(0.4618 \times 10^{-3} T) \quad (۷-۳۴)$$

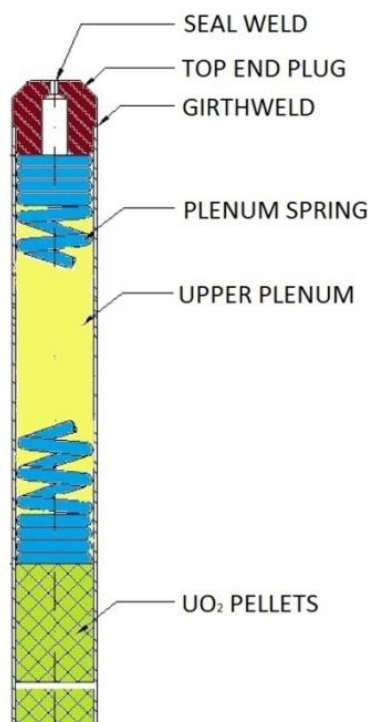
۷-۶- مدل حرارتی محفظه بالای میله سوخت

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 ۱۰، 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 FRAPCON3.5 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 ۱۰: 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 ۱۱ به عنوان حجم کنترل در نظر گرفت و معادله بقای انرژی (۷-۳۵) 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 ۱۲ 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.

$$\dot{E}_{in} - \dot{E}_{out} + \dot{E}_g = \dot{E}_S \quad (۳۵-۷)$$

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

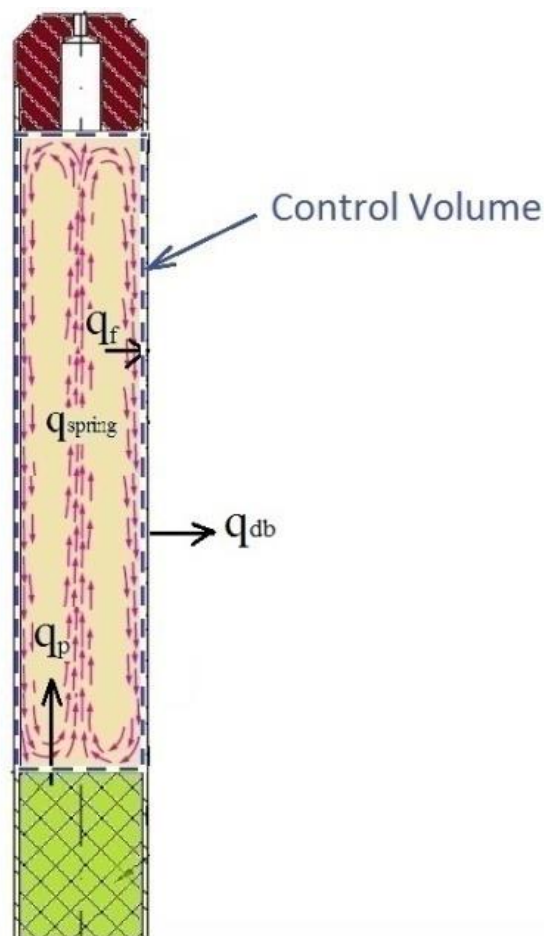
که در رابطه فوق:

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

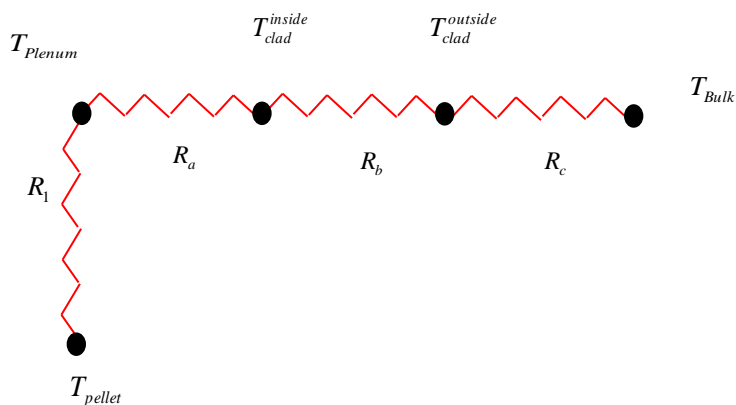
$\dot{E}_{out}$ : نرخ انرژی خروجی از حجم کنترل و برابر  $q_f$  یا  $q_{db}$  یعنی نرخ انتقال حرارت از گاز به سطح داخلی غلاف یا نرخ انتقال حرارت عبوری از غلاف به سمت سیال خنک کننده است.

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

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



شکل ۱۱: نمایش حجم کنترل برای محاسبات دمای گاز



شکل ۱۲: استفاده از مفهوم مقاومت حرارتی برای محاسبه دمای گاز در محفظه بالای میله سوخت

با توجه به مفهوم مقاومت حرارتی رابطه (۳۵-۷) به صورت زیر قابل بازنویسی است.

$$\frac{T_p - T_{Plenum}}{R_1} - \frac{T_{Plenum} - T_{Bulk}}{R_2} + q_{spring} = 0 \quad (۳۶-۷)$$

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

$$T_{Plenum} = \frac{\frac{T_p}{R_1} + \frac{T_{Bulk}}{R_2} + q_{spring}}{\left( \frac{1}{R_1} + \frac{1}{R_2} \right)} \quad (۳۷-۷)$$

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.

$$R_1 = \frac{1}{h_p A_p}$$

$$R_2 = R_a + R_b + R_c$$

$$R_a = \frac{1}{h_f A_f}, \quad R_b = \frac{\ln\left(\frac{d_o}{d_i}\right)}{2\pi L_{plenum} k_{clad}}, \quad R_c = \frac{1}{h_{db} A_{db}} \quad (38-7)$$

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

که در روابط فوق:

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

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

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

$$d_o: \text{قطر خارجی غلاف} (m)$$

$$d_i: \text{قطر داخلی غلاف} (m)$$

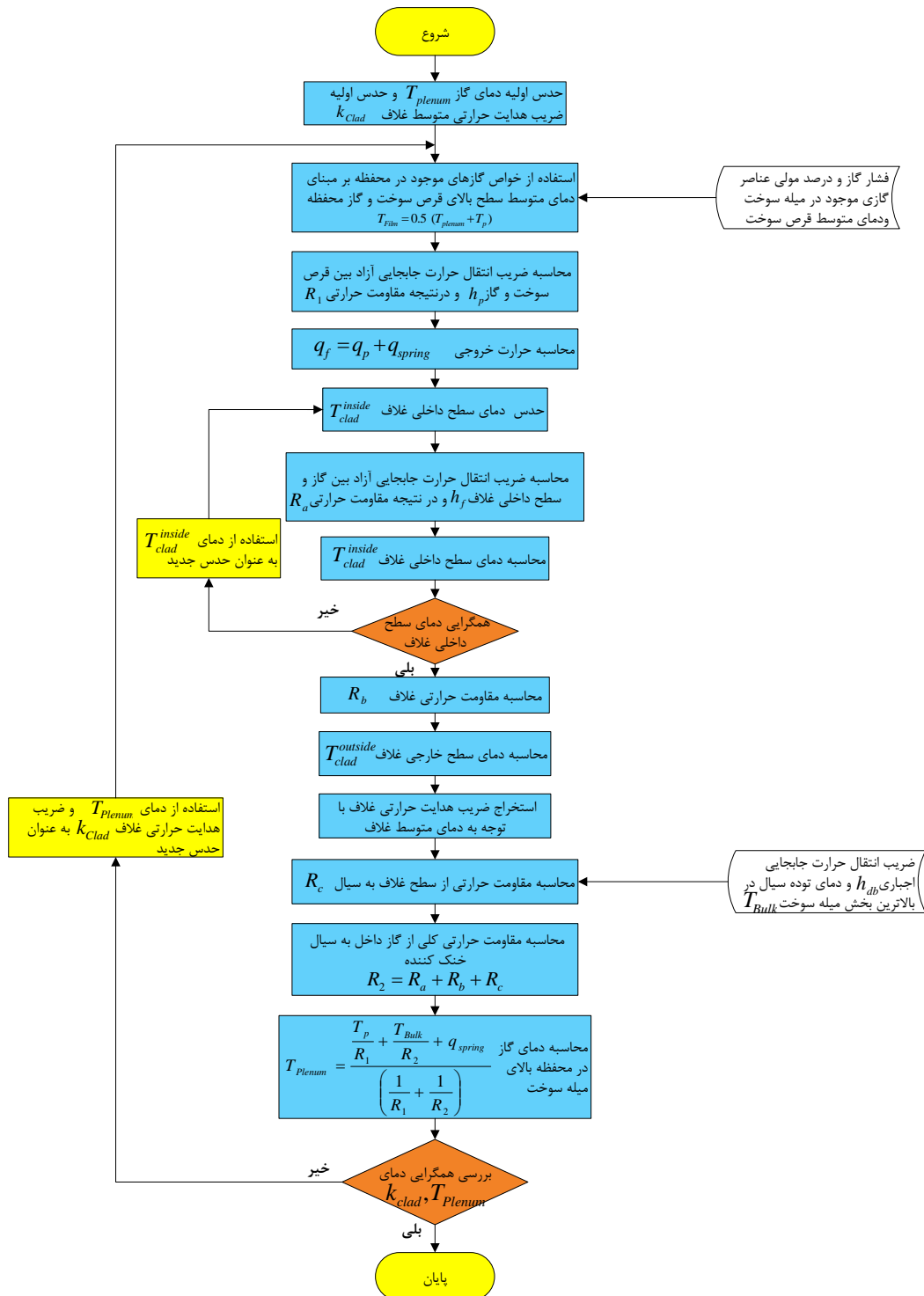
$$d_p: \text{قطر خارجی قرص سوخت} (m)$$

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

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

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 ۱۳ 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 ۱۳: 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].

$$q_{spring} = 3.76 \dot{q}'' V_s \quad (۳۹-۷)$$

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 (۷-۴۰) به دست می‌آید. در این رابطه Ra عدد بدون بعد رایلی است که برابر با حاصل ضرب اعداد بدون بعد گراشف و پرانتل می‌باشد.

$$Nu = C(Ra)^m, \quad Ra = \frac{g\beta(T_s - T_\infty)L^3}{\nu \alpha} \quad (۴۰-۷)$$

که در روابط فوق  $\beta$ ، ضریب انبساط سیال،  $T_s$  و  $T_\infty$  به ترتیب دمای سطح و سیال،  $\nu$ ، لزجت سینماتیک و  $\alpha$  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.

$$Ra \leq 2.0 \times 10^7, C = 0.54 \text{ and } m = 0.25, \quad (۴۱-۷)$$

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

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 (۷-۴۲) قابل محاسبه است.

$$Nu = \left\{ 0.825 + \frac{0.387 Ra^{1/6}}{\left[ 1 + (0.492/Pr)^{9/16} \right]^{8/27}} \right\}^2 \quad (۷-۴۲)$$

هر چند که رابطه (۷-۴۲) برای بسیاری از محاسبات مهندسی مناسب است ولی برای جریان آرام، رابطه (۷-۴۳) نتایج اندک دقیق‌تری ارائه می‌دهد.

$$Nu = 0.68 + \frac{0.67 Ra^{1/4}}{\left[ 1 + (0.492/Pr)^{9/16} \right]^{4/9}} \quad Ra \leq 10^9 \quad (۷-۴۳)$$

همچنین مرجع [۲۱] 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.

$$h_f = 0.55 k_{gas} \frac{Ra^{1/4}}{L_{plenum}} \quad Gr \leq 10^9 \quad (۷-۴۴)$$

$$h_f = 0.021 k_{gas} \frac{Ra^{0.4}}{L_{plenum}} \quad Gr > 10^9 \quad (۷-۴۵)$$

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 گراشف

لازم به ذکر است که در نهایت روابط ارائه شده در مرجع [۱۷] در توسعه کد PARS2.0 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 [۲۲]. ضریب انتقال حرارت شکاف گازی به عنوان یک پارامتر مهم از بسیاری از پارامترهای دیگر تأثیر می‌پذیرد. تغییر شکل سوخت و غلاف، تولید و رهایش 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<sup>۱</sup> (در صورت وجود تماس بین سوخت و غلاف).

در سال ۱۹۶۴ میلادی، تحقیقات تجربی و تئوری بسیار خوبی در این زمینه توسط Ross و Stoute [۲۳] 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 [۲۴]. در کد PARS2.0 دو مدل مختلف برای ضریب انتقال حرارت شکاف گازی مورد

<sup>۱</sup> Contact heat transfer



استفاده قرار گرفته است. این مدل‌ها بر اساس مدل‌های به‌کاررفته در کدهای FRAPCON3.5 و FRAPTRAN1.5 می‌باشند که هر دو مدل‌های بهبود یافته‌ای از مدل مبنایی Ross&Stoute هستند.

تحقیقات و آزمایشات صورت گرفته توسط Ross و Stoute روی ضریب انتقال حرارت شکاف گازی بین سوخت  $UO_2$  و زیرکالوی ۲ می‌باشد [۲۳]. 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 به‌دست 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 می‌باشد. در آزمایشات انجام شده فشار تماسی بین سوخت و غلاف از محدوده مقدار ۵ تا ۵۵ MPa تغییر می‌کند<sup>۱</sup> و مقدار زبری سطوح از محدوده ۰/۰۰۰۰۲ تا ۰/۰۰۰۳۵ cm می‌باشد و اثرات فشار تماسی، فشار و دمای گاز روی ضریب انتقال حرارت شکاف گازی بررسی شده است. در تحقیقات Ross و Stoute داده‌های تجربی به‌دست 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 می‌گیرند سطح واقعی تماس تنها بخش کوچکی از سطح مشترک آن‌ها می‌باشد. 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 می‌باشد.

#### 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 این‌که 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 (۷-۴۶) قابل بیان است. لذا در نهایت ارتباط بین مقدار فشار تماسی با تعداد نقاط تماس  $n$  به صورت رابطه (۷-۴۹) می‌باشد. پارامتر  $H$  سختی Meyer می‌باشد.

<sup>۱</sup> در مرجع [۲۱] از دیمنسیون  $kgf/cm^2$  استفاده شده است که هر  $kgf/cm^2$  برابر  $0.1 MPa$  است.

$$F = m \times (H \times \pi \times a^2) \quad m = 0.5 \text{ to } 0.7 \quad (46-7)$$

$$P \times A = 0.6 \times H \times \pi \times a^2 \times n \quad (47-7)$$

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 می گیرد. 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 می گیرد. برای محاسبه مقاومت تنگ شدگی<sup>۱</sup>، می توان تفاوت دمایی  $\Delta T$  که به صورت متوسط در کل سطح مشترک در نظر گرفته می شود را بر شار حرارتی تقسیم نمود.

$$R_c = \frac{\Delta T}{\frac{Q_c}{A}} \quad (48-7)$$

<sup>۱</sup> Constriction Resistance

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

$$\frac{1}{R_C} = 2 \times n \times a \times K_m \quad (49-7)$$

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 (۴۷-۷) و (۴۹-۷) مقدار ضریب انتقال حرارت در شرایط تماس بین سطوح با استفاده از رابطه زیر قابل محاسبه است.

$$h_s = \frac{1}{R_C} = 1.06 \frac{K_m \times P}{a \times H} \quad (50-7)$$

چنانچه نقاط تماس دارای اندازه‌های یکسانی نباشند مقدار  $R_C$  بایستی تا ۱۰٪ افزایش یابد لذا با این توضیح می‌توان رابطه (۵۰-۷) را به صورت زیر تقریب زد.

$$h_s = \frac{K_m \times P}{a \times H} \quad (51-7)$$

چنانچه پارامتر  $a$  از روابط (۴۷-۷) و (۵۰-۷) حذف شود مقدار ضریب انتقال حرارت به صورت زیر نیز قابل بازنویسی است. متغیرهای  $n$  یا  $a$  هر کدام قابل اندازه‌گیری هستند.

$$h_s = K_m \left( \frac{2 \times n \times P}{H} \right)^{\frac{1}{2}} \quad (52-7)$$

تحقیقات زیادی برای جایگذاری  $a$  برحسب 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 مقادیری 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.

$$a = a_0 \times R^{\frac{1}{2}} \quad (53-7)$$

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

بنابراین مقدار ضریب انتقال حرارت تماسی برحسب زبری سطح با توجه به روابط (۷-۵۱) و (۷-۵۳) به صورت زیر است.

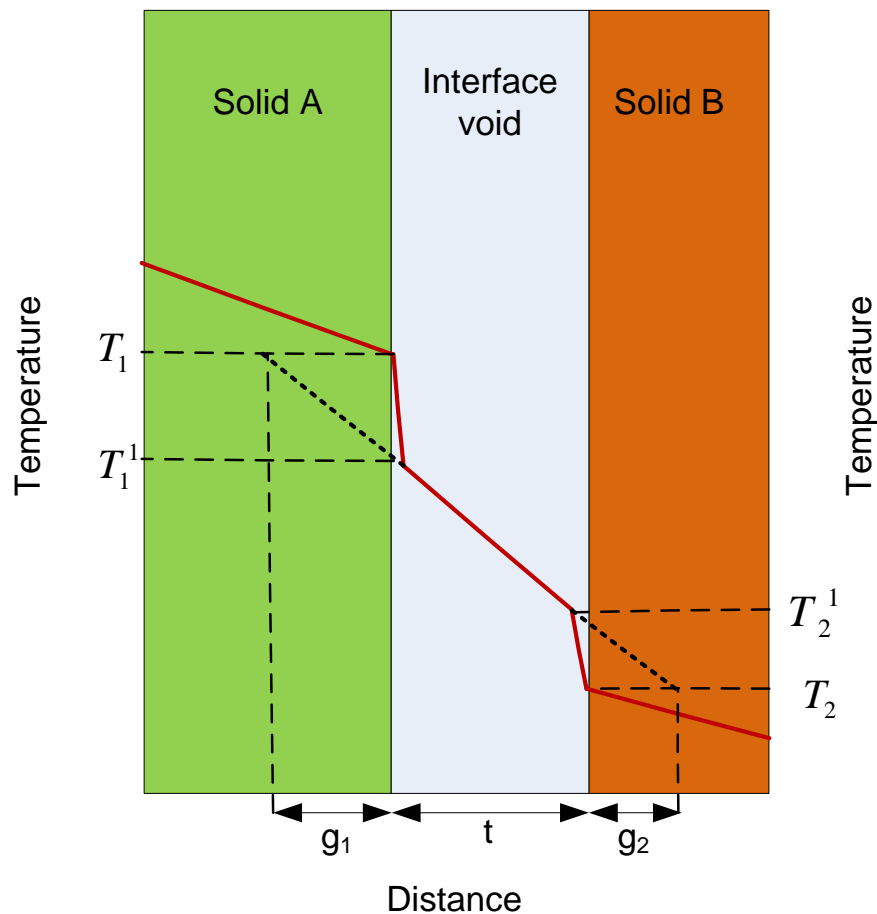
$$h_s = \frac{K_m \times P}{\frac{1}{a_0 R^2} \times H} \quad (۷-۵۴)$$

۷-۷-۲- انتقال حرارت از طریق محیط گازی

۱-۱-۱-۱- انتقال حرارت رسانشی

شکل ۱۴ توزیع دما در سطح مشترک ۲ جسم A و B را به صورت شماتیک نشان می دهد. 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 می شود 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 دمایی  $T_1^1 - T_2^1$  در گاز ممکن است به دلیل اثرات تطابق<sup>۱</sup> به صورت محسوسی کمتر از اختلاف دمایی  $T_1 - T_2$  سطوح جامد باشد.

<sup>۱</sup> Accommodation effect



شکل ۱۴: شکل شماتیک توزیع دما در سطح مشترک دو جسم A و B

گرادیان دمای گاز با توجه به شکل ۱۴ به صورت زیر است.

$$\frac{T_1' - T_2'}{t} = \frac{T_1 - T_2}{t + (g_1 + g_2)} \quad (55-7)$$

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

$$\delta T = -g \frac{dT}{dx} \quad (56-7)$$

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 (55-7) 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 (۷-۵۷) برای محاسبه  $t$  برای سطوح صفحه‌ای که دارای زبری نوع سهموی و نیم کره با ارتفاع و پراکندگی یکنواخت هستند پیشنهاد شده است.

$$t = c(R_1 + R_2) \quad (۷-۵۷)$$

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.

$$\frac{T_1^1 - T_2^1}{t} = \frac{T_1 - T_2}{c(R_1 + R_2) + (g_1 + g_2)} \quad (۷-۵۸)$$

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

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

$$\frac{Q_f}{A} = K_f \frac{T_1 - T_2}{c(R_1 + R_2) + (g_1 + g_2)} \quad (۷-۵۹)$$

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

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

#### ۱-۱-۲- انتقال حرارت تشعشی

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

$$h_r = \frac{\sigma \times \varepsilon (T_1^4 - T_2^4)}{(T_1 - T_2)} \quad (۷-۶۰)$$

که در رابطه فوق  $\varepsilon$  ضریب نشر سطح و  $\sigma$  ثابت استفان بولتزمن می‌باشد. سهم انتقال حرارت تشعشی ناچیز است. بررسی‌های انجام شده توسط محققین در دمای  $600^\circ\text{C}$  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 و Stoute بررسی برای دمای بالاتر از  $400^\circ\text{C}$  صورت نگرفته است لذا با توجه به نقش ناچیز تشعشع سهم تشعشع، در کار ایشان در نظر گرفته نشده است [۲۳].

۱-۱-۱-۳- 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 [۲۳].

۷-۷-۳- 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.

$$h_f = \frac{Q_f}{A} - (T_1 - T_2) \quad (۶۱-۷)$$

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.

$$h = h_s + h_f + h_r + h_c \quad (۶۲-۷)$$

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.

$$h = \frac{K_m \times P}{a_0 R^2 \times H} + \frac{K_f}{c(R_1 + R_2) + (g_1 + g_2)} \quad (۶۳-۷)$$

۷-۷-۴- 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 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 کد PARS2.0 صرف نظر شده است.

#### ۷-۷-۵- مدل به کاررفته در کد FRAPCON3.5

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 [۷]. که معادلات و مدل‌ها برای هر یک از این سه جزء در ادامه ارائه شده است.

$$\Delta T_{gap} = \frac{q''(z)}{h} \quad (۷-۶۴)$$

$$h = h_r + h_{gas} + h_{solid} \quad (۷-۶۵)$$

که در روابط فوق :

$\Delta T_{gap}$ : 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.

$$SHF = \sigma F (T_{fs}^4 - T_{ci}^4) \quad (۷-۶۶)$$



$$F = \frac{1}{\left[ e_f + \left( \frac{r_{fs}}{r_{ci}} \right) \times \left( \frac{1}{e_c} - 1 \right) \right]} \quad (۶۷-۷)$$

که در روابط فوق :

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

$\sigma$ : 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.

$$SHF = h_r (T_{fs} - T_{ci}) \quad (۶۸-۷)$$

$$h_r = \sigma F \frac{[T_{fs}^4 - T_{ci}^4]}{[T_{fs} - T_{ci}]} = \sigma F [T_{fs}^2 + T_{ci}^2] [T_{fs} + T_{ci}] \quad (۶۹-۷)$$

۷-۷-۷- انتقال حرارت رسانشی

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

$$h_{gas} = \frac{k_{gas}}{\Delta x} \quad (۷۰-۷)$$

که در رابطه فوق :

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

$\Delta x$ : فاصله موثر کلی شکاف (m)

که مقدار  $\Delta x$  با توجه به فاصله جهش دمایی با استفاده از رابطه زیر به دست می آید.

$$\Delta x = d_{eff} + 1.8 \times (g_f + g_c) - b + d \quad (7-71)$$

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  $1.397 \times 10^{-6}$  ( $m$ )

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 می شود.

$$d_{eff} = \exp(-0.0125P) \times (R_f + R_c) \quad (7-72)$$

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 می شود.

$$(g_f + g_c) = 0.0137 \left[ \frac{k_{gas} \sqrt{T_{gas}}}{P_{gas}} \right] \left[ \frac{1}{\sum a_i f_i / \sqrt{M_i}} \right] \quad (7-73)$$

که در رابطه فوق :

$P_{gas}$ : فشار گاز ( $Pa$ )

$T_{gas}$ : دمای متوسط گاز در شکاف ( $K$ )

$a_i$ : ضریب تطابق<sup>۱</sup> گاز i

$M_i$ : وزن اتمی گاز i (g)

$f_i$ : کسر مولی گاز i

### 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.

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

$$h_{solid} = \frac{0.00125 \times K_m}{RE} \quad 0.003 > P_{rel} > 9 \times 10^{-6} \quad (۷۴-۷)$$

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

$$R_{mult} = 333.3 \quad P_{rel} \leq 0.0087 \quad (۷۵-۷)$$

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

$$K_m = \frac{2K_f K_C}{K_f + K_C} \quad (۷۶-۷)$$

$$R = \sqrt{R_f^2 + R_C^2} \quad (۷۷-۷)$$

$$E = \exp[5.738 - 0.528 \times \ln(3.937 \times 10^7 \times R_f)] \quad (۷۸-۷)$$

که در روابط فوق :

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

<sup>۱</sup> Accommodation coefficient

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

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

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

$R_{mult}$ : 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.

۷-۷-۹- مدل به‌کاررفته 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 به‌کاررفته در کد FRAPTRAN1.5 برای ضریب انتقال حرارت تشعشعی و تماسی دقیقاً همان مدل به‌کاررفته در کد FRAPCON3.5 می‌باشد. لذا در ادامه، روش محاسبه ضریب انتقال حرارت رسانشی شکاف در کد FRAPTRAN1.5 ارائه شده است.

۱-۱-۱-۴- انتقال حرارت رسانشی

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

$$h_{gas} = \frac{K_{gas}}{x_{gap} + x_{jump}} \quad (7-79)$$

$$x_{gap} = \max \left[ (R_f + R_c) \text{ and } 1.27 \times 10^{-7} \right] \quad (7-80)$$

$$x_{jump} = 0.024688 \times \frac{K_{gas} T_{gas}^{0.5}}{P_{gas}} \times \frac{1}{\sum \left( \frac{f_j a_j}{M_j^{0.5}} \right)} \quad (۸۱-۷)$$

$$a_{He} = 0.425 - 2.3 \times 10^{-4} \times T_{gas} \quad (۸۲-۷)$$

$$a_{Xe} = 0.749 - 2.5 \times 10^{-4} \times T_{gas}$$

$$a_j = a_{He} + \frac{(M_j - M_{He}) \times (a_{Xe} - a_{He})}{M_{Xe} - M_{He}} \quad (۸۳-۷)$$

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 (۸۳-۷) مقدار ضریب تطابق هر گاز دیگر با استفاده از ضریب تطابق گازهای هلیوم و زنون و وزن اتمی آنها قابل محاسبه است.

## 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 می‌گذارد. 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 می‌آید [۷].

$$E_{acv.} = \sum_{i=1}^{nr} \left\{ m_i \int_{298K}^{T_i} C_p(T) dt \right\} \quad (۷-۸۴)$$

$$E_s = \frac{\sum_{i=1}^{nr} \left\{ m_i \int_{298K}^{T_i} C_p(T) dt \right\}}{m_{acv.}}$$

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 گرمایی 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 [۲۵].

$$FCP = \frac{K_1 \theta^2 e^{\theta/T}}{T^2 [e^{\theta/T} - 1]^2} + K_2 T + \frac{Y K_3 E_D}{2RT^2} e^{\frac{E_D}{RT}} \quad (۸۵-۷)$$

$$FENTHL = \frac{K_1 \theta}{e^{\theta/T} - 1} + \frac{K_2 T^2}{2} + \frac{Y}{2} \left[ K_3 e^{\frac{E_D}{RT}} \right] \quad (۸۶-۷)$$

که در روابط فوق:

$FCP$ : ظرفیت گرمای 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  $8.3143 \left(\frac{J}{mol \cdot K}\right)$

$\theta$ : 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:  $2.43 \times 10^{-2}$

$K_3$ : ثابت، برای سوخت  $UO_2$  برابر است با:  $8.745 \times 10^7$

## ۷-۹- خواص ترموفیزیکی گازها

در راکتورهای هسته‌ای تحقیقاتی عموماً فشار گاز داخل میله به مراتب پایین‌تر از راکتورهای قدرت می‌باشد. مقدار فشار گاز در این راکتورها در حدود یک بار است. از سویی مقدار گاز هلیوم اولیه بسیار پایین بوده و گاز خیلی کمی در میله وجود دارد و از سویی دیگر مقدار رهایش گازهای کریپتون و زنون می‌تواند در مقایسه با هلیوم قابل توجه باشد و لذا در اینگونه مسائل خواص گازها در محاسبات، نسبت به سایر مسائل اثرگذاری بیشتری دارد. بنابراین در نسخه دوم کد PARS2.0 جهت ارتقای کد برای مدل‌سازی راکتورهای تحقیقاتی آب سنگین، سعی شده است از روابط دقیق‌تر و کامل‌تری برای محاسبه خواص گازها استفاده شود به نحوی که اثر فشار و تأثیر گازها بر یکدیگر دیده شود.

### ۷-۹-۱- خواص ترموفیزیکی گاز هلیوم

وزن اتمی گاز هلیوم برابر  $4.002602 \text{ kg/kmol}$  می‌باشد و ثابت ویژه این گاز برابر  $R=2077.27 \text{ J/(kg.K)}$  است. در ادامه برای خواص مهم گاز هلیوم روابطی ارائه شده است [۱۹].

### ۷-۹-۱-۱- حجم ویژه

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

$$V = \frac{1}{\rho} = \frac{RT}{P} + B(T) \quad (۷-۸۷)$$

$$B(T) = a_1 T^{*\frac{1}{2}} + a_2 T^{*\frac{1}{3}} + a_3 T^{*\frac{1}{4}} \quad (۷-۸۸)$$

که در معادلات فوق  $T$  دمای گاز و  $T^* = \frac{T}{10.4}$  می‌باشد و مقادیر ضرایب  $a_i$  در جدول ۳ 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 بر حسب پاسکال است.



۷-۹-۱-۲- ظرفیت گرمایی ویژه در فشار ثابت

ظرفیت گرمایی ویژه در فشار ثابت بر حسب  $\frac{J}{kg.K}$  با استفاده از رابطه زیر قابل محاسبه می‌باشد. در این رابطه خطا کمتر از ۰/۱٪ است.

$$C_p(T, P) = C_{p0} - \left( RT^2 \frac{d^2 B}{dT^2} \right) \frac{P}{RT} \quad (۸۹-۷)$$

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

مقدار مشتق مرتبه ۲ نسبت به دما به راحتی از رابطه (۷-۸۸) و استفاده از تغییر متغیر در مشتق‌گیری قابل محاسبه می‌باشد. و با توجه به تغییر متغیر  $T^* = T/10.4$  ابتدا مشتق مرتبه دوم تابع B نسبت به  $T^*$  را محاسبه و سپس مقدار مشتق مرتبه دوم تابع B نسبت به  $T$  محاسبه می‌شود.

$$\frac{d^2 B(T)}{dT^{*2}} = \frac{3}{4} a_1 T^{*-5/2} + \frac{4}{9} a_2 T^{*-7/3} + \frac{5}{16} a_3 T^{*-9/4}$$

$$\frac{dB(T)}{dT} = \frac{dT^*}{dT} \times \frac{dB(T)}{dT^*} \quad (۹۰-۷)$$

$$\frac{d^2 B(T)}{dT^2} = \left( \frac{dT^*}{dT} \right)^2 \times \frac{d^2 B(T)}{dT^{*2}} = \left( \frac{1}{10.4} \right)^2 \times \frac{d^2 B(T)}{dT^{*2}}$$

مقادیر  $a_i$  در جدول ۳ داده شده است.

۷-۹-۱-۳- لزجت دینامیک

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

$$\mu = \mu_0(T) \left\{ 1 + 10^{-3} [k_1(T^*)]^{3/2} \frac{P}{RT} \right\} \quad (۹۱-۷)$$

$$\mu_0(T) = \frac{0.7884 \times 10^{-6} \sqrt{T}}{k_1(T^*)} \quad (۹۲-۷)$$

$$k_1(T^*) = \exp \left[ \sum_{i=1}^5 b_i (\ln T^*)^{i-1} \right] \quad (۹۳-۷)$$

مقادیر  $b_i$  در جدول ۳ داده شده است.

۷-۹-۱-۴- ضریب هدایت حرارتی

مقدار ضریب هدایت حرارتی گاز هلیوم از رابطه زیر به دست می آید.

$$\lambda = \lambda_0(T) \left\{ 1 + 3.2 \times 10^{-3} \left[ k_1(T^*) \right]^{3/2} \frac{P}{RT} \right\} \quad (94-7)$$

$$\lambda_0(T) = \frac{6.161 \times 10^{-3} \sqrt{T}}{k_1(T^*)} \quad (95-7)$$

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

جدول ۳: ضرایب خواص گاز هلیوم [۱۹]

i	a <sub>i</sub>	b <sub>i</sub>
1	-0.00436074	0.46041
2	0.00591117	-0.56991
3	-0.00190460	0.19591
4	-	-0.03879
5	-	0.00259

۷-۹-۲- خواص ترموفیزیکی گاز کریپتون

وزن اتمی گاز کریپتون برابر ۸۳/۸۰ kg/kmol می باشد و ثابت ویژه این گاز برابر R=99.218 J/(kg.K) است. در ادامه برای خواص مهم گاز کریپتون روابطی ارائه شده است [۱۹].

۷-۹-۲-۱- حجم ویژه

مقدار حجم ویژه با استفاده از معادله گاز کامل با در نظر گرفتن جمله تصحیح به صورت زیر قابل محاسبه است.

$$V = \frac{1}{\rho} = \frac{RT}{P} + B(T) \quad (96-7)$$

$$B(T) = \sum_{i=1}^7 a_i \left( T \frac{3}{4} \right)^{-(i-1)} \quad (97-7)$$

که در معادلات فوق  $T$  دمای گاز و  $T^* = \frac{T}{197.8}$  می‌باشد و مقادیر ضرایب  $a_i$  در جدول ۴ داده شده است.

۷-۹-۲- ظرفیت گرمایی ویژه در فشار ثابت

ظرفیت گرمایی ویژه در فشار ثابت بر حسب  $\frac{J}{kg.K}$  با استفاده از رابطه زیر قابل محاسبه می‌باشد. در این رابطه خطا کمتر از ۰/۱٪ است.

$$C_p(T, P) = C_{p0} - \left( RT^2 \frac{d^2 B}{dT^2} \right) \frac{P}{RT} \quad (98-7)$$

$$C_{p0} = 5 \frac{R}{2} = 248.05 \frac{J}{kg.K}$$

مقدار مشتق مرتبه ۲ نسبت به دما به راحتی از رابطه (۷-۹۷) با توجه به رابطه  $T^* = T/197.8$  با استفاده از معادله (۷-۹۹) به دست می‌آید.

$$\frac{d^2 B(T)}{dT^{*2}} = \sum_{i=1}^7 a_i \times \left( \frac{-3}{4} (i-1) \right) (T^*)^{\frac{3}{4}(i-1)-1} \quad (99-7)$$

$$\frac{d^2 B(T)}{dT^2} = \left( \frac{1}{197.8} \right)^2 \times \frac{d^2 B(T)}{dT^{*2}}$$

۷-۹-۳- لزجت دینامیک

مقدار لزجت دینامیک گاز کریپتون از رابطه (۷-۱۰۰) به دست می‌آید.

$$\mu = \mu_0(T) \left\{ 1 + B_\mu \frac{P}{RT} \right\} \quad (100-7)$$

$$\mu_0(T) = \frac{1.921 \times 10^{-6} \sqrt{T}}{k_1(T^*)} \quad (101-7)$$

$$k_1(T^*) = \exp \left[ \sum_{i=1}^5 b_i (\ln T^*)^{i-1} \right] \quad (102-7)$$

$$B_\mu \frac{P}{RT} = \alpha b_0 \frac{P}{RT} \quad (103-7)$$

$$\alpha = \sum_{i=1}^6 d_i (T^*)^{-(i-1)}, \quad b_0 = 0.00069 \text{ m}^3 / \text{kg}$$

مقادیر  $b_i$  و  $d_i$  در جدول ۴ داده شده است.

۷-۹-۱- ضریب هدایت حرارتی

مقدار ضریب هدایت حرارتی گاز کریپتون از رابطه (۷-۱۰۴) به دست می آید.

$$\lambda = \lambda_0(T) \left\{ 1 + b_0 \beta \frac{P}{RT} \right\}, \quad b_0 = 0.00069 \text{ m}^3 / \text{kg} \quad (۷-۱۰۴)$$

$$\lambda_0(T) = \frac{0.716 \times 10^{-3} \sqrt{T}}{k_1(T^*)} \quad (۷-۱۰۵)$$

$$\log_{10} \beta = \sum_{i=1}^4 q_i (\log_{10} T^*)^{i-1} \quad (۷-۱۰۶)$$

مقدار  $k_1(T^*)$  با استفاده از رابطه (۷-۱۰۲) محاسبه می شود. همچنین ضرایب  $q_i$  در جدول ۴ داده شده است.

جدول ۴: ضرایب خواص گاز کریپتون [۱۹].

i	ai	bi	di	qi
1	4.69713e-1	0.46041	-0.15159	0.47
2	-3.16783e-2	-0.56991	2.54126	-1.59
3	2.21790E-3	0.19591	-3.1083	1.26
4	-8.25525E-3	-0.03879	0.52764	-0.37
5	1.43958E-4	0.00259	0.50741	-
6	-1.22682E-4	-	-2.3042e-1	-
7	4.08835E-3	-	-	-

۷-۹-۴- خواص ترموفیزیکی گاز زنون

روابط ارائه شده برای گاز زنون در این بخش برای محدوده دمایی ۳۰۰ تا ۲۵۰۰ کلوین و فشار در محدوده ۰/۱ تا

۶ مگاپاسکال اعتبار دارد. وزن اتمی گاز زنون برابر  $131/29 \text{ kg/kmol}$  می باشد و ثابت ویژه این گاز برابر  $J/(kg.K)$

$R=63.329$  است. در ادامه برای خواص مهم گاز زنون روابطی ارائه شده است [۱۹].

۷-۹-۴-۱- حجم ویژه

مقدار حجم ویژه با استفاده از معادله گاز کامل با در نظر گرفتن جمله تصحیح به صورت رابطه (۷-۱۰۷) قابل محاسبه است.

$$V = \frac{1}{\rho} = \frac{RT}{P} + B(T) \quad (۷-۱۰۷)$$

$$B(T) = \sum_{i=1}^7 a_i \left( T^{\frac{3}{4}} \right)^{-(i-1)} \quad (۷-۱۰۸)$$

که در معادلات فوق  $T$  دمای گاز و  $T^* = \frac{T}{274}$  می باشد و مقادیر ضرایب  $a_i$  در جدول ۵ داده شده است.

۷-۹-۴-۲- ظرفیت گرمایی ویژه در فشار ثابت

ظرفیت گرمایی ویژه در فشار ثابت بر حسب  $\frac{J}{kg.K}$  با استفاده از رابطه (۷-۱۰۹) قابل محاسبه می باشد. در این رابطه خطا کمتر از ۰/۲٪ است.

$$C_p(T, P) = C_{p0} - \left( RT^2 \frac{d^2 B}{dT^2} \right) \frac{P}{RT} \quad (۷-۱۰۹)$$

$$C_{p0} = 5 \frac{R}{2} = 158.322 \frac{J}{kg.K}$$

مقدار مشتق مرتبه ۲ نسبت به دما به راحتی از رابطه (۷-۱۰۸) با توجه به رابطه  $T^* = T/274$  با استفاده از معادله (۷-۱۱۰) به دست می آید.

$$\frac{d^2 B(T)}{dT^{*2}} = \sum_{i=1}^7 a_i \times \left( \frac{-3}{4} (i-1) \right) (T^*)^{\frac{3}{4}(i-1)-1} \quad (۷-۱۱۰)$$

$$\frac{d^2 B(T)}{dT^2} = \left( \frac{1}{274} \right)^2 \times \frac{d^2 B(T)}{dT^{*2}}$$

۷-۹-۴-۳- لزجت دینامیک

مقدار لزجت دینامیک گاز زنون از رابطه (۷-۱۱۱) به دست می آید.

$$\mu = \mu_0(T) \left\{ 1 + B_\mu \frac{P}{RT} \right\} \quad (111-7)$$

$$\mu_0(T) = \frac{2.030 \times 10^{-6} \sqrt{T}}{k_1(T^*)} \quad (112-7)$$

$$k_1(T^*) = \exp \left[ \sum_{i=1}^5 b_i (\ln T^*)^{i-1} \right] \quad (113-7)$$

$$B_\mu = 0.55 \times 10^{-3} \sum_{i=1}^6 d_i (T^*)^{-(i-1)} \quad (114-7)$$

مقادیر  $d_i$  و  $b_i$  برای گاز زنون در جدول ۵ داده شده است.

۷-۹-۴- ضریب هدایت حرارتی

مقدار ضریب هدایت حرارتی گاز زنون از رابطه (۷-۱۱۵) به دست می آید.

$$\lambda = \lambda_0(T) \left\{ 1 + b_0 \beta_\lambda \frac{P}{RT} \right\}, \quad b_0 = 0.55 \times 10^{-3} \text{ m}^3 / \text{kg} \quad (115-7)$$

$$\lambda_0(T) = \frac{0.4826 \times 10^{-3} \sqrt{T}}{k_1(T^*)} \quad (116-7)$$

$$\log_{10} B_\lambda = \sum_{i=1}^4 q_i (\log_{10} T^*)^{i-1} \quad (117-7)$$

مقدار  $k_1(T^*)$  با استفاده از رابطه (۷-۱۱۳) محاسبه می شود. همچنین ضرایب  $q_i$  در جدول ۵ داده شده است.

جدول ۵: ضرایب خواص گاز زنون [۱۹]

i	ai	bi	di	qi
1	2.66243E-4	0.46041	-0.1595e-1	0.47
2	2.19567E-4	-0.56991	2.5412	-1.59
3	-2.17915E-4	0.19591	-3.1083	1.26
4	-0.91279E-2	-0.03879	0.52764e-1	-0.37
5	1.77392E-2	0.00259	0.50741e-1	-
6	-1.38045E-2	-	-2.3042e-1	-
7	3.77490E-3	-	-	-

۷-۹-۵- خواص ترکیب گازها

روابط ارائه شده برای محاسبه خواص ترموفیزیکی گازهای هلیوم، کریپتون و زنون در محدوده دمایی ۳۰۰ تا ۲۵۰۰ کلوین و فشار در محدوده ۰/۱ تا ۶ مگاپاسکال اعتبار دارد. تحلیل‌ها نشان می‌دهد که در این محدوده خواص ترموفیزیکی گازها با استفاده از تقریب اولیه گاز کامل ( $PV=nRT$ ) و تصحیح کوچک اندرکنش اتمی قابل توصیف است. در این محدوده خواص انتقالی (لزجت دینامیکی، ضریب هدایت حرارتی و...) با استفاده از نتایج تئوری جنبشی اندرکنش اتمی جفتی (باینری) قابل محاسبه است. همچنین برخوردهای سه‌گانه، تصحیحات مرتبه اول را در ضرایب جنبشی، در معادله چگالی ایجاد می‌کند. این دیدگاه در مخلوط گازها نیز صادق است. در توسعه روابط ارائه شده در این بخش از تئوری جنبشی گازها و مخلوط آنها استفاده شده است.

جرم مولکولی مخلوط گازها،  $M$  با استفاده از کسر مولی هر گاز،  $x_i$  و جرم مولکولی هر گاز  $M_i$  به صورت زیر به دست می‌آید.

$$M = \sum_{i=1}^k x_i M_i \quad (7-118)$$

همچنین ثابت ویژه مخلوط گازها نیز با استفاده از ثابت جهانی گازها و جرم مولکولی مخلوط گازها قابل محاسبه است.

$$R = \frac{R^*}{M} \quad (7-119)$$

۷-۹-۵-۱- حجم ویژه مخلوط گازها

مقدار حجم ویژه با استفاده از معادله گاز کامل با در نظر تصحیح با استفاده از رابطه (۷-۱۲۰) محاسبه می‌شود.

$$V = \frac{1}{\rho} = \frac{RT}{P} + B(T, x) \quad (7-120)$$

$$B(T, x) = \frac{\bar{B}}{M} \quad (7-121)$$

$$\bar{B} = \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^k x_i x_j \bar{B}_{ij}(T) \quad (7-122)$$

$$\bar{B}_{ij}(T) = b_{ij}^o B^*(T_{ij}^*) \quad (7-123)$$

$$b_{ij}^o = 1.2613 \times 10^{-3} d_{ij}^3 \quad (7-124)$$

$$B^*(T_{ij}^*) = T_{ij}^{*\frac{1}{2}} \exp\left(\frac{1}{T_{ij}^*}\right) \sum_{k=1}^6 a_k (\ln T_{ij}^*)^{i-1} \quad (125-7)$$

$$T_{ij}^* = \frac{T}{e_{ij}} \quad (126-7)$$

مقادیر ضرایب  $a_i$  در جدول ۶، مقادیر  $e_{ij}$  در جدول ۷ و مقادیر  $d_{ij}$  در جدول ۸ داده شده است.

۷-۹-۶- ظرفیت گرمایی ویژه در فشار ثابت برای مخلوط گازها

ظرفیت گرمایی ویژه در فشار ثابت بر حسب  $\frac{J}{kg.K}$  برای مخلوط گازها با استفاده از رابطه (۱۲۷-۷) قابل محاسبه می‌باشد.

$$C_p(T, P) = 5\frac{R}{2} - T \frac{d^2 B}{dT^2} P \quad (127-7)$$

نحوه محاسبه مقدار B برای مخلوط گازها در روابط (۱۲۱-۷) تا (۱۲۶-۷) داده شده است. اکنون با توجه به جایگذاری پارامترها و روابط، شکل کلی رابطه  $B(T, x)$  به صورت رابطه (۱۲۸-۷) قابل بازنویسی است.

$$B(T, x) = \frac{1}{M} \sum_{i=1}^k \sum_{j=1}^k \left[ x_i x_j b_{ij}^o \left(\frac{T}{e_{ij}}\right)^{\frac{1}{2}} \exp\left(\frac{e_{ij}}{T}\right) \sum_{k=1}^6 a_k \left[\ln\left(\frac{T}{e_{ij}}\right)\right]^{i-1} \right] \quad (128-7)$$

برای مشتق گرفتن از رابطه فوق بهتر است جملات داخل سری‌ها نام گذاری شده و از قواعد مشتق استفاده شود.

$$F = \left(\frac{T}{e_{ij}}\right)^{\frac{1}{2}}, \quad G = \exp\left(\frac{e_{ij}}{T}\right), \quad H = \sum_{k=1}^6 a_k \left[\ln\left(\frac{T}{e_{ij}}\right)\right]^{i-1} \quad (129-7)$$

$$\frac{d(F.G.H)}{dT} = F'GH + FG'H + FGH' \quad (130-7)$$

$$\frac{d^2(F.G.H)}{dT^2} = F''GH + FG''H + FGH'' + 2(F'G'H + FG'H' + F'GH') \quad (131-7)$$



و در نهایت با محاسبه جداگانه مشتقات هر جمله و قراردادن آن‌ها در رابطه فوق مقدار  $\frac{d^2 B(T, x)}{dT^2}$  محاسبه و در رابطه (۷-۱۲۷) قرار داده می‌شود و ضریب گرمای ویژه مخلوط گازها قابل محاسبه است.

۷-۹-۶-۱- لزجت دینامیک مخلوط گازها

مقدار لزجت دینامیک مخلوط گازها از رابطه (۷-۱۳۲) به دست می‌آید.

$$\mu(T, P, X) = \mu_0(T, x) \left\{ 1 + B_\mu(T, x) \frac{P}{RT} \right\} \quad (۷-۱۳۲)$$

$$\mu_0(T, X) = \sum_{i=1}^k \frac{\mu_{0i}}{\frac{1}{X_i} \sum_{j=1}^k X_j \phi_{ij}} \quad (۷-۱۳۳)$$

$$\phi_{ij} = \frac{\left[ 1 + \left( \frac{\mu_{0i}}{\mu_{0j}} \right)^{0.5} \left( \frac{M_j}{M_i} \right)^{0.25} \right]^2}{\left[ 8 \left( 1 + \frac{M_i}{M_j} \right) \right]^{0.5}} \quad (۷-۱۳۴)$$

$$\mu_{0i} = \frac{2.6696 \times 10^{-6} \sqrt{M_i T}}{d_i^2 \exp \sum_{j=1}^5 b_j (\ln T^*)^{j-1}} \quad (۷-۱۳۵)$$

$$B_\mu(T, x) = \frac{1}{M} \sum_{i=1}^k x_i b_i^0 \alpha_i \quad (۷-۱۳۶)$$

$$\alpha_i = 0.175 + \frac{2.54}{T_i^*} - \frac{2.5}{T_i^{*2}} \quad (۷-۱۳۷)$$

مقادیر  $d_i$  برای مخلوط گازها در جدول ۸ داده شده است که در این جدول به صورت ماتریس  $i \times j$  داده شده است. حال آنکه در روابط فوق برای هر گاز به صورت مجزا مورد نیاز است. بنابراین از قطر اصلی ماتریس (یعنی ضریب  $d$  بر هر گاز با خودش) استفاده می‌شود.

۷-۹-۷- ضریب هدایت حرارتی

مقدار ضریب هدایت حرارتی مخلوط گازها از رابطه (۷-۱۳۸) به دست می‌آید.

$$\lambda = \lambda_0(T, X) \left\{ 1 + \beta_\lambda \frac{P}{RT} \right\}, \quad (7-138)$$

$$\lambda_0(T, X) = \sum_{i=1}^k \frac{\lambda_{0i}}{\frac{1}{X_i} \sum_{j=1}^k X_j \phi_{ij}} \quad (7-139)$$

$$\lambda_{0i} = \frac{83.236 \times 10^{-3} \sqrt{T/M_i}}{d_i^2 \exp \sum_{j=1}^5 b_j (\ln T^*)^{j-1}} \quad (7-140)$$

$$B_\lambda = \frac{1}{M} \sum_{i=1}^k x_i b_i^0 \beta_i^* \quad (7-141)$$

$$\log_{10} \beta_i^* = 0.47 - 1.59(\log_{10} T_i^*) + 1.26(\log_{10} T_i^*)^2 - 0.37(\log_{10} T_i^*)^3 \quad (7-142)$$

در رابطه (۷-۱۳۹) مقدار  $\phi_{ij}$  از رابطه (۷-۱۳۴) قابل محاسبه است. همچنین ضرایب  $e_{ij}$  در جدول ۷ داده شده است.

جدول ۶: ضرایب مربوط به مخلوط گازها [۱۹]

i	ai	bi
1	-0.775684	0.46041
2	1.243430	-0.56991
3	-0.628821	0.19591
4	0.148384	-0.03879
5	-0.017106	0.00259
6	7.801350E-4	-

جدول ۷: ضرایب  $e_{ij}$  مربوط به خواص مخلوط گازهای هلیوم، زنون و کریپتون [۱۹]

Gas	He	Kr	Xe
He	10.40	31.05	29.77
Kr	31.05	198.8	225.4
Xe	29.77	225.4	274.0

جدول ۸: ضرایب  $d_{ij}$  مربوط به خواص مخلوط گازهای هلیوم، زنون و کریپتون [۱۹]

Gas	He	Kr	Xe
He	2.61	3.267	3.533
Kr	3.267	3.571	3.753
Xe	3.533	3.753	3.85

## 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 تراکم، 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 تراکم 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 به طور 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 FRAPCON3.5 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 تراکم با استفاده از مدل انبساط حلقه آزاد محاسبه می‌گردد. حلقه‌های آزاد همان المان‌های حلقوی در سوخت مشابه شکل ۶ و شکل ۷ می‌باشند. در سوخت دارای حفره مرکزی فرض می‌شود که همواره قطر حفره مرکزی سوخت ثابت و بدون تغییر شکل باشد. معادله حاکم در مدل انبساط حلقه‌های آزاد به صورت رابطه (۸-۱) می‌باشد [۷]. ملاحظه می‌شود که پارامترهای داخل کروشه بیانگر کرنش ناشی از انبساط حرارتی، تورم و تراکم است که در ضخامت المان ضرب می‌شوند. روابط و نحوه محاسبه هر یک از این پارامترها در ادامه همین فصل آمده است.

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

که در رابطه فوق:

$R_H$ : شعاع قرص سوخت ( $m$ )

$$\alpha_{T_i}: \text{ضریب انبساط حرارتی حلقه آم با دمای } T_i \left(\frac{1}{K}\right)$$

$$T_i: \text{دمای متوسط حلقه شعاعی آم } (K)$$

$$T_{ref}: \text{دمای مرجع } (K)$$

$$\Delta r_i: \text{ضخامت حلقه شعاعی آم } (m)$$

$$N: \text{تعداد حلقه‌ها (المان‌های حلقوی)}$$

$$\varepsilon_i^s: \text{کرنش ناشی از تورم}$$

$$\varepsilon_i^d: \text{کرنش ناشی از تراکم}$$

#### ۸-۱-۲- تغییر شکل محوری سوخت

در جهت محوری نیز مانند جهت شعاعی، پدیده‌های انبساط حرارتی، تراکم و تورم سوخت در نظر گرفته می‌شود. ولی به دلیل نیروی وزن سایر قرص‌های سوخت جابجایی تکه‌های سوخت در جهت محوری امکان‌پذیر نیست. تقسیم‌بندی در جهت محوری نیز مشابه حالت شعاعی با توجه به تقسیم‌بندی محاسبات حرارتی صورت می‌گیرد. در مورد انواع سوخت توپر (شکل ۱۵)، با سطوح بشقابی (شکل ۱۶) و دارای حفره مرکزی (شکل ۱۷) محاسبات در جهت محوری به طور مشابه صورت می‌گیرد.

برای سادگی محاسبات تعدادی حجم کنترل در جهت محوری منطبق با محاسبات ترموهیدرولیکی در نظر گرفته می‌شود و 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 [۷].

هر چند در مرجع [۷] بیان شده است که در نظر گرفتن تغییر شکل به صورت متوسط حجمی برای قرص سوخت با سطوح بشقابی مناسب نیست و راه‌حل مناسب، محاسبه تغییر شکل محوری در تمامی المان‌های حلقوی شعاعی است. بررسی‌ها نشان می‌دهد که در کد FRAPCON3.1 عملاً برای هر نوع سوختی محاسبات در جهت محوری با در نظر گرفتن متوسط تغییر شکل محوری انجام شده است. لذا در کد PARS2.0 نیز به همین شکل عمل شده است.



شکل ۱۵: قرص سوخت با سطوح تخت



شکل ۱۶: قرص سوخت با سطوح بشقابی



شکل ۱۷: قرص سوخت با حفره مرکزی

۸-۱-۳- ضریب انبساط حرارتی

انبساط حرارتی خطی در سوخت دی اکسید اورانیوم با استفاده از رابطه زیر قابل محاسبه است [۲۵].

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

که در رابطه فوق:

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

$T$ : دما (K)

$E_D$ : انرژی تشکیل یک نقص<sup>۱</sup> ( $1.32 \times 10^{-19} J$ )

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

<sup>۱</sup> Defect



۸-۱-۴- تراکم سوخت<sup>۱</sup>

سوخت دی اکسید اورانیوم به روش تفت جوشی<sup>۲</sup> پودر تولید می‌گردد. اگر ذرات پودر به هم فشرده در دمای بیشتر از نصف دمای ذوبشان گرم شوند به یکدیگر می‌چسبند به این عمل تفت جوشی گفته می‌شود. 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 تراکم گفته می‌شود. این پدیده در حدود چند هزار ساعت ابتدایی عمر میله سوخت در راکتور روی می‌دهد و موجب کاهش ابعادی سوخت می‌شود [۷]. در کد FRAPCON3 از دو روش برای محاسبه تراکم استفاده می‌شود که از این دو روش با نام‌های RSNTR و TISNT در توسعه کد در این پروژه استفاده شده است.

به طور کلی در هر دو روش یاد شده از رابطه زیر برای محاسبه میزان تراکم استفاده می‌شود و تنها تفاوت روش‌ها در محاسبه مقدار  $\left(\frac{\Delta L}{L}\right)_m$  می‌باشد. این پارامتر حداکثر تغییر ممکن در ابعاد سوخت ناشی از پرتودهی است.

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

که در رابطه فوق:

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

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

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

پارامتر B یک ثابت برای مشخص کردن شرایط مرزی است و با این شرط به دست می‌آید که چنانچه FBU برابر صفر باشد، مقدار تراکم 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.

<sup>۱</sup> Densification

<sup>۲</sup> Sintering

۱-۱-۱-۵- روش RSNTR

روش RSNTR از تغییرات چگالی حاصل از داده‌های آزمایشگاهی در طی آزمایشات تفت‌جوشی مجدد<sup>۱</sup> بهره می‌برد که به عنوان پارامتر ورودی کد داده می‌شود. با مشخص بودن مقدار تفت‌جوشی مجدد میزان حداکثر تغییر ممکن در ابعاد سوخت ناشی از پرتودهی به کمک روابط به‌دست می‌آید. در مدارک MATPRO بسته به دمای سوخت از روابط (۴-۸) یا (۵-۸) و در کد FRAPCON3.4 از رابطه (۶-۸) استفاده می‌شود.

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

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

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

که در روابط فوق:

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

$T_f$ : درجه حرارت سوخت (K)

$FDENS$ : چگالی اولیه سوخت  $\left(\frac{kg}{m^3}\right)$

۱-۱-۱-۶- روش TISNT

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

<sup>۱</sup> Resintering

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

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

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<sup>۱</sup> سوخت

تولید پاره‌های شکافت جامد و گازی در سوخت موجب باد کردن سوخت یا تورم می‌گردد. به‌طور معمول محققین اثر تورم ناشی از پاره‌های شکافت جامد و گازی را به صورت مجزا بررسی می‌کنند. اثر تورم ناشی از پاره‌های 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 [۲۵].

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

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

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 ( $K$ )

<sup>۱</sup> Swelling

با توجه به رابطه (۸-۱۰) 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 (۸-۱۱) و (۸-۱۲) 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  $80 \frac{MWd}{kgU}$ ، 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  $60 \frac{MWd}{kgU}$  را نیز پاسخگو می‌باشند.

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

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

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

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  $(\frac{MWs}{kgU})$

مقدار تورم حجمی در سوخت یک مقدار بیشینه دارد که معمولاً برابر ۵ درصد در نظر گرفته می‌شود که این مقدار در کد PARS2.0 به عنوان حداکثر مقدار تورم حجمی لحاظ شده است.

#### ۸-۱-۶- جابجایی<sup>۱</sup> 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 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 سویی 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].

<sup>۱</sup>Relocation

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

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

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

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

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

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

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 (۱۴-۸) و (۱۵-۸) و (۱۶-۸) 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 (۱۵-۸) به این صورت  $20 \frac{kW}{m} \leq LHGR \leq 40 \frac{kW}{m}$

اصلاح شده است.

در مراجع موجود برای سوخت دارای حفره مرکزی، روابط جدیدی ارائه نشده است. چالش و تفاوت اساسی در دو

سوخت توپر و دارای حفره مرکزی، پدیده جابجایی ناشی از ترک است. همانطور که در شکل ۱۸ مشاهده می‌شود

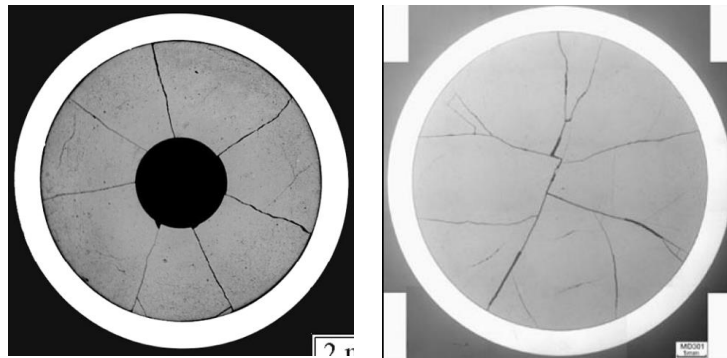
شکل ترک‌ها در دو نوع سوخت متفاوت می‌باشد. نکته مهم این است که روابط تغییر شکل ناشی از ترک در کد

FRAPCON3.1 بر اساس داده‌های آزمایشگاهی و مبتنی بر فرسایش و دمای مرکز سوخت برای سوخت توپر

توسعه یافته‌اند؛ حال آنکه به دلیل حفره مرکزی (که منجر به کاهش دمای مرکز سوخت می‌شود) و شکل ترک‌ها،

انتظار می‌رود که ضرایب در روابط تجربی مربوط به این نوع قرص سوخت متفاوت باشد. متأسفانه روابطی برای

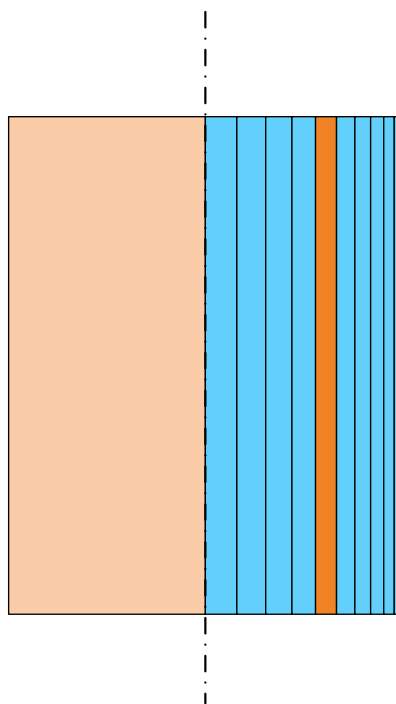
پدیده جابجایی ناشی از ترک برای سوخت راکتورهای VVER در دسترس نیست؛ لذا تقریب‌های ناشی از این تفاوت در استفاده از روابط سوخت توپر وارد محاسبات می‌شود.



شکل ۱۸: شکل ترک‌ها در دو نوع سوخت توپر و دارای حفره مرکزی

#### ۸-۱-۷- مش‌بندی سوخت برای محاسبات تغییر شکل

مش‌بندی فضای حل مسئله نیاز به بررسی مدل‌های فیزیکی و پارامترهای مرتبط دارد. از آنجا که در مدل‌سازی تغییر شکل سوخت از روش انبساط حلقه آزاد استفاده می‌شود، تقسیم‌بندی 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 مش‌بندی محاسبات تغییر شکل با محاسبات حرارتی و فرسایش است (شکل ۱۹). 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.

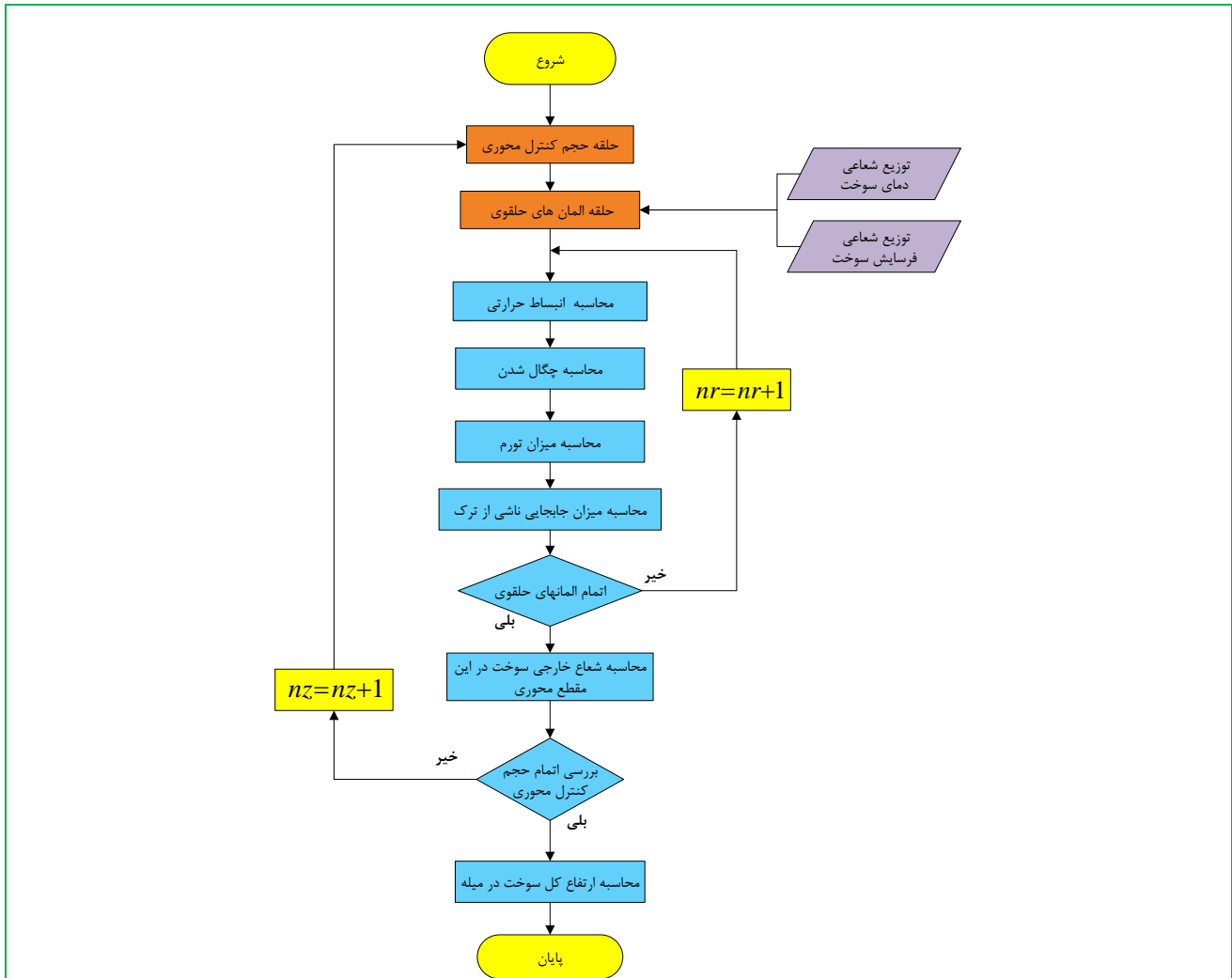


شکل ۱۹: نحوه تقسیم‌بندی شعاعی قرص سوخت برای محاسبات تغییر شکل

#### ۸-۱-۸- روند محاسبات تغییر شکل سوخت

مطابق روندنمای ارائه شده در شکل ۲۰، 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 ۲۰: روندنمای محاسبه تغییر شکل شعاعی و محوری سوخت

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

به فاصله شعاعی بین قرص سوخت و غلاف، گپ<sup>۱</sup> 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.

<sup>۱</sup> Gap

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 امکان‌پذیر 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].

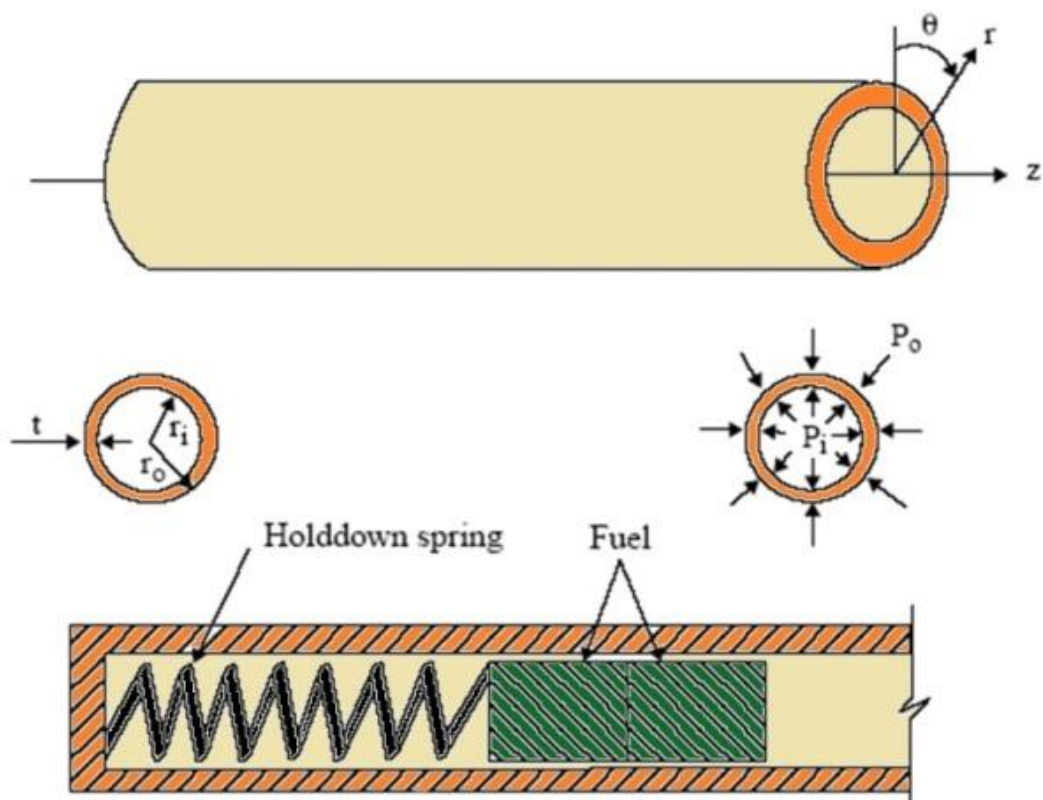
- غلاف سوخت به عنوان یک پوسته استوانه‌ای جدار نازک در نظر گرفته شده است.
- تقارن حول محور میله سوخت برقرار است.
- در طول میله سوخت فشار گاز ثابت و یکسان است.

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 ۲۱ 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 ۲۱: 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:

$\sigma_{\theta}$ : تنش محیطی (MPa)

$\sigma_z$ : 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 خنک‌کننده (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:

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

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

$\alpha$ : ضریب انبساط حرارتی ( $1/K$ )

$T$ : دمای متوسط غلاف ( $K$ )

$E$ : مدول الاستیک ( $MPa$ )

$\nu$ : نسبت پواسون غلاف

$\varepsilon$ : کرنش کلی غلاف در جهتهای اصلی ( $\frac{m}{m}$ )

$\varepsilon^c$ : کرنش خزشی غلاف ( $\frac{m}{m}$ )

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 می آید.

ملاحظه می شود 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 می شود.

در ادامه مقدار جابجایی سطح داخلی غلاف  $u(r_i)$  با استفاده از رابطه (۲۷-۸) به دست می آید. 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 ویژه ای دارد.

$$u(r_i) = \bar{r} \varepsilon_\theta - \frac{t}{2} \varepsilon_r \quad (۲۷-۸)$$

که در این رابطه جمله اول جابجایی شعاعی صفحه میانی و  $\epsilon_r$  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.

$$t = (1 + \epsilon_r)t_0 \quad (۲۸-۸)$$

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.

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + (\sigma_z)^2 + (\sigma_\theta)^2]} \quad (۲۹-۸)$$

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 PARS2.0 مشابه کد FRAPCON3.5 از مدل سوخت صلب استفاده می شود. 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

$\varepsilon_z^{clad}$ : کرنش محوری غلاف

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

$\varepsilon_z^{fuel}$ : 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)

$\delta$ : 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.

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

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  $\varepsilon_r$  و  $\varepsilon_\theta$  در رابطه  $u(r_i)$  خواهیم داشت.

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

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

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

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

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



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

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

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.

$$\begin{aligned} A_{11} &= 1 + \frac{t\nu}{2\bar{r}}, & A_{12} &= \nu\left(\frac{t}{2\bar{r}} - 1\right) \\ A_{21} &= -\nu & A_{22} &= 1 \\ B_1 &= \frac{Eu(r_i)}{\bar{r}} - E\left(\varepsilon_{\theta}^c + \int_{T_0}^T \alpha_{\theta} dT\right) + \frac{tE}{2\bar{r}}\left(\varepsilon_r^c + \int_{T_0}^T \alpha_r dT\right) \\ B_2 &= E\left[\varepsilon_z - \left(\varepsilon_z^c + \int_{T_0}^T \alpha_z dT\right)\right] \end{aligned} \quad (۳۹-۸)$$

با استفاده از روش ماتریس معکوس به راحتی مقادیر تنش  $\sigma_{\theta}$  و  $\sigma_z$  به صورت زیر به دست می‌آید.

$$\begin{bmatrix} \sigma_{\theta} \\ \sigma_z \end{bmatrix} = \frac{1}{\begin{vmatrix} A_{11} & A_{12} \\ A_{21} & A_{22} \end{vmatrix}} \begin{bmatrix} A_{22} & -A_{12} \\ -A_{21} & A_{11} \end{bmatrix} \times \begin{bmatrix} B_1 \\ B_2 \end{bmatrix} \quad (۴۰-۸)$$

$$\sigma_{\theta} = \frac{B_1 A_{22} - B_2 A_{12}}{A_{11} A_{22} - A_{12} A_{21}}, \quad \sigma_z = \frac{B_2 A_{11} - B_1 A_{21}}{A_{11} A_{22} - A_{12} A_{21}} \quad (۴۱-۸)$$

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.

۸-۳-۳- 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].

$$P_{int} = \frac{t\sigma_{\theta} + r_o P_o}{r_i} \quad (۴۲-۸)$$

در رابطه فوق:

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

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

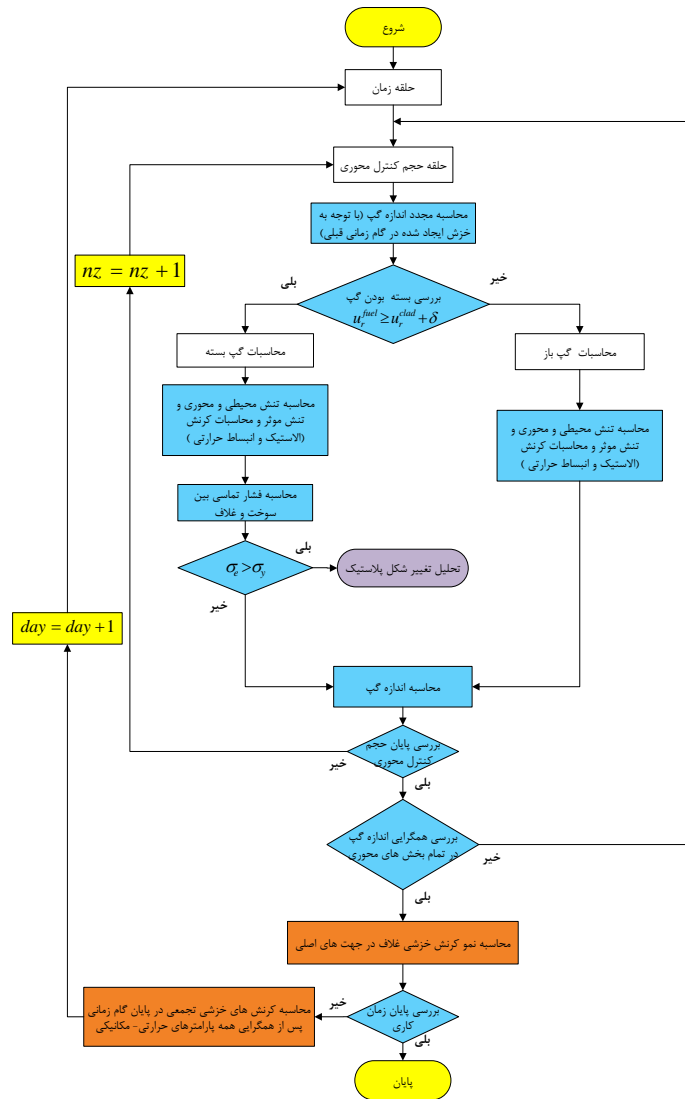
$r_o$ : شعاع خارجی غلاف (m)

$r_i$ : شعاع داخلی غلاف (m)

$t$ : ضخامت غلاف (m)

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

در روندنمای شکل ۲۲، 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 ۲۲: 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. در ادامه مدل تغییر شکل پلاستیک غلاف ارائه شده است.

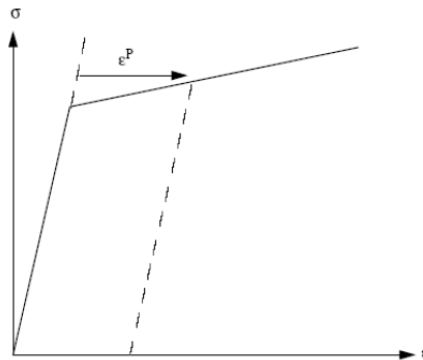
۸-۴-۱- ملاحظات عمومی در تحلیل پلاستیک غلاف

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 پیاپی<sup>۱</sup> توضیح داده شود [۷]. به این تکنیک، روش حل الاستیک پیاپی<sup>۲</sup> نیز گفته می‌شود.

۱-۱-۱-۱-۷- منحنی تنش- کرنش تجربی

در یک وضعیت که جسم تنها تحت تنش تک محوری  $\sigma_1$  باشد، کرنش ایجاد شده در جسم  $\epsilon_1$  متناسب با میزان تنش بوده و با استفاده از منحنی تنش-کرنش تجربی مشابه شکل ۲۳ 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<sup>۳</sup> برقرار است و به صورت زیر بیان می‌شود.

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



شکل ۲۳: شکل کلی منحنی تنش-کرنش

که در رابطه فوق:

$\epsilon_1$ : مقدار کرنش

$\epsilon_1^p$ : مقدار کرنش پلاستیک

<sup>۱</sup> Successive substitutions

<sup>۲</sup> Successive elastic solution

<sup>۳</sup> Hooke's law

$E$ : مدول کشسانی ( $Pa$ )

۱-۱-۱-۸- معیار تسلیم مواد شکل پذیر

عناصر سازه‌ای و قطعات ماشین ساخته شده از مواد شکل پذیر، به طور 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 به دست آورد. چرا که نمونه آزمون و عنصر سازه‌ای یا قطعه در حالت تنش یکسانی قرار دارند. به این ترتیب صرف نظر از این که 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،  $\sigma_y$  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 به طور 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 (فون مایز) استفاده می‌شود. در کد FRAPCON3 معیار فون مایز به کار گرفته شده است، لذا در پیوست شماره ۲ این گزارش این معیار توضیح داده شده است.

۱-۱-۱-۹- استفاده از معیار فون مایز 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 ۲۳ 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<sup>۲</sup> 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

<sup>۱</sup> Von Mises

<sup>۲</sup> Work hardening

دیگر برای تعیین میزان تغییر شکل پلاستیک و نحوه توزیع کرنش نیاز می‌باشد. دو موضوع اخیر به ترتیب با استفاده از تابع تسلیم<sup>۱</sup> و قانون جریان<sup>۲</sup> در نظر گرفته می‌شود [۷].

برای تعیین تنش حد تسلیم در تنش چند محوری از معیار شکست فون مایز 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 (۴۴-۸) قابل تعیین است، برابر تنش تسلیم گردد. این رابطه از پرکاربردترین توابع تسلیم می‌باشد.

$$\sigma_e = \sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} \quad (44-8)$$

$$\sqrt{\frac{1}{2}[(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_1)^2]} = \sigma_y \quad (45-8)$$

که در این رابطه  $\sigma_i$  ها مقادیر تنش‌های اصلی می‌باشند و  $\sigma_y$  نیز برابر تنش تسلیم در یک آزمایش تنش-کرنش تک محوری است.

#### ۱-۱-۱-۱-۱ روش حل الاستیک پیاپی

در کد FRAPCON3.1 و نسخه‌های بالاتر برای مدل‌سازی تغییر شکل پلاستیک غلاف از روش حل الاستیک پیاپی<sup>۳</sup> استفاده می‌شود [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، ( $\epsilon_y$ ) است. مقدار کرنش پلاستیک معادل برابر مجموع کرنش‌های پلاستیک جزئی در هر گام افزایشی نیرو است که از رابطه زیر محاسبه می‌شود.

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

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

<sup>۱</sup> Yield function

<sup>۲</sup> Flow rule

<sup>۳</sup> Successive elastic solutions

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

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 شوندگی<sup>۱</sup> 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.

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

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

<sup>۱</sup> Hardening

که در این رابطه  $S_i$ ، مقادیر تنش‌های انحرافی<sup>۱</sup> در جهات اصلی است که به صورت زیر برحسب تنش‌های اصلی به دست می‌آیند.

$$S_i = \sigma_i - \frac{1}{3}(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3), \quad i = 1, 2, 3 \quad (۵۴-۸)$$

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.

$$\begin{aligned} \varepsilon_1 &= \frac{1}{E} \{ \sigma_1 - \nu(\sigma_2 + \sigma_3) \} + \varepsilon_1^p + d\varepsilon_1^p + \int \alpha_1 dT \\ \varepsilon_2 &= \frac{1}{E} \{ \sigma_2 - \nu(\sigma_1 + \sigma_3) \} + \varepsilon_2^p + d\varepsilon_2^p + \int \alpha_2 dT \\ \varepsilon_3 &= \frac{1}{E} \{ \sigma_3 - \nu(\sigma_2 + \sigma_1) \} + \varepsilon_3^p + d\varepsilon_3^p + \int \alpha_3 dT \end{aligned} \quad (۵۵-۸)$$

که در آن:

$\varepsilon_i^p$ : مقدار کل کرنش در جهات اصلی  $\left(\frac{m}{m}\right)$

$\sigma_i$ : مقدار تنش در جهات اصلی (Pa)

$\nu$ : نسبت پواسون

$d\varepsilon_i^p$ : مقدار نمو کرنش پلاستیک در یک گام بارگذاری  $\left(\frac{m}{m}\right)$

$\varepsilon_i^p$ : مقدار کل کرنش پلاستیک در انتهای بارگذاری قبلی  $\left(\frac{m}{m}\right)$

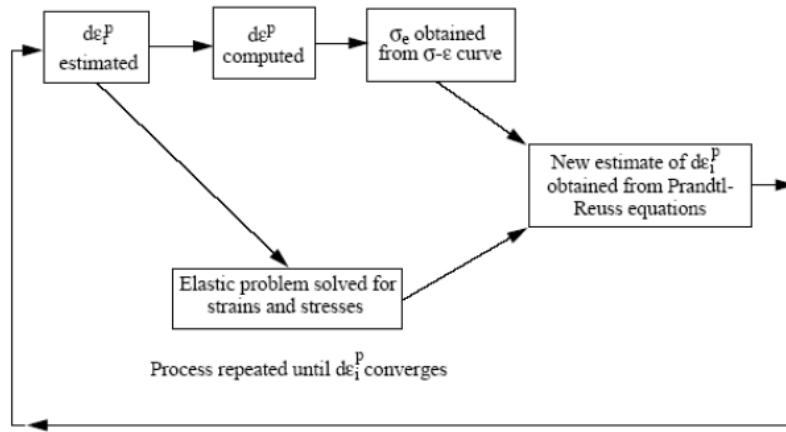
$\int \alpha_i dT$ : مقدار انبساط حرارتی  $\left(\frac{m}{m}\right)$

$E$ : مدول کشسانی (Pa)

<sup>۱</sup> Deviatoric Stress







شکل ۲۴: روند کلی روش حل الاستیک پیاپی [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 پرکننده به قدری نیست که در شرایط گپ باز تنش‌ها از حد تسلیم عبور نماید، 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.

#### ۱-۱-۱-۱۲- 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

$\varepsilon_z^{clad}$ : کرنش محوری غلاف شامل الاستیک و پلاستیک

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

$\varepsilon_z^{fuel}$ : کرنش محوری سوخت شامل الاستیک و پلاستیک

$$u_r^{fuel} = u_r^{clad} + \delta \quad (57-8)$$

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)

$\delta$ : اندازه اولیه گپ در سوخت تازه

۱-۱-۱-۱۳- 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.

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

که در آن:

$\varepsilon_i$ : مقدار کل کرنش در جهات اصلی

$\sigma_i$ : مقدار تنش در جهات اصلی

$\nu$ : نسبت پواسون

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

$\varepsilon_i^p$ : مقدار کل کرنش پلاستیک در انتهای گام زمانی قبلی

$\int \alpha_i dT$ : مقدار انبساط حرارتی

$E$ : مدول کشسانی

با قرار دادن مقادیر  $\varepsilon_r$  و  $\varepsilon_\theta$  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  $\sigma_\theta$  و  $\sigma_z$  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 (58-8) که مربوط به کرنش محوری غلاف است به صورت زیر قابل بازنویسی است.

$$-\nu \sigma_\theta + \sigma_z = E \left[ \varepsilon_z - \left( \varepsilon_z^p + d\varepsilon_z^p + \int_{T_0}^T \alpha_z dT \right) \right] \quad (61-8)$$

حال برای یافتن مقادیر تنش محیطی و محوری لازم است که معادلات (60-8) و (61-8) به صورت همزمان حل شوند پس دستگاه معادلات را می‌توان به صورت ماتریس زیر تشکیل داد.

$$\begin{bmatrix} 1 + \frac{t\nu}{2\bar{r}} & \nu \left(\frac{t}{2\bar{r}} - 1\right) \\ -\nu & 1 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} \sigma_\theta \\ \sigma_z \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \frac{Eu(r_i)}{\bar{r}} - E \left( \varepsilon_\theta^p + d\varepsilon_\theta^p + \int_{T_0}^T \alpha_\theta dT \right) + \frac{tE}{2\bar{r}} \left( \varepsilon_r^p + d\varepsilon_r^p + \int_{T_0}^T \alpha_r dT \right) \\ E \left[ \varepsilon_z - \left( \varepsilon_z^p + d\varepsilon_z^p + \int_{T_0}^T \alpha_z dT \right) \right] \end{bmatrix} \quad (62-8)$$

دستگاه معادلات فوق به صورت زیر بازنویسی می‌شود.

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

که در رابطه فوق ضرایب به صورت زیر تعریف می‌شوند.

$$\begin{aligned} A_{11} &= 1 + \frac{t\nu}{2\bar{r}}, & A_{12} &= \nu\left(\frac{t}{2\bar{r}} - 1\right) \\ A_{21} &= -\nu & A_{22} &= 1 \\ B_1 &= \frac{Eu(r_i)}{\bar{r}} - E\left(\varepsilon_{\theta}^p + d\varepsilon_{\theta}^p + \int_{T_0}^T \alpha_{\theta} dT\right) + \frac{tE}{2\bar{r}}\left(\varepsilon_r^p + d\varepsilon_r^p + \int_{T_0}^T \alpha_r dT\right) \end{aligned} \quad (۶۴-۸)$$

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

با محاسبه پارامترهای فوق مشابه بخش قبل، مقادیر تنش‌های  $\sigma_z$  و  $\sigma_{\theta}$  با استفاده از روابط (۴۰-۸) و (۴۱-۸) به دست می‌آید. 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 (۴۵-۸) 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.

$$d\varepsilon^p = \frac{\sqrt{2}}{3} \left[ (d\varepsilon_r^p - d\varepsilon_{\theta}^p)^2 + (d\varepsilon_{\theta}^p - d\varepsilon_z^p)^2 + (d\varepsilon_z^p - d\varepsilon_r^p)^2 \right]^{1/2} \quad (۴۵-۸)$$

۱-۱-۱-۱۴- 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 (۴۶-۸)، مقدار تنش موثر

واقعی مشخص می‌گردد. بررسی متن برنامه کد FRAPCON3.1 نشان می‌دهد که تبدیل تنش موثر ناهمسانگرد<sup>۱</sup> به تنش موثر همسانگرد<sup>۲</sup> با تقسیم تنش بر عدد ۱/۱۹ انجام می‌شود [۷، 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:

$\sigma$ : 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

$\varepsilon^p$ : 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.

۱-۱-۱-۱- 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].

<sup>۱</sup> Anisotropic

<sup>۲</sup> Isotropic

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

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

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

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

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

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

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

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.

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

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

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

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

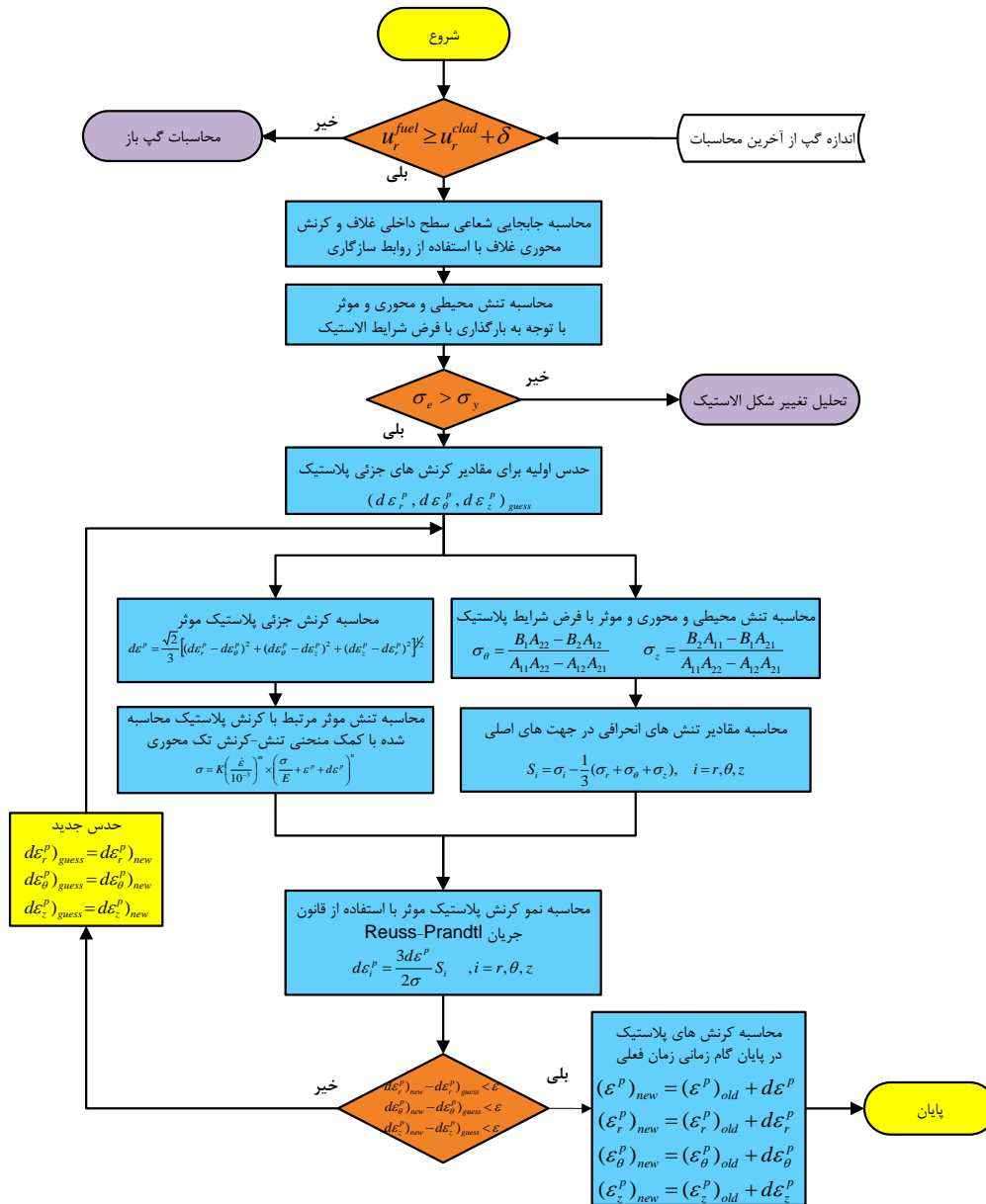
#### ۸-۴-۳- روند محاسبات در حالت پلاستیک و وضعیت گپ بسته

در قسمت قبل یک روش حل پیش‌رو برای محاسبات تنش-کرنش با روش جانشینی پیاپی 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

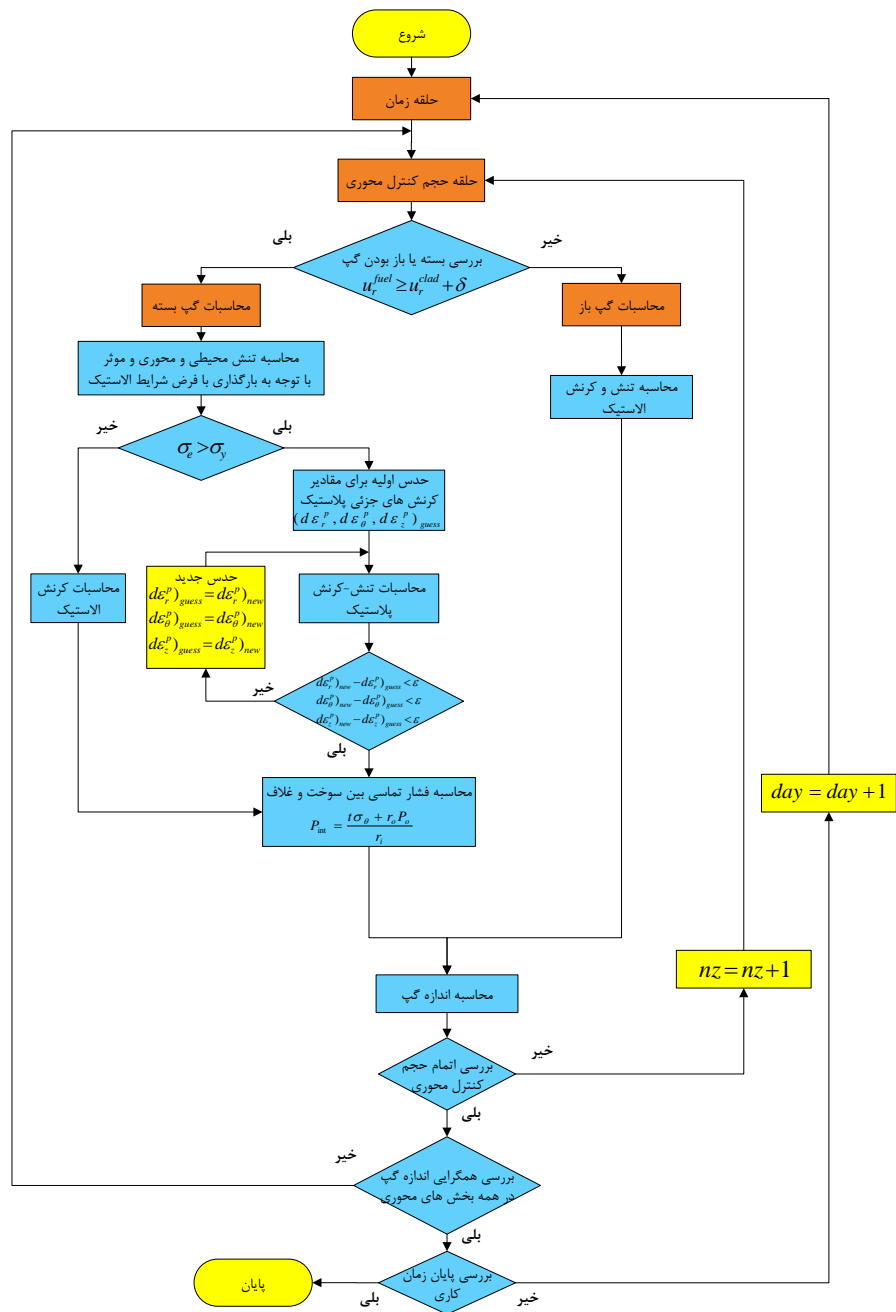
نمی‌باشد. لذا برای یک گام زمانی طبق روندنمای شکل ۲۵ ابتدا یک مقدار اولیه اختیاری برای نمو کرنش پلاستیک حدس زده می‌شود و سپس مقدار کرنش پلاستیک موثر با استفاده از معادله (۸-۶۵) به دست می‌آید. همچنین مقادیر تنش شعاعی و محوری با توجه به کرنش‌های حدس زده شده برای شرایط پلاستیک محاسبه می‌گردد. در ادامه مقدار 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 ۲۶، 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 ۲۵: روندنمای برنامه برای محاسبات تغییر شکل پلاستیک با روش جانشینی پیاپی در حالت گپ بسته برای یک حجم کنترل محوری



شکل ۲۶: 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 ناپیوستگی 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 نیرویی 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 رهایش شدید میزان پاره‌های شکافت‌گازی 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 [۲۷]. 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 پیاپی

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 پیایی نسبت به تحلیل تغییر شکل پلاستیک در قانون جریان Prandtl-Reuss می‌باشد که از روابط زیر استفاده می‌شود [۷].

$$d\varepsilon_1^c = 1.5 \frac{\dot{\varepsilon}^c \Delta t}{\sigma_e} S_1 + \frac{\dot{V}^c \Delta t}{9} \times \frac{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)}{\sigma_m}$$

$$d\varepsilon_2^c = 1.5 \frac{\dot{\varepsilon}^c \Delta t}{\sigma_e} S_2 + \frac{\dot{V}^c \Delta t}{9} \times \frac{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)}{\sigma_m} \quad (70-8)$$

$$d\varepsilon_3^c = 1.5 \frac{\dot{\varepsilon}^c \Delta t}{\sigma_e} S_3 + \frac{\dot{V}^c \Delta t}{9} \times \frac{(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3)}{\sigma_m}$$

که در روابط فوق:

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

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

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

$S_i$ : تنش انحرافی در جهت‌های اصلی (MPa)

$\sigma_i$ : تنش در جهت‌های اصلی (MPa)

$\sigma_m$ : تنش متوسط (MPa)

$\sigma_e$ : 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 به‌دست می‌آید و به صورت تابعی از تنش، زمان، دما و شار نوترون است که به صورت رابطه (۷۱-۸) 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.

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

که در رابطه فوق:

$\sigma$ : تنش تک محوری (MPa)

$T$ : درجه حرارت غلاف (K)

$t$ : زمان (s)

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

در مرجع [۷] 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.

$$\varepsilon^c = h(\sigma, \varepsilon^c, t, T, \phi) \quad (۷۲-۸)$$

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

$$\dot{V}^c = g(\sigma_m, T, t, V_{avail}) \quad (۷۳-۸)$$

که در رابطه فوق:

$\sigma_m$ : 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:

$$dV^c = d\varepsilon_1^c + d\varepsilon_2^c + d\varepsilon_3^c \quad (۷۴-۸)$$

متأسفانه در مرجع [۷] 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 [۲۱] بیان شده است که کرنش حجمی دائمی تنها برای سوخت مورد استفاده قرار می‌گیرد، لذا در نهایت در کد PARS2.0 برای تغییر شکل خزشی از جمله کرنش حجمی دائمی در قانون جریان صرف نظر شده است.

۸-۵-۱-۱- نرخ کرنش خزشی برای غلاف از جنس زیرکالوی ۲ و ۴

مدلی که برای تابع  $h$  استفاده می‌شود مدلی است که در کد FRAPCON3.5 به کاررفته است. در این مدل از مدل خزش حرارتی و تشعشعی تجربی استفاده می‌شود. روابط (۷۵-۸) و (۷۶-۸) به ترتیب برای نرخ خزش حرارتی و تشعشعی می‌باشند.

$$\dot{\epsilon}_{th} = A \frac{E}{T} \left( \sinh \frac{a_i \sigma_{eff}}{E} \right)^n \exp \left( \frac{-Q}{RT} \right) \quad (75-8)$$

$$\dot{\epsilon}_{irr} = C_0 \times \phi^{C_1} \times \sigma_{eff}^{C_2} \times f(T) \quad (76-8)$$

$$\dot{\epsilon}_{th+irr} = \dot{\epsilon}_{th} + \dot{\epsilon}_{irr} \quad (77-8)$$

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

$$\epsilon_p^s = 0.0216 \times \dot{\epsilon}_{th+irr}^{0.109} (2 - \tanh(35500 \times \dot{\epsilon}_{th+irr}))^{-2.05} \quad (78-8)$$

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

$$\epsilon_H = \epsilon_p^s (1 - \exp(-52 \times \sqrt{\dot{\epsilon}_{th+irr} \times t})) + \dot{\epsilon}_{th+irr} \times t \quad (79-8)$$

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

$$\dot{\epsilon}_H = \frac{52 \times \epsilon_p^s \times \dot{\epsilon}_{th+irr}^{\frac{1}{2}}}{2 \times t^{\frac{1}{2}}} \exp(-52 \times \sqrt{\dot{\epsilon}_{th+irr} \times t}) + \dot{\epsilon}_{th+irr} \quad (80-8)$$

که در رابطه فوق:

$T$ : درجه حرارت (K)

$t$ : زمان (hours)

$\sigma_{eff}$ : تنش موثر (MPa)

$\phi$ : 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 ۹ آمده است.

جدول ۹: پارامترهای مورد استفاده در محاسبه نرخ خزش برای دو نوع غلاف [۷]

ردیف	پارامتر	واحد	غلاف نوع SRA <sup>۱</sup>	غلاف نوع RXA <sup>۲</sup>
۱	A	K/(MPa.hr)	1.08E9	5.47E8
۲	E	MPa	$1.149 \times 10^5 - 59.9 \times T$	
۳	$a_i$	MPa <sup>-1</sup>	$650 \{1 - 0.56 [1 - \exp(-1.4E - 27 \times \Phi^{13})]\}$	
۴	n	-	2.0	3.5
۵	Q	kJ/mole	201	
۶	R	kJ/(mole.K)	0.008314	
۷	C <sub>0</sub>	(n/m <sup>2</sup> .s) <sup>-C<sub>1</sub></sup> MPa <sup>-C<sub>2</sub></sup>	4.0985E - 24	1.87473E - 24
۸	C <sub>1</sub>	-	0.85	
۹	C <sub>2</sub>	-	1.0	
۱۰	f(T)	-	$T < 570K$ 0.7283 $570 < T < T_2$ $T_2 = 625K - 7.0237 + 0.0136T$ $T > 625K$ 1.4763	0.7994 $- 3.1856 + 0.0069913T$ 1.1840

۸-۵-۱-۲- نرخ کرنش خزشی برای غلاف از جنس Zr+1%Nb

با توجه به اهمیت پدیده خزش و تأثیر آن در تغییر شکل غلاف و به تبع آن اندرکنش احتمالی سوخت و غلاف استفاده از روابط و مدل‌های خاص آلیاژ Zr+1%Nb از اهمیت بسزایی برخوردار می‌باشد. Djourelou در موسسه تحقیقاتی هسته‌ای و انرژی هسته‌ای بلغارستان در مقاله‌ای به مطالعه و بررسی روابط نرخ خزش برای غلاف Zr+1%Nb و به کاربرد آن در کد TRANSURANUS-WWER پرداخته است [۲۸]. در این مقاله به ارائه سه مدل مختلف برای محاسبه نرخ خزش و همچنین معادله‌هایی برای تصحیح روابط یادشده با در نظر گرفتن سخت‌شوندگی در طی زمان پرداخته شده است. با توجه به نحوه توسعه کد PARS2.0، محاسبه مقدار نرخ خزش و اعمال آن در کد برای انجام محاسبات خزش کفایت می‌نماید. در ادامه این روابط ارائه شده است.

<sup>۱</sup> Stress relief annealed

<sup>۲</sup> Re-crystallized annealed

مدل اول:

روابط مدل اول استفاده شده در کد TRANSURANUS برای سه حالت مختلف ارائه شده که دارای ضرایب ثابت متفاوتی است.  $\dot{\epsilon}_{eff}^{cr}$  نرخ کرنش خزشی موثر می باشد که دیمانسیون آن در مرجع [۲۸] مشخص نشده است. بررسی ها نشان می دهد که دارای دیمانسیون  $(\frac{m}{m})$  می باشد.

$$\dot{\epsilon}_{eff}^{cr} = \frac{d\epsilon_{eff}^{cr}}{dt} = (A\sigma_{eff} + B\sigma_{eff}^4)\phi + C\sigma_{eff}^{3.2} \exp\left(-\frac{18000}{T}\right)$$

$$case\ 1: A = 5.49 \times 10^{-22}, B = 2.33 \times 10^{-24}, C = 1790 \quad (8-1)$$

$$case\ 2: A = 3.61 \times 10^{-22}, B = 5.43 \times 10^{-24}, C = 2974.48$$

$$case\ 3: A = 2.21 \times 10^{-22}, B = 1.34 \times 10^{-24}, C = 920.27$$

که در رابطه فوق:

$$\dot{\epsilon}_{eff}^{cr}: \text{نرخ کرنش خزشی موثر } (\frac{m}{m})$$

$$\epsilon_{eff}^{cr}: \text{کرنش خزشی موثر } (m/m)$$

$$\sigma_{eff}: \text{تنش موثر } (MPa)$$

$$\phi: \text{شار نوترون های سریع } (\frac{n}{cm^2s})$$

$$T: \text{دما } (K)$$

رابطه (۸-۱) برای شار نوترون های سریع با انرژی بیشتر از 1MeV معتبر می باشد. ضرایب A و B و C ثوابتی هستند که برای سه حالت متفاوت می باشند.

مدل دوم:

مطابق معادله (۸-۲) در مدل دوم نرخ کرنش خزشی شامل دو مولفه است که روابط متفاوتی دارد.

$$\dot{\epsilon}_{eff} = \dot{\epsilon}^p + \dot{\epsilon}^s \quad (8-2)$$

که پارامترهای  $\dot{\epsilon}^p$  و  $\dot{\epsilon}^s$  به ترتیب از روابط (۸-۳) و (۸-۴) قابل محاسبه می باشند [۲۸ و ۵۵].

$$\dot{\epsilon}^p = 2.3 \times 10^{-8} \frac{\sigma_{eff}}{5} C, \quad \sigma_{eff} \leq 50\ MPa \quad (8-3)$$

$$\dot{\epsilon}^p = 7.242 \times 10^{-12} \sigma_{eff}^{2.65} C, \quad 50 < \sigma_{eff} \leq 100\ MPa$$



$$\varepsilon^p = 1.467 \times 10^{-17} \sigma_{eff}^{5.5} C, \quad 100 < \sigma_{eff} \leq 120 \text{ MPa}$$

$$\varepsilon^p = 9.3 \times 10^{-23} \sigma_{eff}^8 C, \quad 120 < \sigma_{eff} \leq 200 \text{ MP}$$

$$C = 3.66 \times 10^{12} \exp\left(-\frac{18000}{T}\right), \quad T \leq 623 \text{ K}$$

$$C = 3.3507 \times 10^{17} \exp\left(-\frac{25140}{T}\right), \quad T > 623 \text{ K}$$

$$\varepsilon^s = 5.05 \times 10^{-15} \phi \exp\left(-\frac{8500}{T}\right) \sinh(2 \times 10^{-2} \sigma_{eff}) \quad (8-84)$$

مدل سوم:

در این مدل نیز مشابه مدل دوم از دو مولفه  $\varepsilon^p$  و  $\varepsilon^s$  استفاده می‌شود و از روابط متفاوتی برای این دو پارامتر بهره می‌برد.

$$\varepsilon^p = 36.5 \sigma_{eff}^{5.4} \exp\left(-\frac{25600}{T}\right) \quad (8-85)$$

$$\varepsilon^s = 1.346 \times 10^{-15} \phi \exp\left(-\frac{8500}{T}\right) \sinh(3.703 \times 10^{-2} \sigma_{eff}) \quad (8-86)$$

ضرایب غیرهمسانگردی تنش موثر

جنس آلیاژ زیرکونیوم دارای اثرات غیرهمسانگردی بین تنش و کرنش در جهات مختلف می‌باشد و مقدار تنش موثر با اعمال ضرایب غیرهمسانگردی مطابق رابطه (8-87) به دست می‌آید.

$$\sigma_{eff} = \sqrt{F(\sigma_r - \sigma_\theta)^2 + G(\sigma_z - \sigma_\theta)^2 + H(\sigma_r - \sigma_z)^2} \quad (8-87)$$

که در آن  $\sigma_r$ ،  $\sigma_\theta$  و  $\sigma_z$  تنش در راستای شعاعی، محیطی و محوری و ضرایب  $F$ ،  $G$  و  $H$  ضرایب غیرهمسانگردی می‌باشند. در مرجع [28] برای ضرایب غیرهمسانگردی و بررسی خزش از اعداد مختلفی استفاده شده است که مقادیر پیش فرض مورد استفاده در کد TRANSURANUS-WWER برابر 0.18، 0.62 و 0.38 به ترتیب برای ضرایب  $F$ ،  $G$  و  $H$  می‌باشد. در مرجع یادشده پس از استفاده از روابط مختلف و مقایسه نتایج با داده‌های تجربی به این دستاورد رسیده است که رابطه (8-81) و حالت اول (case 1) مقادیر نزدیکتری را با داده‌های تجربی به دست می‌دهد.

در این پروژه پس از پیاده‌سازی سه مدل مذکور مشخص شد که مدل دوم و سوم دارای نتایج معقول و در محدوده مورد نظر است ولی مدل اول به نتایج معقول و در حدود مورد نظر نمی‌رسد و به اعداد فوق العاده بزرگ منجر می‌شود و به نظر می‌رسد روابط و یا دیمانسیون آن‌ها به درستی در مقاله مرجع منعکس نشده است. در نهایت مدل دوم به عنوان مدل پیش‌فرض در نرم‌افزار کد PARS2.0 استفاده شد.

#### سخت‌شوندگی زمانی

فاکتور سخت‌شوندگی زمانی به صورت رابطه (۸۸-۸) اعمال می‌شود. در زمان‌های کوچک  $t$  در حدود ۲۰۰۰ ساعت مقادیری که این رابطه به دست می‌دهد بسیار نزدیک به عدد ۱ است.

$$1 + 7 \exp\left(\frac{-t}{200}\right) \quad (88-8)$$

با در نظر گرفتن این فاکتور معادله (۸۱-۸) برای محاسبه نرخ کرنش خزشی به صورت رابطه (۸۹-۸) نوشته می‌شود.

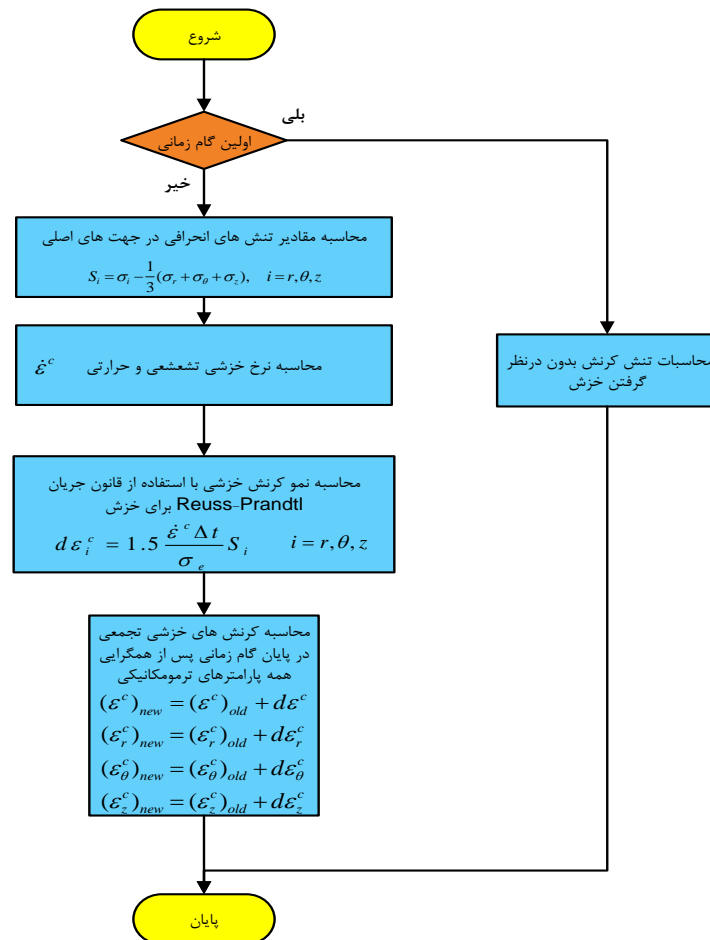
$$\dot{\varepsilon}_{eff}^{cr} = \frac{d\varepsilon_{eff}^{cr}}{dt} = \left[1 + 7 \exp\left(\frac{-t}{200}\right)\right] \left[ (A\sigma_{eff} + B\sigma_{eff}^4)\phi + C \sigma_{eff}^{3.2} \exp\left(-\frac{18000}{T}\right) \right] \quad (89-8)$$

لذا مقدار کرنش خزشی موثر نیز با رابطه (۹۰-۸) قابل بیان است.

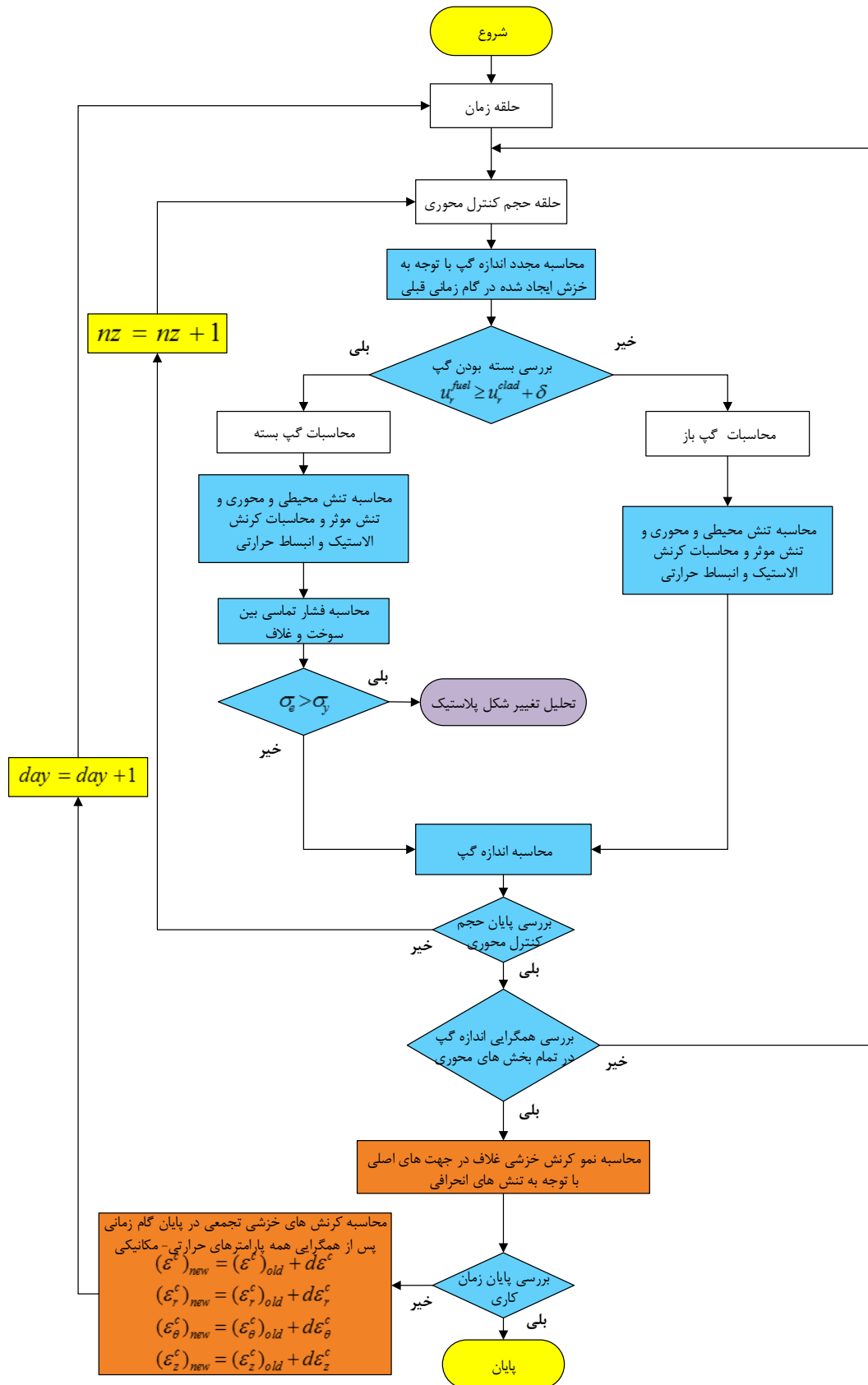
$$\varepsilon_{eff}^{cr} = \left[ t + 1400 \left(1 - \exp\left(\frac{-t}{200}\right)\right) \right] \left[ (A\sigma_{eff} + B\sigma_{eff}^4)\phi + C \sigma_{eff}^{3.2} \exp\left(-\frac{18000}{T}\right) \right] \quad (90-8)$$

در مرجع [۲۸] آمده است که هر چند به لحاظ مفاهیم فیزیکی فاکتور سخت‌شوندگی زمانی در نرخ کرنش خزشی تأثیرگذار است اما داده‌های تجربی کافی برای قضاوت در مورد ضرورت اعمال آن وجود ندارد. لذا در این پروژه این فاکتور در نظر گرفته نشده است.

در روندنمای شکل ۲۷ 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 ۲۸ 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 ۲۷: روند محاسبه تغییر شکل خزشی در غلاف



شکل ۲۸: تحلیل الاستیک در شرایط گپ باز و بسته در روند محاسباتی کد رفتار حرارتی-مکانیکی سوخت با

لحاظ پدیده خزش غلاف

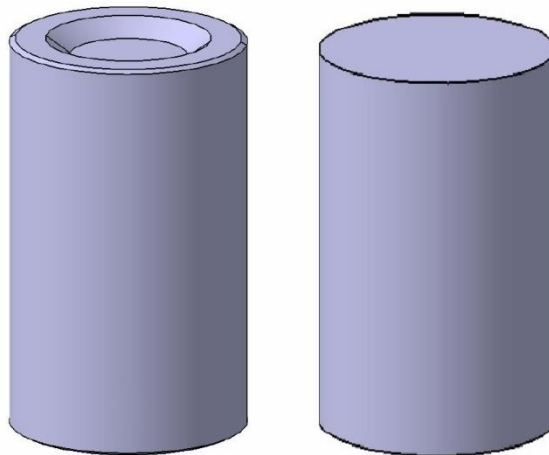
## ۸-۶- حجم فضای آزاد درون میله سوخت

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.

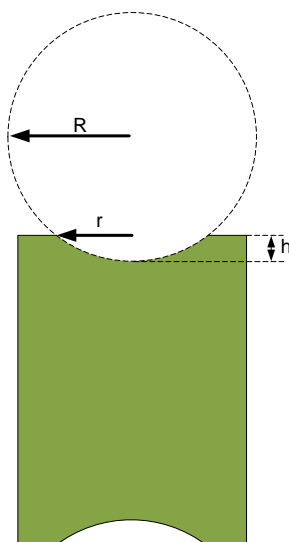
### ۸-۶-۱- حجم بشقاب قرص سوخت

طبق شکل ۲۹ 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 ۳۰ به کمک رابطه زیر قابل محاسبه است. دقت شود که حجم بشقاب بخشی از حجم یک کره است و  $R$  شعاع کره می‌باشد [۷].

$$V_{dish} = \frac{\pi h^2}{3} (3R - h) \quad , R = \frac{h^2 + r^2}{2h} \quad (۸-۹۱)$$



شکل ۲۹: نمایش قرص سوخت با سطوح تخت و بشقابی



شکل ۳۰: 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، تراکم 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، تراکم و تورم، از تغییر شکل کلی به صورت زیر به دست آورد [۷].

$$V_C = V_g - V_{eg} - V_{TX} \quad (۹۲-۸)$$

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 تراکم، 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.

$$V_{spring} = VS \times \pi \left( \frac{d_w^2}{4} \right) \times \pi \times (d_s - d_w) \quad (۹۳-۸)$$

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].

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

$$V_{por} = 1.97 \times 10^{-8} (94.0 - G_{den}) \quad \text{for } 91.25 < G_{den} < 94.0 \quad (۹۴-۸)$$

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

که در روابط فوق:

$V_{por}$ : حجم تخلخل بر واحد طول ( $m^2$ )

$G_{den}$ : برابر  $1.25 - DEN$

$DEN$ : 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 (۸-۹۵) قابل محاسبه است [۷]. به کارگیری رابطه (۸-۹۵) در این پروژه منجر به مقادیر بسیار بالایی برای حجم زبری سطوح گردید که احتمالاً ضریب و یا دیمانسیون آن به درستی در دفترچه کد FRAPCON3.5 مشخص نشده است. 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 PARS2.0 نیز از حجم زبری سطح صرف نظر شده است.

$$V_{rough} = \frac{5.27 \times 10^{-5} \pi D_p}{V_f} \quad (۸-۹۵)$$

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.

$$P_{ave} = \frac{n_t RT_{ave}}{V_t} \quad (۸-۹۶)$$

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 (۸-۹۷) در رابطه (۸-۹۸) و بازنویسی مقدار دمای متوسط گازها به دست می‌آید.

$$P_i V_i = n_i R T_i, \quad i = 1, N_V \quad (۹۷-۸)$$

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

$$n_t = \frac{P_{ave} V_t}{R T_{ave}}, \quad n_t = \sum_{i=1}^{N_V} n_i \quad (۹۸-۸)$$

$$\frac{P_{ave} V_t}{R T_{ave}} = \sum_{i=1}^{N_V} \frac{P_i V_i}{R T_i}, \quad P_{ave} = P_i \quad (۹۹-۸)$$

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

که در روابط فوق:

$n_t$ : تعداد کل مول گاز موجود حجم  $V_i$  ( $mol$ )

$N_V$ : تعداد کل حجم‌ها

$V_t$ : 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 ( $K$ )

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

## ۸-۸- خواص مکانیکی غلاف

فلز زیرکونیوم دارای جذب نوترونی پایین است و به همین دلیل آن را به عنوان ماده‌ای استراتژیک در صنعت راکتورهای هسته‌ای مطرح نموده است. در راکتورهای هسته‌ای قدرت از انواع آلیاژهای زیرکونیوم استفاده می‌شود. در جدول ۱۰ انواع آلیاژهای زیرکونیوم، سازندگان و کاربرد آن‌ها در اجزای راکتورهای هسته‌ای ارائه شده است. ملاحظه می‌شود که در راکتورهای PWR غربی از آلیاژ زیرکالیوی ۴ و در راکتورهای BWR از زیرکالیوی ۲ استفاده می‌شود. در راکتورهای هسته‌ای VVER برای غلاف میله سوخت از آلیاژ Zr+1%Nb موسوم به E110 استفاده می‌شود که این آلیاژ دارای خواص حرارتی و مکانیکی اندک متفاوتی نسبت به زیرکالیوی ۲ و ۴ است. لازم به ذکر است که تمامی مدل‌های تنش و کرنش نیاز به روابط مناسب برای خواص مکانیکی غلاف دارند. در این بخش به روابط خواص حرارتی و مکانیکی غلاف مانند ضریب الاستیک یا مدول یانگ، ضریب انبساط حرارتی شعاعی و محوری، ضرایب مربوط به منحنی تنش-کرنش و خزش برای آلیاژهای زیرکالیوی ۲ و ۴ و آلیاژ Zr+1%Nb پرداخته می‌شود.

جدول ۱۰: انواع آلیاژهای زیرکونیوم، سازندگان و کاربرد آن‌ها در اجزای راکتورهای هسته‌ای [۲۹]

Alloy	Sn, %	Nb, %	Vendor (country)	Component	Reactor type
Zircaloy 2	1.2-1.7	-	All vendors	Cladding, structural components	BWR, CANDU
Zircaloy 4	1.2-1.7	-	All vendors	Cladding, structural components	BWR, PWR, CANDU
ZIRLO	0.7-1	1	Westinghouse	Cladding	BWR, PWR
Zr-Sn	0.25	-	Westinghouse	Cladding	BWR
Zr-2.5Nb	-	2.4-2.8	Fabrica de Aleaciones Especiales (FAE) (Argentina)	Pressure tube	CANDU
E110	-	0.9-1.1	Russia	Cladding	VVER
E125	-	2.5	Russia	Pressure tube	RBMK
E635	0.8-1.3	0.8-1	Russia	Structural components	VVER
M5	-	0.8-1.2	Areva	Cladding, structural components	PWR

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 می‌شود.

مطابق شکل ۳۱ شکل ۴۰ رفتار تنش-کرنش آلیاژ زیرکونیوم با استفاده از دو رابطه مختلف قابل توصیف است. قبل از تسلیم قانون هوک حاکم بوده و معادله (۸-۱۰۰) صادق می‌باشد پس از تسلیم ماده، قانون توان حاکم بوده و معادله (۸-۱۰۱) صادق می‌باشد [۳۰].

$$\sigma = \varepsilon \times E \quad (۸-۱۰۰)$$

$$\sigma = K \times \varepsilon^n \left( \frac{\dot{\varepsilon}}{10^{-3}} \right)^m \quad (۸-۱۰۱)$$

که در روابط فوق:

$\sigma$ : تنش تک محوری (Pa)

$\varepsilon$ : کرنش

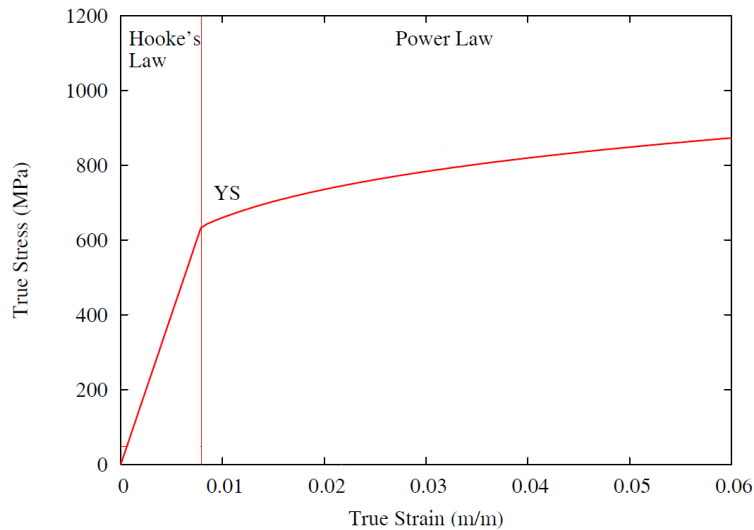
$E$ : مدول الاستیک (Pa)

$K$ : ضریب استحکام (Pa)

$\dot{\varepsilon}$ : نرخ کرنش

$m$ : نمای سخت گردانی کرنشی

$n$ : نمای نرخ کرنش



شکل ۳۱: یک نمونه منحنی تنش- کرنش منطبق بر مدل‌های فیزیکی

از تقاطع دو رابطه (۸-۱۰۰) و (۸-۱۰۱) نقطه برخورد دو قانون به دست می‌آید که در واقع نقطه تسلیم می‌باشد و تنش تسلیم  $\sigma_y$ ، از رابطه زیر به دست می‌آید.

$$\sigma_y = \left[ \frac{K}{E^n} \times \left( \frac{\dot{\epsilon}}{10^{-3}} \right)^m \right]^{\left( \frac{1}{1-n} \right)} \quad (۸-۱۰۲)$$

۸-۸-۲- خواص غلاف از جنس زیرکالوی ۲ و ۴

۸-۸-۲-۱- مدول الاستیک

مقدار مدول الاستیک به صورت زیر می‌باشد [۳۰].

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

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

$$E = 9.21 \times 10^{10} - 4.05 \times 10^7 T \quad T > 1255K \quad (۸-۱۰۳)$$

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

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

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

که در روابط فوق:

$E$ : مدول الاستیک ( $Pa$ )

$T$ : درجه حرارت ( $K$ )

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

$CW$ : ضریب سردکاری<sup>۱</sup>

$\Delta$ : نسبت غلظت اکسیژن در غلاف

۸-۲-۲-۲- ضریب استحکام<sup>۲</sup>

ضریب استحکام به شکل معادله (۸-۴-۱) به صورت تابعی از دما، فلوننس نوترون‌های سریع، ضریب سردکاری و ترکیب آلیاژ غلاف می‌باشد.

$$K = K(T) \times \frac{(1 + K(CW) + K(\Phi))}{K(Zry)} \quad (۸-۴-۱)$$

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

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

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

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

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

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

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

<sup>۱</sup> Cold work coefficient

<sup>۲</sup> Strength coefficient

$$K(\Phi) = 2.928 \times 10^{-26} \Phi$$

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

$$K(\Phi) = 0.5323 + 2.6618 \times 10^{-27} \Phi$$

$$2 \times 10^{25} \frac{n}{m^2} < \Phi < 12 \times 10^{25} \frac{n}{m^2}$$

که در روابط فوق:

$T$ : درجه حرارت ( $K$ )

$CW$ : ضریب سردکاری

$\Phi$ : 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.

۸-۲-۳- نمای سخت‌گردانی کرنشی<sup>۱</sup>

نمای سخت‌گردانی کرنشی به صورت رابطه (۸-۱۰۵) تابعی از دما، فلوننس نوترون‌های سریع و ترکیب آلیاژی آلیاژ زیرکونیوم می‌باشد.

$$n = n(T) \times \frac{n(\Phi)}{n(Zry)} \quad (۸-۱۰۵)$$

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

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

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

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

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

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

<sup>۱</sup> Strain-Hardening Exponent

$$n(\Phi) = 1.5435 + 0.008727 \times 10^{-25} \Phi$$

$$2 \times 10^{25} \frac{n}{m^2} < \Phi < 7.5 \times 10^{25} \frac{n}{m^2}$$

$$n(\Phi) = 1.608953$$

$$\Phi > 7.5 \times 10^{25} \frac{n}{m^2}$$

۸-۲-۴- نمای نرخ کرنش<sup>۱</sup>

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

$$m = 0.015$$

$$T < 750K$$

$$m = 7.458 \times 10^{-4} T - 0.544338$$

$$750K < T < 800K$$

(۸-۱۰۶)

$$m = 3.24124 \times 10^{-4} T - 0.20701$$

$$T > 800K$$

۸-۲-۵- تغییر ضریب سردکاری و فلوئنس نوترون‌های سریع<sup>۲</sup>

ضریب سردکاری و فلوئنس نوترون‌های سریع با گذشت زمان و کارکرد بیشتر میله سوخت در راکتور تغییر می‌کند که تغییرات آن‌ها در هر گام زمانی به صورت معادلات زیر می‌باشد.

$$CW_i = CW_{i-1} \times \exp \left[ -1.504(1 + 2.2 \times 10^{-25} \times \Phi_{i-1}) \times t \times e^{\left( \frac{-2.33 \times 10^8}{T^6} \right)} \right] \quad (۸-۱۰۷)$$

$$\Phi_i = \frac{10^{20}}{2.49 \times 10^{-6} \times t \times \exp \left( \frac{-5.35 \times 10^{23}}{T^8} \right) + \frac{10^{20}}{\Phi_{i-1}}} \quad (۸-۱۰۸)$$

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

$\Phi_i$ : فلوئنس نوترون‌های سریع در پایان گام زمانی فعلی  $\left( \frac{n}{m^2} \right)$

$\Phi_{i-1}$ : فلوئنس نوترون‌های سریع در ابتدای گام زمانی فعلی یا پایان گام زمانی قبلی  $\left( \frac{n}{m^2} \right)$

$t$ : اندازه گام زمانی (s)

$T$ : درجه حرارت (K)

<sup>۱</sup> Strain Rate Exponent

<sup>۲</sup> Fast neutron fluence

- 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 [۲۵].

$$\begin{aligned} \varepsilon_{axial} &= -2.5060 \times 10^{-5} + 4.4410 \times 10^{-6} T & 298K < T < 1073K \\ \varepsilon_{diametral} &= -2.3730 \times 10^{-5} + 6.7210 \times 10^{-6} T & 298K < T < 1073K \\ \varepsilon_{axial} &= -8.3 \times 10^{-3} + 9.7 \times 10^{-6} T & T > 1273K \\ \varepsilon_{diametral} &= -6.8 \times 10^{-3} + 9.7 \times 10^{-6} T & T > 1273K \end{aligned} \quad (۱۰۹-۸)$$

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

در روابط فوق:

$T$ : درجه حرارت (K)

$\varepsilon_{axial}$ : کرنش محوری ناشی از انبساط حرارتی

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

۸-۲-۶- ضریب اثرات غیرهمسانگردی

مقدار تنش تسلیم به دست آمده از رابطه (۸-۱۰۲) 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 می دهد که تبدیل تنش تسلیم ناهمسانگرد به تنش تسلیم همسانگرد با تقسیم تنش بر عدد ۱/۱۹ انجام می شود. بنابراین ضریب مذکور صرفاً در خصوص راکتورهای PWR غربی در حوزه کد FRAPCON3.1 معتبر است.

۸-۳-۸- خواص غلاف از جنس Zr+1%Nb

برای غلاف از جنس Zr+1%Nb در برخی مدارک روابطی ارائه شده است که مربوط به فعالیتها و پروژه‌هایی است که به ارتقای کدهای FRAP6 [۳۱] و FRAPTRAN [۳۲] و SCANAIR [۳۳] برای میله‌های سوخت راکتور هسته‌ای VVER منجر شده است. این گزارشها مربوط به فعالیت‌های موسسه کرجاتوف روسیه است.



Shestopalov و همکارانش در گزارشی به تطبیق کدهای<sup>۱</sup> FRAPTRAN و SCANAIR و به روز کردن بسته خواص مواد MATPRO برای مدل سازی حوادث LOCA و RIA برای غلاف از جنس Zr+1%Nb پرداخته اند [۲۰]. در این پروژه روابط ارائه شده در گزارش مذکور برای توسعه کد PARS2.0 به خدمت گرفته شده است که در ادامه ارائه می شود.

#### ۸-۳-۱- انبساط حرارتی غلاف

برای انبساط حرارتی غلاف در جهت محیطی و محوری روابط جداگانه ای برای بازه های دمایی مختلف ارائه شده است [۲۰].

$$\varepsilon_z = 0.1338985 \times 10^{-8}T^2 + 3.85875 \times 10^{-6}T - 0.127813365 \times 10^{-2} \quad T < 573K \quad (۸-۱۱۰)$$

$$\varepsilon_\theta = 0.3336985 \times 10^{-8}T^2 + 5.65390 \times 10^{-6}T - 0.19965 \times 10^{-2} \quad T < 573K$$

$$\varepsilon_z = 0.13725577 \times 10^{-2} + 5.4 \times 10^{-6}(T - 573) < 883K \quad 573 \leq T \quad (۸-۱۱۱)$$

$$\varepsilon_\theta = 0.3336985 \times 10^{-8}T^2 + 5.6539 \times 10^{-6}T - 0.19965 \times 10^{-2} < 883K \quad 573 \leq T$$

$$\varepsilon_z = 3.0465577 \times 10^{-3} + 2.312 \times 10^{-8}(T - 883) - 7.358(T - 883)^2 + 1.7211 \times 10^{-10}(T - 883)^3 \quad 883 \leq T < 1153K \quad (۸-۱۱۲)$$

$$\varepsilon_\theta = 5.5977 \times 10^{-3} + 2.312 \times 10^{-8}(T - 883) - 7.358 \times 10^{-8}(T - 883)^2 + 1.7211 \times 10^{-10}(T - 883)^3 \quad 883 \leq T < 1153K$$

$$\varepsilon_z = 1.076459 \times 10^{-3} + 9.7 \times 10^{-6}(T - 1153) \quad T \geq 1153K \quad (۸-۱۱۳)$$

$$\varepsilon_\theta = 3.627600 \times 10^{-3} + 9.7 \times 10^{-6}(T - 1153) \quad T \geq 1153K$$

<sup>۱</sup> این نسخه از کد FRAPTRAN، نسخه اولیه این کد است که پس از FRAPT6 توسعه یافته است.

که در معادله (۸-۱۳)،  $\epsilon_z$  و  $\epsilon_\theta$  به ترتیب کرنش حرارتی (انبساط حرارتی) در جهت‌های محیطی و محوری و  $T$  دما بر حسب کلوین است.

#### ۸-۳-۲-۸-۲-مدول الاستیک و ضریب پوسان

به دلیل تفاوت در ترکیب شیمیایی و عملیات حرارتی آلیاژهای معمول زیرکونیوم و  $Zr+1\%Nb$ ، تفاوت قابل توجهی در خواص مقاومت مکانیکی و شکل‌پذیری با یکدیگر به خصوص در دماهای پایین و میانی دارند. در مورد غلاف‌های بسیار پرتودیده تفاوت در سطوح اکسیدشدن و تولید هیدروژن غالباً منجر به رفتار مکانیکی متفاوتی در شرایط حادثه می‌گردد. در رابطه (۸-۱۱۴) مدول الاستیک غلاف  $Zr+1\%Nb$  بر حسب دما ارائه شده است. این در حالی است که روابط مورد استفاده در کد FRAPCON3.5 وابسته به دو پارامتر دما و فلوئنس نوترون‌های سریع است [۳۰].

$$E = 1.121 \times 10^5 - 64.38T \quad 273K < T \leq 1153K \quad (۸-۱۱۴)$$

$$E = 9.129 \times 10^4 - 45.0T \quad 1073K < T \leq 1273K$$

که در رابطه فوق  $T$  بر حسب کلوین و  $E$  بر حسب MPa است. ملاحظه می‌شود که روابط داده شده در معادله (۸-۱۱۴) بازه دمایی کامل را پوشش نمی‌دهد لذا در این پروژه برای دماهای کمتر از ۱۱۵۳ کلوین از رابطه اول و در سایر موارد از رابطه دوم بهره گرفته شده است.

مقدار ضریب پوسان وابسته به دما نیز به صورت رابطه (۸-۱۱۵) است. در این رابطه دما بر حسب کلوین است.

$$v = 0.42628 - 5.556 \times 10^{-5}T \quad T < 1273K \quad (۸-۱۱۵)$$

#### ۸-۳-۴-۸-۲-ضرایب مربوط به منحنی تنش-کرنش

#### ۸-۳-۴-۱-۸-۲-ضریب استحکام

برای غلاف از جنس  $Zr+1\%Nb$  مقدار پارامتر ضریب استحکام ( $K$ ) برای دو حالت غلاف پرتوندیده و پرتودیده استفاده از روابط مختلف برای محدوده دمای متفاوت در جدول ۱۱ آمده است.

جدول ۱۱: پارامتر ضریب استحکام ( $K$ ) برای دو حالت غلاف پرتون‌دیده و پرتودیده [۲۰]

غلاف پرتون‌دیده	غلاف پرتون‌دیده
$K = 916.8547193 - 0.6346334417 T - 0.0002474820043 T^2$ $293 < T \leq 763K$ $K = \exp(-0.00965027547 T) \times 491246.9131$ $763 < T \leq 859.4K$ $K = \exp(-0.005608069738 T) 15180.65748$ $859.4 < T \leq 1223K$	$K = 898.3710095 - 1.911883946 T + 0.002024675204 T^2 - 9.628259856 \times 10^{-7} T^3$ $293 < T \leq 797.9K$ $K = \exp(-0.005608069738 T) \times 15180.65748$ $797.9 < T \leq 1223K$

۸-۴-۲- نمای سخت گردانی کرنشی

برای غلاف از جنس  $Zr+1\%Nb$  مقدار پارامتر نمای سخت گردانی کرنشی ( $n$ ) برای دو حالت غلاف پرتون‌دیده و پرتودیده با استفاده از روابط مختلف برای محدوده دمای متفاوت در جدول ۱۲ آمده است.

جدول ۱۲: پارامتر نمای سخت گردانی کرنشی ( $n$ ) برای دو حالت غلاف پرتون‌دیده و پرتودیده [۲۰]

غلاف پرتون‌دیده	غلاف پرتون‌دیده
$n = -0.1255447757 + 0.001350416112 T - 3.536814687 \times 10^{-6} T^2 + 3.734672258 \times 10^{-9} T^3 - 1.365014312 \times 10^{-12} T^4$ $293 < T \leq 759K$ $n = -0.239614587 + 0.002839248035 T - 8.226160457 \times 10^{-6} T^2 + 9.276772204 \times 10^{-9} T^3 - 3.588141876 \times 10^{-12} T^4$ $879 < T \leq 1223K$ $n = 0.04628421012 + 0.000197951907 T - 3.314868215 \times 10^{-7} T^2 + 1.3913294 \times 10^{-10} T^3$ $879 < T \leq 1223K$	$n = 0.04628421012 + 0.000197951907 T - 3.314868215 \times 10^{-7} T^2 + 1.3913294 \times 10^{-10} T^3$ $293 < T \leq 1223K$

۸-۴-۳-۸- نمای نرخ کرنش

برای غلاف از جنس Zr+1%Nb مقدار پارامتر نمای نرخ کرنش ( $m$ ) برای محدوده دمایی متفاوت در جدول ۱۳ ارائه شده است.

جدول ۱۳: پارامتر نمای نرخ کرنش، ( $m$ ) برای محدوده دمایی متفاوت [۲۰]

محدوده دمایی	غلاف پرتودیده
$293 < T \leq 752.5 K$	$m = 0.02280034483 - 3.448275862 \times 10^{-7} T$
$752.5 < T \leq 902.1 K$	$m = -2.534966886 + 0.006626767224 T - 5.303091629 \times 10^{-6} T^2 + 1.34653092 \times 10^{-9} T^3$
$902.1 < T \leq 1223 K$	$m = -0.1619955889 + 3.080302048 \times 10^{-4} T$

۸-۴-۴-۸- ضرایب اثرات غیرهمسانگردی

جهت محاسبه تنش موثر از رابطه (۸-۱۱۶) استفاده می‌شود که با استفاده از ضرایب F، G و H اثرات غیرهمسانگردی در محاسبه تنش موثر لحاظ می‌شود.

$$\sigma_e = \{F(\sigma_\theta - \sigma_z)^2 + G(\sigma_z - \sigma_r)^2 + H(\sigma_r - \sigma_\theta)^2\}^{0.5} \quad (۸-۱۱۶)$$

که در رابطه فوق:

$\sigma_e$ : تنش موثر (MPa)

$\sigma_\theta$ : تنش محیطی (MPa)

$\sigma_z$ : تنش محوری (MPa)

$\sigma_r$ : تنش شعاعی (MPa)

در رابطه (۸-۱۱۶) K، G و H ضرایب غیرهمسانگردی است که با استفاده از روابط ارائه شده در جدول ۱۴ تعیین می‌شود.

جدول ۱۴: ضرایب غیرهمسانگردی برای تعیین مقدار تنش موثر [۲۰]

پارامتر	غلاف پرتونددیده	غلاف پرتودیده
<i>F</i>	$F = 4.82048 - 4.21033 \times 10^{-2} T + 1.618275 \times 10^{-4} T^2 - 2.68661 \times 10^{-7} T^3 + 1.60548 \times 10^{-10} T^4$ $293 < T \leq 515.9 K$ $F = 20.522409 - 1.14701 \times 10^{-1} T + 2.46179 \times 10^{-4} T^2 - 2.33290 \times 10^{-7} T^3 + 8.21321 \times 10^{-11} T^4$ $515.9 < T \leq 823 K$ $F = 0.5$ $T > 823 K$	$F = 1.39239 - 4.63177 \times 10^{-3} T + 1.62105 \times 10^{-5} T^2 - 2.58537 \times 10^{-8} T^3 + 1.8076 \times 10^{-11} T^4 - 4.60713 \times 10^{-15} T^5$ $293 < T \leq 1273 K$ $F = 0.5$ $T > 1273 K$
<i>G</i>	$G = 1.39276 - 1.792591 \times 10^{-2} T + 1.19333 \times 10^{-4} T^2 - 3.776742 \times 10^{-7} T^3 + 5.69241 \times 10^{-10} T^4 - 3.247347 \times 10^{-13} T^5$ $293 < T \leq 560 K$ $G = -1.541960 + 8.715936 \times 10^{-3} T - 1.17013 \times 10^{-5} T^2 + 5.010771 \times 10^{-9} T^3$ $560 < T \leq 823 K$ $G = 0.5$ $T > 823 K$	$G = -6.6085 \times 10^{-2} T + 4.28093 \times 10^{-3} T^2 - 1.51357 \times 10^{-5} T^3 + 2.41818 \times 10^{-8} T^4 - 1.72441 \times 10^{-11} T^5 + 4.49996 \times 10^{-15} T^6$ $293 < T \leq 1273 K$ $G = 0.5$ $T > 1273 K$
<i>H</i>	$H = 0.5178583 - 1.71631 \times 10^{-3} T + 5.313208 \times 10^{-6} T^2 - 7.13646 \times 10^{-9} T^3 + 3.870678 \times 10^{-12} T^4$ $293 < T \leq 823 K$ $H = 0.5$ $T > 823 K$	$H = 0.173693 + 3.50846 \times 10^{-4} T - 1.074777 \times 10^{-6} T^2 + 1.67189 \times 10^{-9} T^3 - 8.31926 \times 10^{-13} T^4 + 1.07169 \times 10^{-16} T^5$ $293 < T \leq 1273 K$ $H = 0.5$ $T > 1273 K$

## ۸-۹- رشد محوری غلاف ناشی از پرتودهی<sup>۱</sup>

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 [۳۴]. اندرکنش 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 [۳۴].

### ۸-۹-۱- رشد محوری غلاف از جنس زیرکالوی ۲ و ۴

در ادامه روابط موجود در دفترچه کد FRAPCON برای رشد محوری غلاف ارائه شده است.

#### ۸-۹-۱-۱- رابطه Franklin

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

$$\frac{\Delta L}{L} = 2.8 \times 10^{-25} \left[ (\Phi_{t_{i+1}})^{0.845} - (\Phi_{t_i})^{0.845} \right] \quad (8-117)$$

که در رابطه فوق  $\Phi$  شار نوترون‌های سریع است و حاصلضرب آن در زمان مقدار 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

<sup>1</sup> - Cladding irradiation axial growth

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.

۸-۹-۱-۲- رابطه MATPRO

در کد FRAPCON3.5 از رابطه MATPRO به منظور محاسبه رشد محوری غلاف استفاده شده است که معادله (۸-۱۱۸) است [۲۵]. 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.

$$\frac{\Delta L}{L} = A \left[ \exp\left(\frac{240.8}{T}\right) \right] (\Phi t)^{1/2} (1 - f_z)(1 + 0.02CW) \quad (8-118)$$

که در معادله فوق:

$\frac{\Delta L}{L}$ : تغییر طول غلاف

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

$T$ : دمای غلاف (K)

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

$t$ : زمان (s)

$f_z$ : فاکتور بافت برای لوله غلاف به صورت معمول ۰/۵

$CW$ : 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 (۸-۱۱۹) ارائه شده است و مقدار رشد محوری غلاف زیرکالوی ۴ از نوع SRA را برحسب فلوئنس نوترون ارائه می‌دهد.

$$ax = 2.18 \times 10^{-21} \Phi^{0.845} \quad \text{for SRA - Zircaloy4} \quad (8-119)$$

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 شود.

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.

$$ax = 7.013 \times 10^{-21} \Phi^{0.81787} \quad \text{for M5} \quad (8-120)$$

$$ax = 9.7893 \times 10^{-25} \Phi^{0.98239} \quad \text{for ZIRLO} \quad (8-121)$$

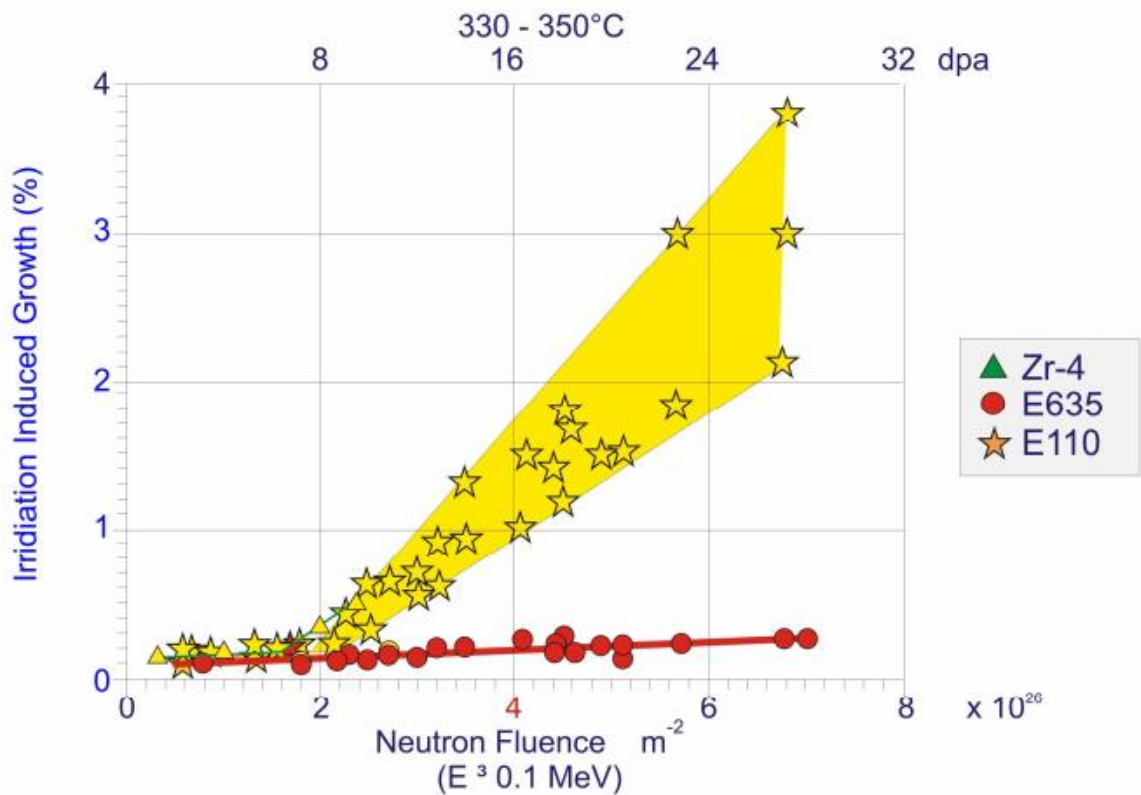
در نهایت با توجه به انطباق نتایج مدل MATPRO با نتایج کد FRAPCON3.1 از مدل MATPRO برای محاسبه رشد محوری غلاف آلیاژ زیرکالوی ۲ و ۴ در توسعه کد PARS2.0 استفاده شده است.

#### ۸-۹-۲- رشد محوری غلاف از جنس Zr+1%Nb

یکی از پارامترهای مهم و مورد توجه در تغییر شکل محوری غلاف پدیده رشد محوری ناشی از پرتودهی است. انتظار می‌رود که تفاوت در رفتار غلاف‌های از جنس Zr+1%Nb نسبت به سایر آلیاژها در بروز این پدیده وجود داشته باشد. در شکل ۳۲ رشد غلاف بر حسب فلوئنس نوترون‌های سریع در محدوده دمایی  $330^{\circ}\text{C}$  تا  $350^{\circ}\text{C}$  ارائه شده است. ملاحظه می‌شود که داده‌های مربوط به غلاف زیرکالوی ۴ کامل نیست ولی تا جایی که ارائه شده



در محدوده مقادیر آلیاژ Zr+1%Nb موسوم به E110 است. همچنین داده‌های آزمایشی برای رشد محوری ناشی از نوترون‌های سریع در آلیاژهای M5 و ZIRLO نشان‌دهنده کاهش آن نسبت به زیرکالوی ۴ می‌باشد [۳۵].



شکل ۳۲: رشد محوری غلاف بر حسب فلوئنس نوترون‌های سریع [۳۵]

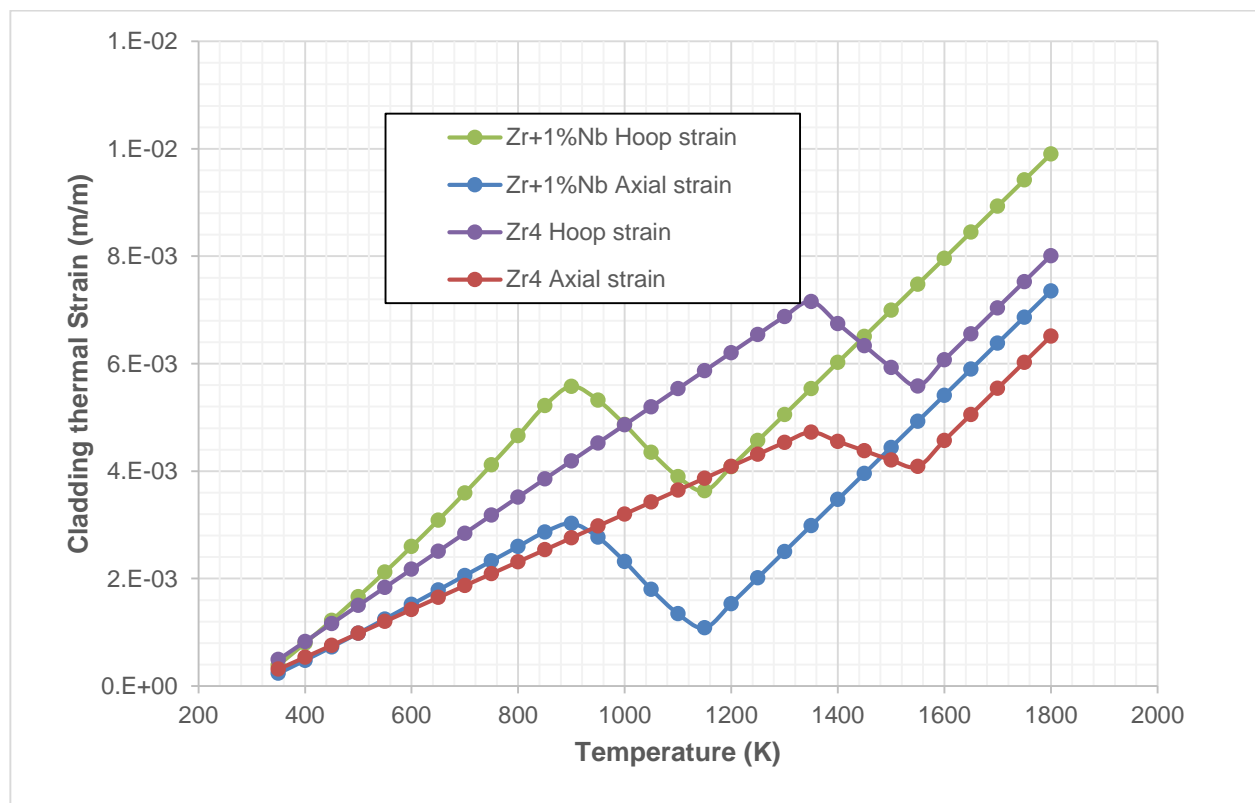
متأسفانه بررسی منابع مختلف نشان می‌دهد که روابط مستقلی برای مدل‌سازی این پدیده در دسترس نیست. لذا در توسعه کد PARS2.0 برای محاسبات رشد محوری غلاف از جنس Zr+1%Nb از همان روابط زیرکالوی ۴ استفاده شده است.

### ۸-۱۰- مقایسه برخی خواص آلیاژ Zr+1%Nb با آلیاژ زیرکالوی ۴

در بخش قبل به خواص آلیاژ زیرکالوی ۴ و Zr+1%Nb پرداخته شد. در ادامه با استفاده از روابط ارائه شده در بخش قبل نمودارهایی بر حسب پارامتر دما، فلوئنس نوترون‌های سریع ترسیم و مقایسه صورت می‌گیرد.

#### ۸-۱۰-۱- انبساط حرارتی بر حسب دما

در بخش قبل برای انبساط حرارتی غلاف در جهت محیطی و محوری روابط جداگانه‌ای برای بازه‌های دمایی مختلف در روابط (۸-۱۱۰) تا (۸-۱۱۳) ارائه شده است. در شکل ۳۳ ضریب انبساط حرارتی بر حسب دما برای دو نوع غلاف زیرکالوی ۴ و Zr+1%Nb و در دو جهت محیطی و محوری ارائه شده است. با توجه به رفتار تغییرات این پارامترها برای یک نوع غلاف خاص دیده می‌شود که مقدار انبساط حرارتی بر حسب دما در جهت محیطی همواره بیشتر از مقدار آن در جهت محوری است. همچنین در بازه‌های دمایی مختلف برای دو نوع غلاف مقدار انبساط حرارتی کمتر و بیشتر می‌گردد. محدوده دمایی کاری غلاف میله سوخت در راکتور هسته‌ای بوشهر بین ۵۰۰ تا ۷۰۰ کلوین است که در این بازه، انبساط حرارتی غلاف Zr+1%Nb در دو جهت محیطی و محوری از آلیاژ زیرکالوی ۴ بیشتر است.

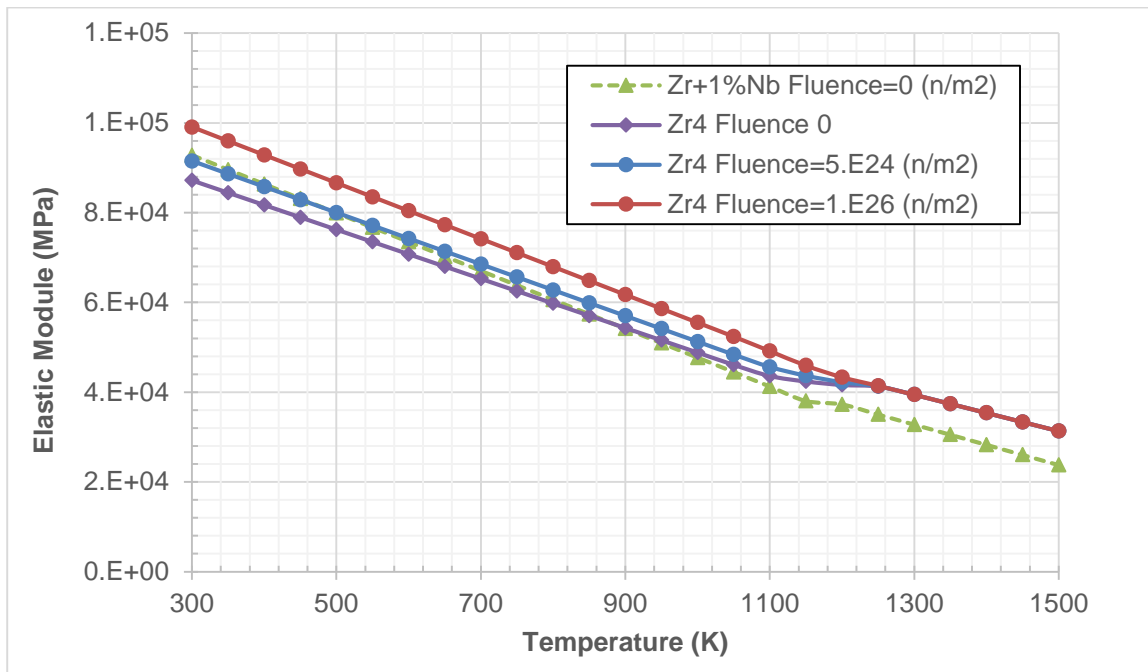


شکل ۳۳: ضریب انبساط حرارتی بر حسب دما

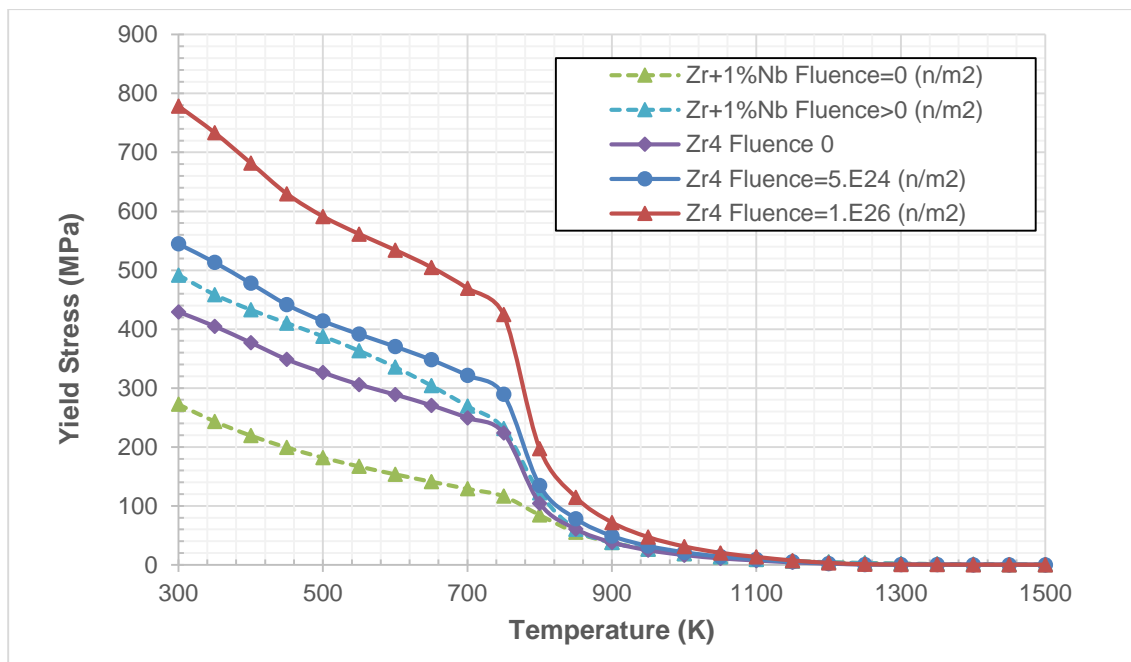
۸-۱۰-۲- مدول الاستیک و تنش تسلیم بر حسب دما و فلوئنس نوترون‌های سریع

در رابطه (۸-۱۱۴) مدول الاستیک غلاف  $Zr+1\%Nb$  بر حسب دما ارائه شده است. این در حالی است که روابط مورد استفاده در کد FRAPCON3.5 وابسته به دو پارامتر دما و فلوئنس نوترون‌های سریع است [۳۰]. طبق شکل ۳۴، مدول الاستیک بر حسب دما برای دو نوع غلاف زیرکالوی ۴ و  $Zr+1\%Nb$  ارائه شده است. در محدود ۳۰۰ تا ۹۰۰ کلوین مدول الاستیک  $Zr+1\%Nb$  بیشتر از زیرکالوی ۴ است و پس از آن برعکس می‌شود. برای زیرکالوی ۴ نمودار برای چند فلوئنس نوترون سریع ترسیم شده است. ملاحظه می‌شود که مدول الاستیک با افزایش دما کاهش می‌یابد. افزایش فلوئنس نوترون سبب سخت‌تر شدن یا افزایش مدول الاستیک غلاف می‌شود همچنین از محدوده ۱۲۰۰ کلوین به بعد فلوئنس نوترون در تغییر ضریب مدول الاستیک اثرگذار نیست.

در شکل ۳۵ مقدار تنش تسلیم بر حسب دما ارائه شده است. مقدار تنش تسلیم با استفاده از رابطه (۸-۱۰۲) قابل محاسبه است. که در این رابطه مقادیر و ضرایب مربوطه از معادله (۸-۱۱۴) و جداول ۱۱ الی ۱۳ برای جنس  $Zr+1\%Nb$  محاسبه می‌شود. روابط یاد شده تنها برای دو حالت غلاف پرتودیده و پرتوندیده است و مشخص نشده که منظور از غلاف پرتودیده چه مقدار از فلوئنس نوترون است. با توجه به شکل ۳۵ مقدار تنش تسلیم وابستگی زیادی به دما و فلوئنس نوترون‌های سریع دارد و با افزایش دما مقدار تنش تسلیم به شدت کاهش می‌یابد به نحوی که پس از ۹۰۰ کلوین به کمتر از ۵۰ MPa می‌رسد. با افزایش فلوئنس نوترون‌های سریع مقدار تنش تسلیم افزایش می‌یابد. این رفتار در هر دو جنس غلاف دیده می‌شود. ملاحظه می‌شود که در حالت غلاف پرتوندیده، غلاف زیرکالوی ۴ دارای تنش تسلیم بالاتری نسبت به غلاف  $Zr+1\%Nb$  است.



شکل ۳۴: ضریب مدول الاستیک بر حسب دما

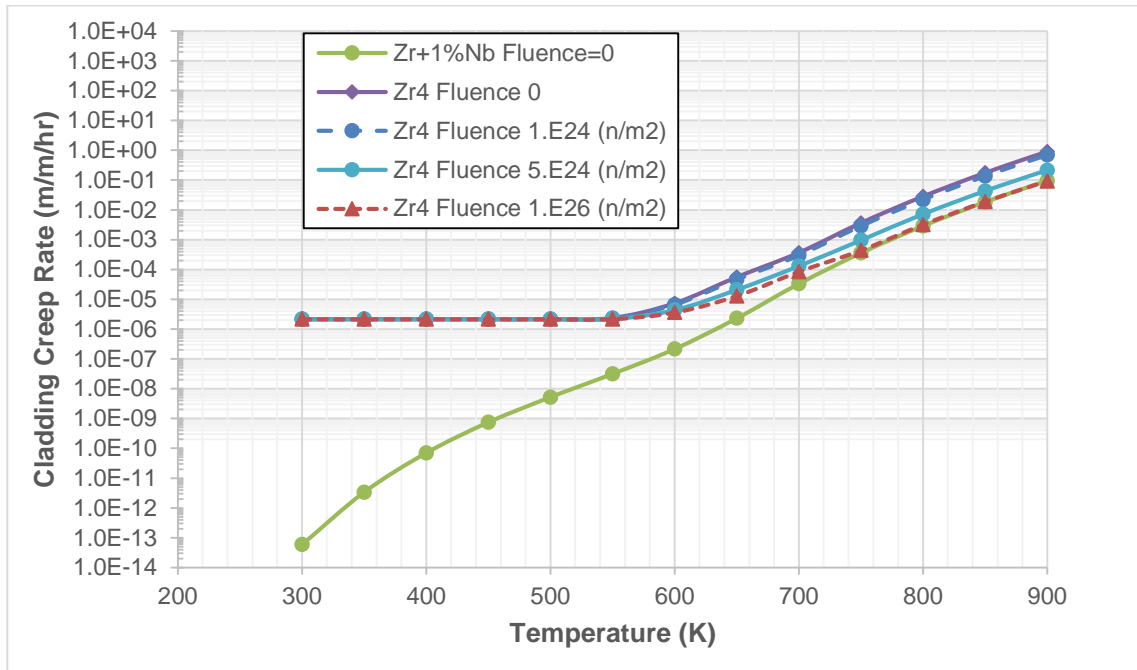


شکل ۳۵: تنش تسلیم بر حسب دما

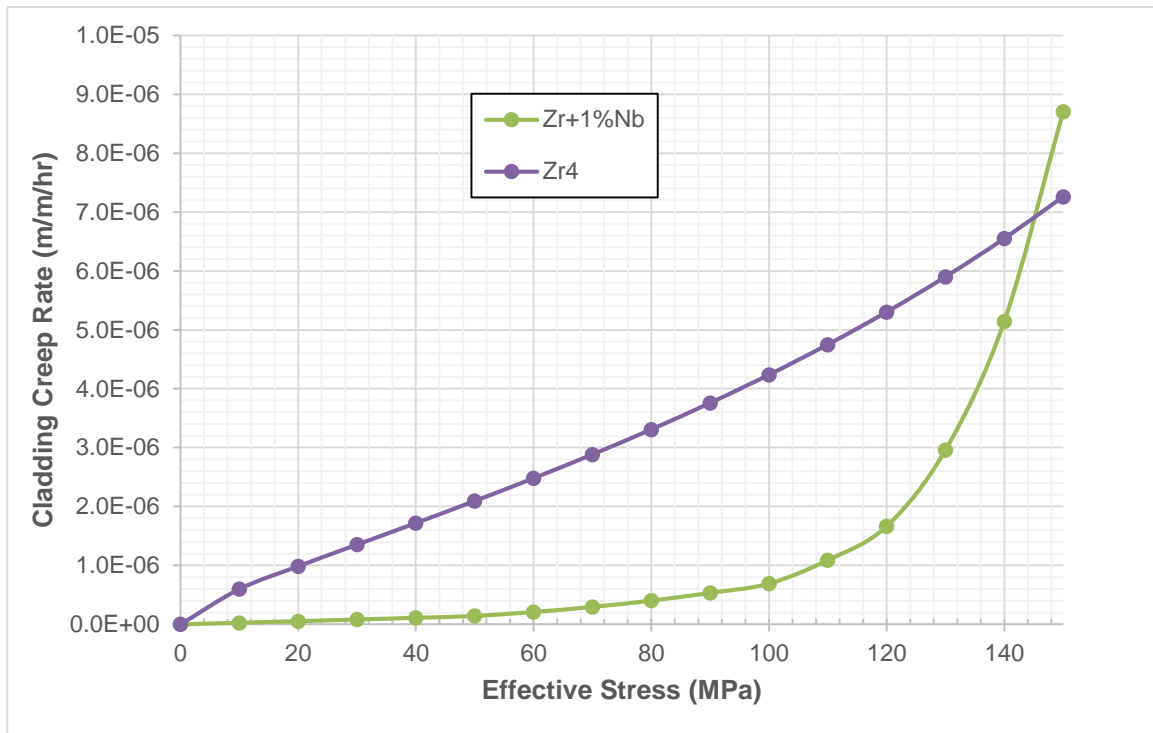
۸-۱۰-۳- نرخ خزش غلاف بر حسب دما و تنش موثر

نرخ کرنش خزشی برای دو نوع غلاف و در تنش موثر حدود  $60 \text{ MPa}$  در شکل ۳۶ آمده است. همانطور که ملاحظه می‌شود برای دماهای بالاتر از  $800$  کلوین مقدار آن به شدت به صورت نمایی رشد می‌کند. با توجه به مفهوم کرنش این مقادیر بالا به معنای تغییر شکل شدید و گسیختگی غلاف است. برای بررسی تغییرات این پارامتر، محور عمودی این نمودار به صورت لگاریتمی نمایش داده شده است. ملاحظه می‌شود که در دمای پایین‌تر از  $600$  کلوین دو رفتار متفاوت در نرخ کرنش خزشی برای دو نوع غلاف  $\text{Zr}+1\%\text{Nb}$  و زیرکالوی ۴ وجود دارد و در محدوده مسائل معمول راکتورهای PWR (حدود  $600$  کلوین) تا چندین برابر این پارامتر برای دو غلاف متفاوت است.

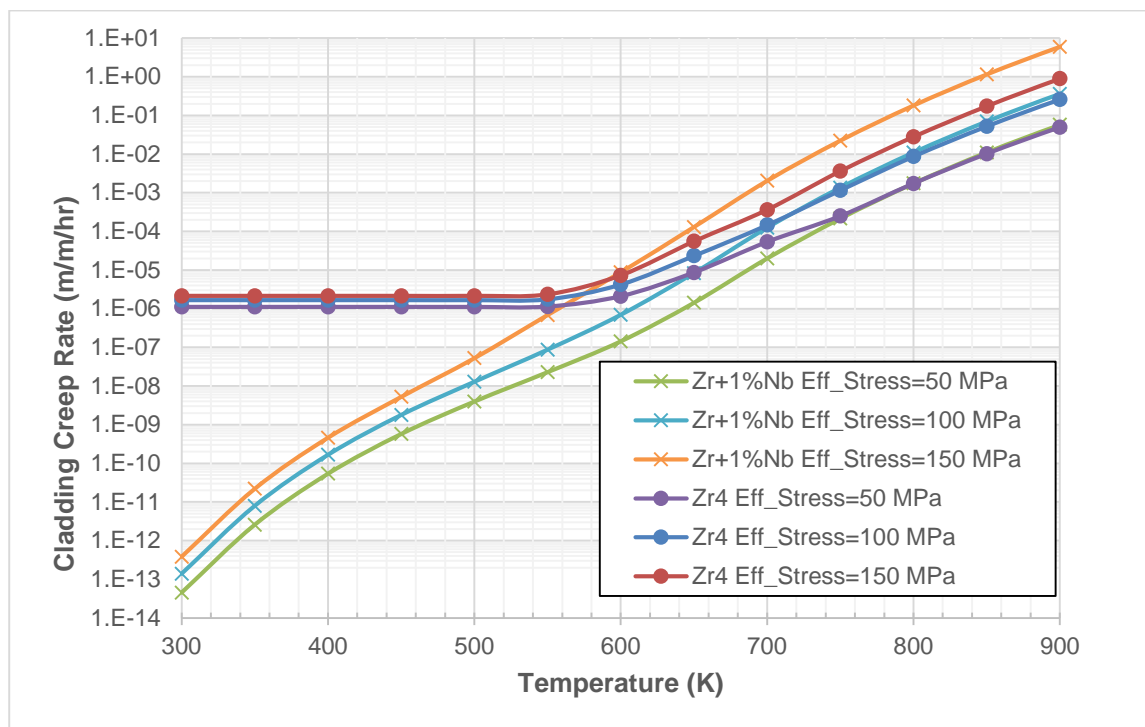
در شکل ۳۷ نرخ کرنش خزشی دو نوع غلاف در دمای  $600$  کلوین بر حسب تنش موثر ارائه شده است. در شرایطی که سوخت و غلاف باهم تماس پیدا نکرده باشند و تنش حاکم بر غلاف ناشی از اختلاف فشار داخل و بیرون باشد، در شرایط راکتور هسته‌ای بوشهر تنش موثر حدود  $60 \text{ MPa}$  است. ملاحظه می‌شود که در تنش موثر کمتر از  $145 \text{ MPa}$  به صورت قابل توجهی مقدار کرنش خزشی غلاف زیرکالوی ۴ بیشتر از  $\text{Zr}+1\%\text{Nb}$  است. در شکل ۳۸ نرخ کرنش خزشی بر حسب دما برای غلاف پرتونددیده در چند تنش موثر مختلف بر حسب دما ارائه شده است. هدف از ارائه این شکل مشاهده اثر تنش موثر در نرخ خزش در حین تغییرات دماست. همانطور که انتظار می‌رود با افزایش تنش موثر مقدار کرنش خزشی نیز افزایش دارد و این رفتار در هر دو نوع غلاف مشاهده می‌شود.



شکل ۳۶: نمایش لگاریتمی نرخ کرنش خزشی غلاف بر حسب دما



شکل ۳۷: نرخ کرنش خزشی بر حسب تنش موثر برای غلاف پرتونددیده در دمای ۶۰۰ کلوین



شکل ۳۸: نرخ کرنش خزشی بر حسب دما برای غلاف پرتونیدیده در چند تنش موثر مختلف

## ۹- 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  $^{235}\text{U}$ ،  $^{238}\text{U}$ ،  $^{239}\text{Pu}$ ،  $^{240}\text{Pu}$ ،  $^{241}\text{Pu}$  و  $^{242}\text{Pu}$  به کار گرفته می‌شود [۷].

توزیع شعاعی توان در میله سوخت غیر یکنواخت بوده و میزان غیر یکنواختی نیز بر حسب 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  $^{239}\text{Pu}$  و مصرف  $^{235}\text{U}$  تغییرات شعاعی بیشتر می‌شود. این پدیده به این صورت است که به دلیل گیراندازی نوترون‌های ناحیه فوق‌حرارتی در رزونانس‌های  $^{238}\text{U}$ ، 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 [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 [۱۱]. همچنین آقای دکتر روشن ضمیر جهت تولید 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 بسل ۱۵ می‌باشد و معادلات مصرف سوخت تنها شامل ایزوتوپ‌های  $^{235}\text{U}$ ،  $^{238}\text{U}$  و  $^{239}\text{Pu}$  است [۳۶]. 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  $^{239}\text{Pu}$ ،  $^{240}\text{Pu}$ ،  $^{241}\text{Pu}$  و  $^{242}\text{Pu}$  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 VVER به خدمت گرفته‌اند [۳۷] 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  $64 \frac{\text{MWd}}{\text{kgU}}$  تا  $102 \frac{\text{MWd}}{\text{kgU}}$  بهبود بخشند [۳۸]. 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 PARS2.0 نیز مدل اخیر به کار گرفته می‌شود.

## ۹-۱- مدل TUBRNP

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

- یک معادله دیفرانسیل برای غلظت نقطه‌ای  $^{235}\text{U}$
- یک معادله دیفرانسیل برای غلظت نقطه‌ای  $^{239}\text{Pu}$



• حل معادله پخش نوترون برای شار نوترون‌های حرارتی

در این مدل توزیع غلظت شعاعی  $^{239}\text{Pu}$  با استفاده از یک تابع شکل تجربی به دست می‌آید. مهم‌ترین پارامترهای ورودی این مدل، هندسه میله سوخت، غلظت اولیه  $^{235}\text{U}$ ، 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 ۴٪)، مدل TUBRNP که در آن اثرات سایر ایزوتوپ‌های Pu نیز در نظر گرفته شده، ارائه شده است [۱۲].

۹-۱-۱- معادلات مصرف سوخت

جهت فائق آمدن بر محدودیت‌های مدل RADAR [۳۶]، ایزوتوپ‌های  $^{240}\text{Pu}$ ،  $^{241}\text{Pu}$  و  $^{242}\text{Pu}$  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 [۳۹] به صورت زیر استخراج شده‌اند.

$$\frac{d\bar{N}_{235}}{dt} = -\sigma_{a,235}\bar{N}_{235}\phi, \quad (۱-۹)$$

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

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

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

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

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

که در معادلات فوق  $\sigma_a$  سطح مقطع جذب و  $\sigma_c$  سطح مقطع گیراندازی، و  $\phi$  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 (۹-۷) تولید توان نیز متناسب با سطح مقطع‌های شکافت، انرژی آزاد شده از هر شکافت، غلظت ایزوتوپ‌های

شکافت پذیر، شار نوترونی و زمان پرتودهی سوخت می باشد. لذا مقدار تغییر فرسایش  $\Delta bu$  سوخت در یک گام زمانی  $\Delta t$  را می توان به صورت رابطه (۷-۹) نوشت.

$$\Delta bu = \frac{q''' \Delta t}{\rho_{fuel}} = \frac{\alpha}{\rho_{fuel}} \sum_k \sigma_{f,k} \bar{N}_k \phi \Delta t, \quad (7-9)$$

که در معادله فوق:

$q'''$ : چگالی توان تولیدی

$\rho_{fuel}$ : چگالی سوخت

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

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

جهت ساده سازی معادلات مناسب است که اثر شار نوترون و گام زمانی را با ضرایبی به صورت گام فرسایش سوخت یعنی  $\Delta bu$  نوشت. با توجه به رابطه اخیر معادلات مصرف سوخت را می توان به شکل زیر بازنویسی نمود.

$$\frac{d\bar{N}_{235}}{dbu} = -\sigma_{a,235} \bar{N}_{235} A \quad (8-9)$$

$$\frac{d\bar{N}_{238}}{dbu} = -\sigma_{a,238} \bar{N}_{238} A \quad (9-9)$$

$$\frac{d\bar{N}_{239}}{dbu} = -\sigma_{a,239} \bar{N}_{239} A + \sigma_{c,238} \bar{N}_{238} A \quad (10-9)$$

$$\frac{d\bar{N}_{240}}{dbu} = -\sigma_{a,240} \bar{N}_{240} A + \sigma_{c,239} \bar{N}_{239} A \quad (11-9)$$

$$\frac{d\bar{N}_{241}}{dbu} = -\sigma_{a,241} \bar{N}_{241} A + \sigma_{c,240} \bar{N}_{240} A \quad (12-9)$$

$$\frac{d\bar{N}_{242}}{dbu} = -\sigma_{a,242} \bar{N}_{242} A + \sigma_{c,241} \bar{N}_{241} A \quad (13-9)$$

که در معادلات فوق متغیر  $A$  با توجه به معادله (۷-۹) و معادلات (۹-۱) تا (۹-۶) و با اثر دادن سهم عناصر سنگین فلزی در چگالی سوخت  $UO_2$  به صورت زیر به دست می آید.

$$A = \frac{M_U}{M_U + 2 \times M_O} \times \rho_{fuel} \times \frac{1}{\alpha \sum_k \sigma_{f,k} \bar{N}_k} \quad (14-9)$$

که در معادله فوق  $M_U$  و  $M_O$  به ترتیب جرم اتمی اورانیوم و اکسیژن می باشد که با صرف نظر از تغییر جزئی جرم اتمی اورانیوم با تغییر غنا می توان 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 مقطع های نوترونی برابر سطح مقطع های موثر متوسط گیری شده بر روی طیف انرژی نوترون در یک راکتور خاص می باشد. در جدول ۱۵ و جدول ۱۶ سطح مقطع های میکروسکوپی مورد استفاده در کد FRAPCON4 به ترتیب برای راکتورهای آب سبک و سنگین ارائه شده است [۷] که در این پروژه نیز به کار می رود.

جدول ۱۵: سطح مقطع های شکافت و گیراندازی برای راکتورهای آب سبک

شماره	سطح مقطع	235U	238U	239Pu	240Pu	241Pu	242Pu
۱	سطح مقطع شکافت <sup>۱</sup> (barns)	۴۱/۵	۰/۰	۱۰۵	۰/۵۸۴	۱۲۰	۰/۴۵۸
۲	سطح مقطع گیراندازی <sup>۲</sup> (barns)	۹/۷	۰/۷۸	۵۸/۶	۱۰۰	۵۰	۸۰

جدول ۱۶: سطح مقطع های شکافت و گیراندازی برای راکتورهای آب سنگین

شماره	سطح مقطع	235U	238U	239Pu	240Pu	241Pu	242Pu
۱	سطح مقطع شکافت (barns)	۱۰۷/۹	۰/۰	۲۳۹/۱۸	۰/۳۰۴	۲۹۶/۹۵	۰/۱۹۱
۲	سطح مقطع گیراندازی (barns)	۲۲/۳	۱/۱۶	۱۲۵/۳۶	۱۲۷/۲۶	۱۲۲/۴۱	۹۱/۳۰

<sup>۱</sup> Fission Cross Section

<sup>۲</sup> Capture Cross Section

۹-۱-۲- 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  $^{238}\text{U}$  یعنی  $N_{238}(r)$  به صورت ضرب غلظت متوسط در تابع  $f(r)$  بیان شده است که در واقع یک تابع شعاعی شکل<sup>۱</sup> نرمالیزه شده است که بایستی در معادله زیر صدق کند [۱۲].

$$2 \frac{\int_{r_{in}}^{r_{out}} f(r)r dr}{r_{out}^2 - r_{in}^2} = 1 \quad (۲۱-۹)$$

در معادله اخیر  $r_{in}$  و  $r_{out}$  به ترتیب شعاع داخلی و خارجی سوخت می‌باشد. تابع  $f(r)$  جذب نوترون در رزونانس‌های  $^{238}\text{U}$  را که منجر به تولید  $^{239}\text{Pu}$  می‌شود، به نوعی در معادلات تصحیح می‌نماید، یا به بیانی دیگر تابع توزیع مصرف  $^{238}\text{U}$  و تولید  $^{239}\text{Pu}$  ترکیبی از میزان تولید ثابت  $^{239}\text{Pu}$  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 [۳۶].

<sup>۱</sup> Radial shape function

$$f(r) = 1 + 3 \exp(-9.7 \sqrt{r_{out} - r}) \quad (22-9)$$

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 پارامتر  $r_{out}$  شعاع خارجی سوخت و  $r$  مختصات شعاعی بر حسب میلیمتر است. 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:

$$\begin{aligned} p_1 &= 3.45 \quad \text{for LWR}, & p_1 &= 2.21 \quad \text{for HWR} \\ p_2 &= 3.0, \\ p_3 &= 0.45 \end{aligned} \quad (24-9)$$

ملاحظه می‌شود که ضریب  $p_1$  برای راکتورهای آب سنگین و آب سبک متفاوت است.

### ۹-۱-۳- محاسبه توزیع 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.

$$q'''(r) \propto \sum_k \sigma_{f,k} N_k \phi \quad (25-9)$$

توزیع شعاعی شار نوترونی در قرص سوخت به وسیله حل معادله پخش یک بعدی و یک گروهی در سوخت استوانه‌ای توصیف می‌شود. توزیع شعاعی شار نوترون‌های حرارتی برای سوخت توپر و سوخت دارای حفره مرکزی با استفاده از توابع شبه بسل<sup>۱</sup> به صورت رابطه (۲۶-۹) قابل ارائه است.

<sup>1</sup> - Modified Bessel

$$\phi(r) = C \times I_0(\kappa r) \quad \text{for solid pellets}$$

$$\phi(r) = C \times \left( I_0(\kappa r) + \left[ \frac{I_1(\kappa r_0)}{K_1(\kappa r_0)} \right] K_0(\kappa r_0) \right) \quad \text{for annular pellets} \quad (۲۶-۹)$$

$$\kappa = \sqrt{\Sigma_a / D}, \quad \Sigma_a = \sum_k \sigma_{a,i} \bar{N}_i, \quad D = \frac{1}{3 \Sigma_s} = \frac{1}{3 \sigma_s \bar{N}_{tot}}$$

که در روابط فوق:

$I_0$ : تابع شبه بسل  $I$  مرتبه صفر

$I_1$ : تابع شبه بسل  $I$  مرتبه یک

$K_0$ : تابع شبه بسل  $K$  مرتبه صفر

$K_1$ : تابع شبه بسل  $K$  مرتبه یک

$\sigma_s$ : سطح مقطع پراکندگی

$\sigma_a$ : سطح مقطع جذب

$\bar{N}$ : چگالی اتمی متوسط قرص سوخت

$i$ : اندیس مربوط به همه ایزوتوپ‌های اورانیوم و پلوتونیوم

در رابطه (۲۶-۹) مقدار سطح مقطع پراکندگی نوترون نیز مورد نیاز می‌باشد. با توجه به جدول ۱۵ و جدول ۱۶ انتظار می‌رود که سطح مقطع پراکندگی نیز یک سطح مقطع موثر باشد. در نسخه اولیه کد PARS از اجرای کد WIMS برای محاسبه مقدار موثر آن بهره گرفته شد که یک میله سوخت با مقدار معادل کندکننده اطراف آن مدل‌سازی شده بود. در این پروژه با مطالعه متن برنامه کد FRAPCON3.1 [۱۸] مشخص شد که مقدار سطح مقطع پراکندگی موثر نوترون که در کد FRAPCON3.1 به کار گرفته شده است برابر ۳۰۰ بارن است. تصحیح‌های صورت گرفته در سطح مقطع پراکندگی منجر به نتایج بسیار خوبی هم در ابتدا، طول سیکل و انتهای سیکل کاری میله سوخت برای شرایط راکتور آب سبک گردید. ولی نتایج مدل‌سازی نشان می‌دهد که در کد FRAPCON3.1 ضریب  $p_1$  برای راکتور آب سنگین اعمال نمی‌شود. لازم به ذکر است که مقدار سطح مقطع موثر پراکندگی یاد شده مربوط به آب سبک است. Lassmann و همکارانش برای توسعه کد TRANSURANUS برای شرایط راکتورهای آب سنگین از رابطه (۲۸-۹) برای محاسبه ضریب  $K$  بر حسب

(1/m) استفاده نموده‌اند [۴۰]، که در توسعه کد PARS2.0 نیز برای شرایط راکتورهای آب سنگین از این رابطه استفاده شده است.

$$\kappa = 32.8(E\rho)^{0.8} + 54\left(\frac{5}{R}\right)^{0.82} \times (E\rho)^{0.19} \quad (۲۷-۹)$$

که در رابطه فوق:

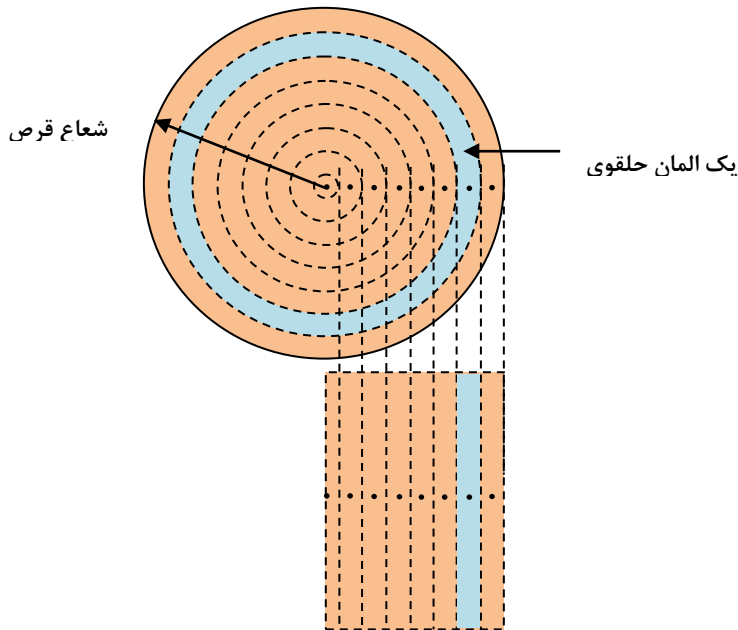
$E$ : غنای اورانیوم ۲۳۵ به درصد (%)

$\rho$ : نسبت چگالی سوخت به چگالی تئوری

$R$ : شعاع سوخت (mm)

#### ۹-۱-۴- 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 شکافت‌پذیر، تغییرات توان در جهت شعاعی ناچیز می‌باشد، اما در فرسایش بالاتر به دلیل تولید  $^{239}\text{Pu}$  و مصرف  $^{235}\text{U}$  تغییرات شعاعی توان شکل جدی‌تری به خود می‌گیرد. لذا جهت مدل‌سازی این پدیده و محاسبه غلظت عناصر شکافت‌پذیر توزیع شعاعی توان بایستی میله سوخت را در جهت شعاعی مش بندی نمود و لذا طبق شکل ۳۹ 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 ۳۹: نحوه مش بندی میله سوخت در جهت شعاعی برای حل معادلات همبسته مصرف سوخت و محاسبه توزیع شعاعی توان

۹-۱-۵- 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 می توان به راحتی با همین روش حل نمود.

$$\begin{aligned} \frac{dy_1}{dt} &= g_1(y_1, y_1, \dots, y_n, t), & y_1(0) &= y_1^0 \\ \frac{dy_2}{dt} &= g_2(y_1, y_1, \dots, y_n, t), & y_2(0) &= y_2^0 \\ \frac{dy_3}{dt} &= g_3(y_1, y_1, \dots, y_n, t), & y_3(0) &= y_3^0 \\ & \dots & & \\ \frac{dy_n}{dt} &= g_n(y_1, y_1, \dots, y_n, t), & y_n(0) &= y_n^0 \end{aligned} \quad (۹-۲۸)$$

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 می شوند و در هر گام مقدار  $y_{j+1/2}^*$  برای ۶ معادله دیفرانسیل به دست می آید و به همین ترتیب  $y_{j+1/2}^{**}$ ،  $y_{j+1}^*$  و سپس  $y_{j+1}$  برای ۶ ایزوتوپ به دست می آید. این معادلات همبسته در هر گام زمانی یا گام فرسایش سوخت برای همه مش های 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  $^{235}\text{U}$  و  $^{238}\text{U}$  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.

$$\frac{dy_1}{dbu} = g_1(y_1) = -\sigma_{a,235}y_1A \quad y_1(bu=0) = \bar{N}_{235}(0) \quad (29-9)$$

$$\frac{dy_2}{dbu} = g_2(y_2) = -\sigma_{a,238}y_2f(r)A \quad y_2(bu=0) = \bar{N}_{238}(0) \quad (30-9)$$

$$\frac{dy_3}{dbu} = g_3(y_2, y_3) = -\sigma_{a,239}y_3A + \sigma_{c,238}y_2f(r)A \quad y_3(bu=0) = 0 \quad (31-9)$$

$$\frac{dy_4}{dbu} = g_4(y_3, y_4) = -\sigma_{a,240}y_4A + \sigma_{c,239}y_3A \quad y_4(bu=0) = 0 \quad (32-9)$$

$$\frac{dy_5}{dbu} = g_5(y_4, y_5) = -\sigma_{a,241}y_5A + \sigma_{c,240}y_4A \quad y_5(bu=0) = 0 \quad (33-9)$$

$$\frac{dy_6}{dbu} = g_6(y_5, y_6) = -\sigma_{a,242}y_6A + \sigma_{c,241}y_5A \quad y_6(bu=0) = 0 \quad (34-9)$$

۹-۱-۶- 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 (۹-۳۵) تبدیل می‌شود. ثابت  $C_1$  با استفاده از توان تولیدی کل سوخت در مقطع محوری مورد نظر قابل محاسبه است.

$$\phi(r) = C_1 I_0(kr) \quad (35-9)$$

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  $K$  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  $K$  استفاده می‌شود.

$$\Sigma_a = \sum_k \sigma_{a,i} \bar{N}_i = \sigma_{a,235} \bar{N}_{235} + \sigma_{a,238} \bar{N}_{238} + \sigma_{a,239} \bar{N}_{239} + \sigma_{a,240} \bar{N}_{240} + \sigma_{a,241} \bar{N}_{241} + \sigma_{a,242} \bar{N}_{242} \quad (36-9)$$

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.

$$q'''(r) = C_2 \sum_j \sigma_{f,j} N_j(r) \phi(r) \quad (37-9)$$

که برای محاسبه توان تولیدی هر المان می‌توان توزیع شار را در معادله (37-9) جایگذاری نموده و در حجم هر المان ضرب نمود:

$$q(r) = C_1 C_2 \times \pi (r_{out}^2 - r_{in}^2) L \sum_j \sigma_{f,j} N_j(r) I_0(\kappa r) \quad (38-9)$$

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.

$$\bar{r}_i = \frac{1}{\pi (r_{i(out)}^2 - r_{i(in)}^2)} \int_{r_{i(in)}}^{r_{i(out)}} r (2\pi r) dr \quad (39-9)$$

با توجه به رابطه (38-9) مقدار توان تولیدی کل سوخت  $Q$  در مقطع محوری مورد نظر که جزء داده‌های ورودی مسئله است برابر است با:

$$Q = \sum_{i=1}^{nr} q_i(r) = C_1 C_2 \times \pi L \sum_{i=1}^{nr} \left[ (r_{i(out)}^2 - r_{i(in)}^2) \sum_j \sigma_{f,j} N_j(\bar{r}_i) I_0(\kappa \bar{r}_i) \right] \quad (40-9)$$

که در رابطه فوق  $nr$  تعداد کل المان‌های شعاعی است. همچنین داریم:

$$\sum_j (\sigma_{f,j} N_j(\bar{r}_i)) =$$

$$\left[ \sigma_{f,235} N_{235}(\bar{r}_i) + \sigma_{f,238} N_{238}(\bar{r}_i) + \sigma_{f,239} N_{239}(\bar{r}_i) + \sigma_{f,240} N_{240}(\bar{r}_i) + \sigma_{f,241} N_{241}(\bar{r}_i) + \sigma_{f,242} N_{242}(\bar{r}_i) \right] \quad (41-9)$$

$$C_1 C_2 = \frac{Q}{\pi L \sum_{i=1}^{nr} \left[ (r_{i(out)}^2 - r_{i(in)}^2) \sum_j \sigma_{f,j} N_j(\bar{r}_i) I_0(k\bar{r}_i) \right]}$$

با به دست آمدن مقدار  $C_1 C_2$  مقدار توان هر المان به کمک رابطه (۹-۳۸) به دست می آید.

#### ۹-۱-۷- روند محاسبات مصرف سوخت و توزیع شعاعی توان

در شکل ۴۰ روندنمای برنامه جهت محاسبه توزیع شعاعی توان در میله سوخت و تغییر آن بر حسب 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

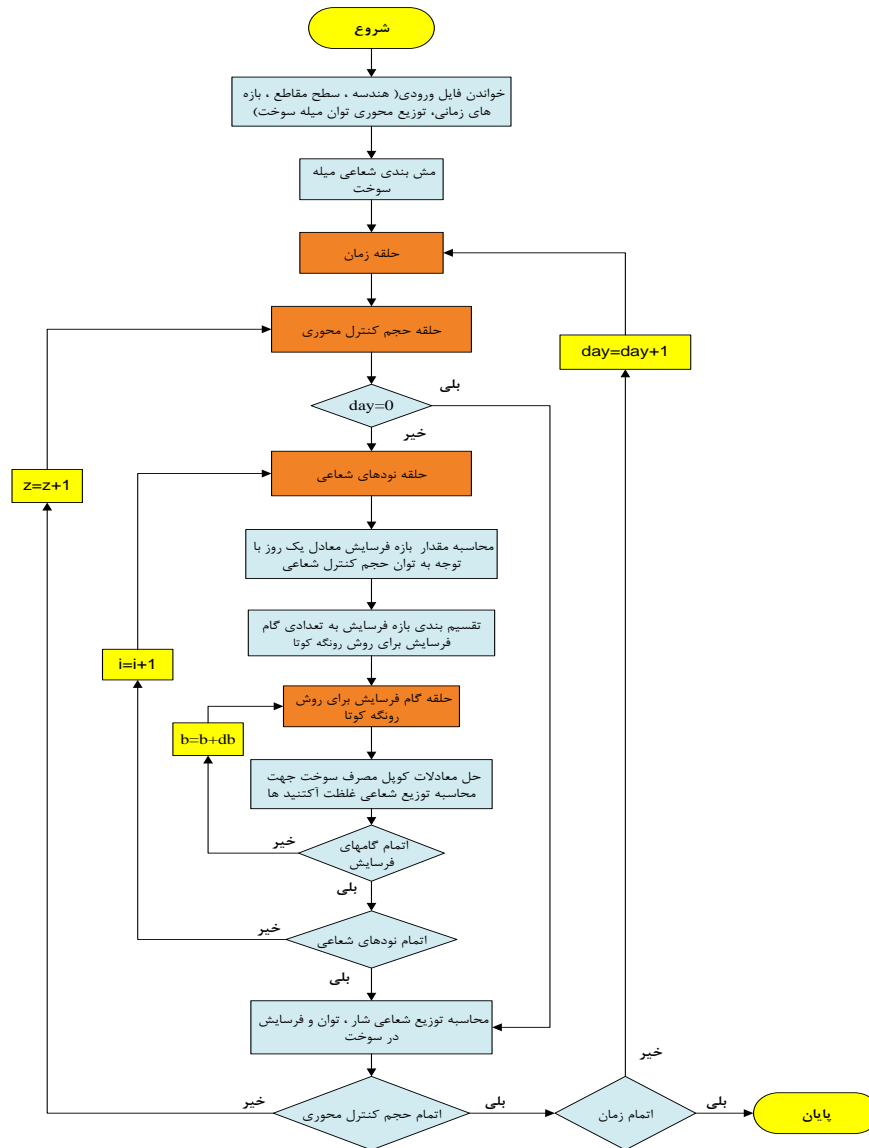
واضح است که توزیع محوری توان در میله سوخت یکنواخت نبوده و با توجه به توزیع محوری توان تعیین شده در ورودی کد و طول سیکل، فرسایش سوخت در جهت محوری نیز یکنواخت نیست و لازم است که در جهت محوری نیز گسسته‌سازی در میله سوخت انجام شود. برای انجام این عمل، یک حلقه محاسباتی نیز برای حجم کنترل‌های محوری سوخت مورد 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 ۴۰: روندنمای برنامه برای حل معادلات همبسته مصرف سوخت و محاسبه توزیع شعاعی توان

## ۱۰- مدل تولید و رهائش محصولات شکافت گازی

در هنگام تولید میله سوخت، فضای آزاد داخل میله را با گاز هلیوم پر می‌کنند. مقدار فشار گاز داخل میله حدود  $2\text{ MPa}$  است که به محض تولید حرارت در قرص سوخت و افزایش دمای گاز مقدار فشار به حدود  $3\text{ MPa}$  می‌رسد. همچنین تولید و رهائش 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 رهائش 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 Beyer، Vitanza 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 رهائش هلیوم صرف نظر شده و یا نرخ افزایش آن توسط کاربر در ورودی تعیین می‌شود [۴۱]. در کد PARS2.0 مدل‌های تجربی Beyer و Vitanza و مدل‌های تحلیلی-عددی ANS5.4 و 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 رهائش 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].

- حجم‌بندی قرص سوخت برای محاسبات تولید و رهائش محصولات شکافت گازی

یکی از مهم‌ترین پارامترهای تأثیرگذار در نرخ رهائش 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.

- تولید محصولات شکافت گازی

چه در مدل‌های تجربی و چه در مدل‌های عددی تولید و رهائش پاره‌های شکافت گازی نیاز به مشخص بودن میزان تولید این گازها می‌باشد در مرجع [۴۱] 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 PARS2.0 که در ادامه شرح داده خواهد شد، از همین رابطه برای محاسبه میزان گازهای تولیدی استفاده شده است.

$$\beta_{ij} = \frac{Y \cdot q'_{ij}}{E_f \cdot N_A} \quad (1-10)$$

که در رابطه فوق:

$i$ : شماره هر حجم کنترل حلقوی

$j$ : شماره هر بخش محوری

$\beta$ : 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.

$$x_{He} = \frac{n_0 \cdot x_{0,He}}{n_t}$$

$$x_{Kr} = \frac{n_0 \cdot x_{0,Kr} + 0.13n_r}{n_t} \quad (2-10)$$

$$x_{Xe} = \frac{n_0 \cdot x_{0,Xe} + 0.87n_r}{n_t}$$

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 رها شده

$x_{0,He}$ : 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

### ۱-۱۰ مدل Forsberg & 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 PARS2.0 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



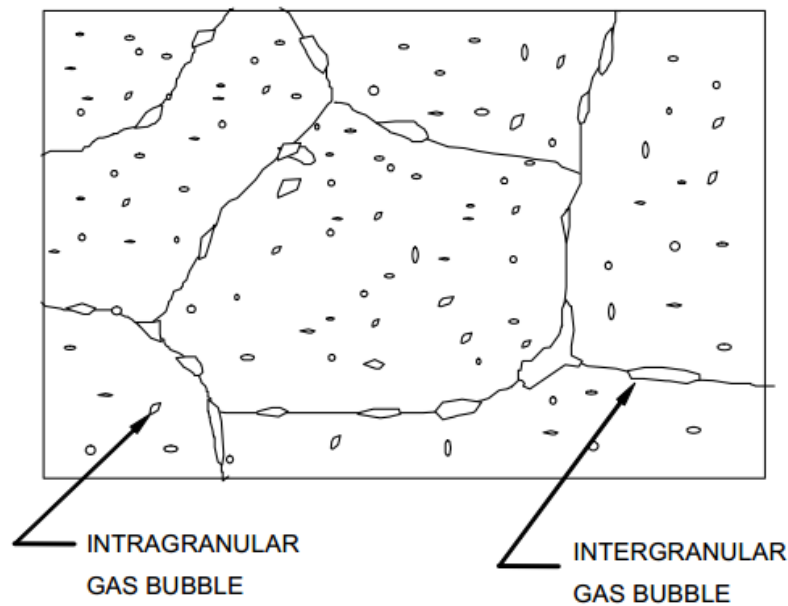
می‌شود و در ادامه مدل اصلاح شده Forsberg and Massih که در کد تجاری FRAPCON از آن استفاده شده، معرفی می‌شود همچنین روابط مربوط به میزان رهایش گاز مطابق مدل اصلاح شده ارائه و نحوه پیاده سازی مدل به صورت خلاصه بیان می‌گردد. جهت اعتبارسنجی برنامه توسعه داده شده برای دو مسئله نمونه میزان رهایش گاز محاسبه 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 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<sup>۱</sup> مطابق شکل ۴۱، 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<sup>۲</sup> در جسم شوند.

<sup>۱</sup> Intra granular bubbles

<sup>۲</sup> Grain face bubble



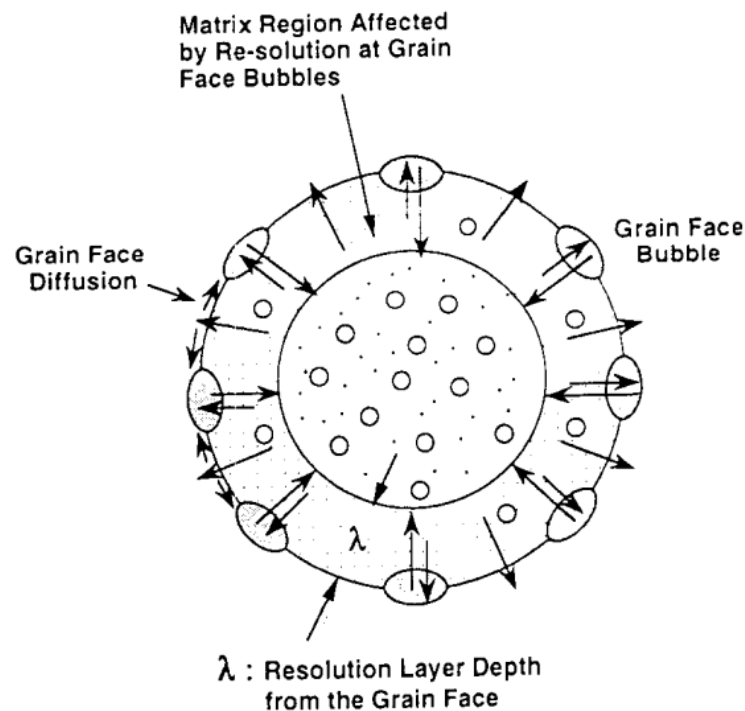
شکل ۴۱: حباب‌های گاز درون دانه‌ای و بین دانه‌ای در سوخت [۴۲]

برای انجام محاسبات نفوذ گاز اغلب یک دانه کرومی ایدئال در نظر گرفته می‌شود که مدل کره معادل نامیده می‌شود. در شکل ۴۲ یک دانه کرومی ایدئال 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<sup>۱</sup> 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  $\lambda$ ، از سطح بیرونی دانه 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<sup>۲</sup> شکل می‌گیرد

<sup>۱</sup> Re-resolution

<sup>۲</sup> Interlinked tunnel

که اجازه فرار گاز را به فضای آزاد درون میله سوخت را می‌دهد [۴۲] 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.



شکل ۴۲: یک دانه کروی ایده آل در سوخت همراه با لایه حل مجدد [۴۳]

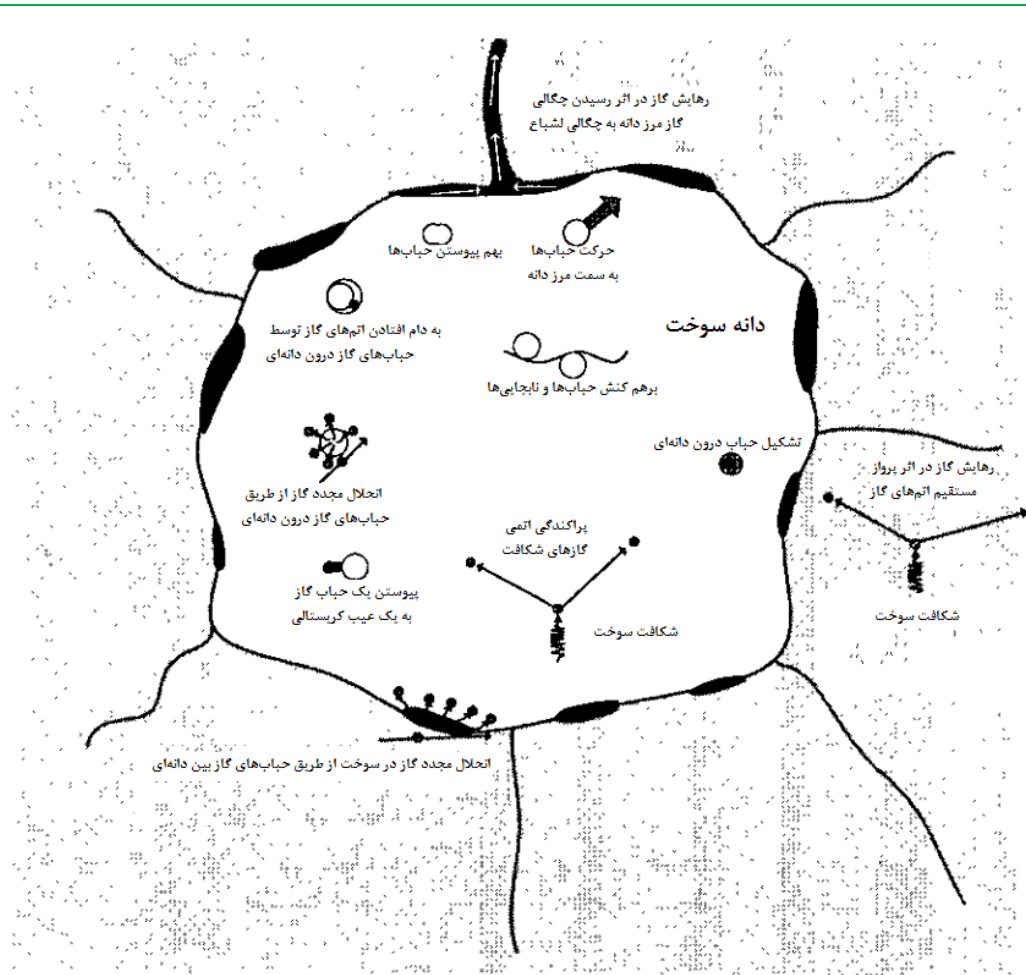
فضای آزاد درون میله سوخت همان محل انباشت گاز می‌باشد که شامل شکاف بین سوخت و غلاف، محفظه بالای میله سوخت، حفره مرکزی و سایر فضاهای موجود در داخل میله می‌باشد. تخلخل‌های باز<sup>۱</sup> سوخت که شامل ترک‌ها، حفره‌های گاز به هم پیوسته و یا منافذ موجود در سوخت می‌باشند، محل تجمع گازهای حاصل از شکافت می‌باشد. 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 [۴۴]. فشار گاز درون تخلخل‌های باز برابر با فشار گاز درون میله می‌باشد. در دماهای پایین (پایین‌تر از 1300K) قابلیت حرکت<sup>۲</sup> اتم‌های گاز بسیار پایین‌تر از حدی می‌باشد که اجازه جابجایی

<sup>۱</sup> Open porosity

<sup>۲</sup> Mobility

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 [۴۴]. 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 سوخت پرواز کنند به مکانیسم رهایش آن recoil گفته می‌شود. در مکانیسم رهایش گاز knockout، در اثر برخورد پاره‌های شکافت با اتم‌های گاز نزدیک به سطح سوخت، اتم گاز به بیرون پرتاب می‌شود. میزان رهایش ناشی از این دو پدیده اغلب بسیار کم می‌باشد. در کد تجاری FEMAXI [۴۳]، میزان رهایش ناشی از این دو پدیده به صورت ثابت و برابر با 0.5 درصد در نظر گرفته شده است. در دماهای بالاتر (دماهای بین 1300 تا 1900K) انرژی جنبشی اتم‌های گاز افزایش یافته و رهایش گاز در اثر نفوذ اتم‌های گاز به سطوح فرار رخ می‌دهد [۴۴]. در این حالت میزان رهایش گاز با استفاده از مدل کره معادل قابل بیان می‌باشد. شماتیکی از فرآیندهای فیزیکی که بر روی حل شدن مجدد و رهایش گاز تأثیر گذار می‌باشند در شکل ۴۳ مشاهده می‌شود. در این شکل شماتیکی از یک کریستال واقعی نشان داده شده است. لایه حل شدن مجدد گاز که پیش‌تر به آن اشاره شد در حقیقت یک لایه آمورف<sup>۱</sup> می‌باشد که دو کریستال مجاور را از هم جدا می‌کند و در این شکل به صورت نواحی تیره مشاهده می‌شود.

<sup>۱</sup> Amorph



شکل ۴۳: شماتیکی از فرآیندهایی که بر روی میزان رهایش و حل شدن مجدد گاز تأثیر گذار است [۴۲].

در ادامه مدل اصلاح شده Forsberg and Massih ، [۴۳] که در کد تجاری FRAPCON3.1 برای محاسبه میزان رهایش گاز شکافت استفاده شده معرفی شده است.

۱-۱-۱-۱۰ رهایش گاز شکافت بر اساس مدل اصلاح شده Forsberg and Massih

مدل اصلی Forsberg and Massih بر پایه حل معادله انتشار گاز (۳-۱۰) برای یک دانه کروی با شرایط مرزی متغیر با زمان می‌باشد [۱۸].

$$\frac{\partial C(r,t)}{\partial t} = D(t)\Delta_r C(r,t) + \beta(t) \quad (3-10)$$

که در اینجا

$C(r, t)$ : غلظت اتم‌های گاز در دانه کروی ( $\frac{atom}{m^3}$ )

$\beta(t)$ : نرخ تولید گاز بر واحد حجم ( $\frac{atom}{m^3 \cdot s}$ )

$D(t)$ : ضریب پخش گاز ( $\frac{m^2}{s}$ )

$$\Delta_r = \frac{\partial^2}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \frac{\partial}{\partial r}$$

همچنین شرایط مرزی و شرایط اولیه برای حل معادله پخش گاز به صورت زیر می‌باشد.

$$C(r, 0) = 0, \quad C(a, t) = \frac{b(t)\lambda N(t)}{2D(t)}, \quad \frac{\partial C}{\partial r} = 0 \text{ at } r = 0 \quad (4-10)$$

که در اینجا:

$N$ : تعداد ذرات گاز بر واحد سطح بر روی مرز دانه ( $\frac{atom}{m^2}$ )

$\lambda$ : ضخامت لایه حل شدن مجدد از مرز دانه ( $m$ )

$b$ : نرخ حل شدن مجدد گاز از طریق حباب‌های بین دانه‌ای ( $\frac{1}{s}$ )

$a$ : شعاع دانه کروی معادل ( $m$ )

معادله پخش (۳-۱۰) در فرم ساده‌تر و به صورت زیر قابل بازنویسی می‌باشد.

$$\frac{\partial C(r, \tau)}{\partial \tau} = \Delta_r C(r, \tau) + \beta_e(\tau) \quad (5-10)$$

شرایط مرزی نیز به صورت زیر تغییر می‌کند.

$$C(r, 0) = 0, \quad C(a, \tau) = \frac{h_1(\tau)N(\tau)}{2}, \quad \frac{\partial C}{\partial r} = 0 \text{ at } r = 0 \quad (6-10)$$

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 (۵-۱۰) به صورت یک معادله انتگرالی به فرم زیر قابل بیان می‌باشد [۴۳].

$$\int_0^a 4\pi r^2 C(r, \tau) dr = \int_0^\tau K(\tau - \tau_0) \beta_e(\tau_0) d\tau_0 \quad (7-10)$$

که در اینجا  $K(\tau - \tau_0)$  کرنل معادله انتگرال بوده که به صورت رابطه (۸-۱۰) می‌باشد. در این رابطه ترم سمت چپ بیانگر انتگرال غلظت روی حجم کره می‌باشد که مقدار کل گاز را در هر زمان  $\tau$  نشان می‌دهد.

$$K(\tau) = \frac{8a^3}{\pi} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{e^{-n^2\pi^2/\tau}}{n^2} \quad (8-10)$$

حال فرض می‌شود 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 اتم‌های گاز مورد نیاز برای ایجاد حالت اشباع در مرز دانه می‌باشد. به بیان دیگر بیشینه مقدار گاز در مرز دانه برابر با مقدار گاز اشباع می‌باشد  $N_{max}(\tau) = N_s$ . در این حالت بر پایه بقای گاز، مقدار گاز موجود در مرز دانه با استفاده از رابطه زیر قابل تعیین می‌باشد.

$$4\pi a^2 N(\tau) = 2 \left( \frac{4\pi a^3}{3} \int_0^\tau \beta_e(\tau_0) d\tau_0 - 4\pi \int r^2 C(r, \tau) dr \right) \quad (9-10)$$

در اینجا ضریب ۲ در سمت راست معادله برای به حساب آوردن میزان رهایش گاز در مرز برای دو دانه مجاور می‌باشد.

حال برای همگن کردن شرایط مرزی مسئله، تغییر متغیر زیر تعریف می‌شود:

$$C_0(r, \tau) = C(r, \tau) - C(a, \tau) \quad (10-10)$$

$$C_0(a, \tau) = 0 \quad (11-10)$$

با در نظر گرفتن این تغییر متغیر معادله پخش گاز (۵-۱۰) به صورت زیر تبدیل می‌شود.

$$\frac{\partial C_0(r, \tau)}{\partial \tau} = \Delta_r C_0(r, \tau) + \left( \beta_e(\tau) - \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial \tau} (h_1(\tau) N(\tau)) \right) \quad (12-10)$$

در این حالت به دلیل همگن شدن شرط مرزی امکان استفاده از تبدیل انتگرال معرفی شده در رابطه (۷-۱۰) فراهم می‌شود. این معادله برای معادله پخش (۱۲-۱۰) به صورت زیر تبدیل می‌شود.

$$\int_0^a 4\pi r^2 C_0(r, \tau) dr = \int_0^\tau K(\tau - \tau_0) \left( \beta_e(\tau_0) - \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial \tau_0} (h_1(\tau_0) N(\tau_0)) \right) d\tau_0 \quad (13-10)$$

حال با ترکیب معادلات (۹-۱۰)، (۱۰-۱۰) و (۱۳-۱۰) مقدار چگالی (بر واحد سطح) گاز در مرز دانه به صورت زیر قابل تعیین می‌باشد.

$$N(\tau) = 2 \int_0^{\tau} K_2(\tau - \tau_0) \left( \beta_e(\tau_0) - \frac{1}{2} \frac{\partial}{\partial \tau_0} (h_1(\tau_0) N(\tau_0)) \right) d\tau_0 \quad (14-10)$$

که در اینجا

$$K_2(\tau - \tau_0) = \frac{1}{4\pi a^2} \left( \frac{4\pi a^3}{3} - K(\tau) \right) \quad (15-10)$$

با حل معادله (۱۴-۱۰) میزان چگالی (بر واحد سطح) گاز در مرز دانه تعیین می‌شود و با استفاده از رابطه (۱۶-۱۰) میزان چگالی حجمی گاز قابل تعیین خواهد بود.

$$G_B = \frac{3}{2a} N \quad (16-10)$$

حل تحلیلی معادله (۱۴-۱۰) با فرض این که  $\beta_e = \beta(t)/D(t)$  و  $h_1 = \lambda b(t)/D(t)$  به صورت مستقل از زمان باشند توسط Forsberg and Massih ارائه شده است [۴۴]. Forsberg and Massih یک روش عددی را برای حل معادله (۱۴-۱۰) 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 (۱۶-۱۰) میزان گاز انباشته شده در مرز دانه با استفاده از رابطه (۱۴-۱۰) به صورت زیر قابل بیان می‌باشد.

$$G_B(\tau) = \int_0^{\tau} K_3(\tau - \tau_0) q(\tau_0) d\tau_0 \quad (17-10)$$

که در اینجا

$$K_3(\tau) = \frac{3}{a} K_2(\tau) \quad (18-10)$$

$$q(\tau) = \beta_e(\tau) - \frac{ab\lambda}{3\beta} \frac{\partial}{\partial \tau} [\beta_e(\tau) G_B(\tau)] \quad (19-10)$$

به صورت مشابه تعداد اتم‌های گاز بر واحد حجم در داخل یک دانه با استفاده از رابطه (۱۳-۱۰) به صورت زیر قابل بیان می‌باشد.

$$G_0(\tau) = \int_0^{\tau} [1 - K_3(\tau - \tau_0)] q(\tau_0) d\tau_0 \quad (20-10)$$

با اضافه کردن معادله (۲۰-۱۰) به (۱۷-۱۰) خواهیم داشت:



$$G_0(\tau) + [1 + h_4\beta_e(\tau)]G_B(\tau) = \int_0^\tau \beta_e(\tau_0)d\tau_0 \quad (21-10)$$

در اینجا:

$$h_4 = \frac{abl}{3\beta} \quad (22-10)$$

ترم سمت راست در معادله (21-10) 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.

$$1 + K_3(\tau) \approx \sum_{n=1}^3 A_n \exp\left(-\frac{B_n}{a^2}\tau\right) \quad (23-10)$$

ضرایب  $A_n$  و  $B_n$  در ادامه آورده شده است.

در دفترچه FRAPCON3.1 [18]، 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  $\Delta G_B$  و غلظت گاز درون دانه  $\Delta G_0$  بدون در نظر گرفتن اثر حل شدن مجدد با استفاده از روابط (17-10) و (20-10) به صورت زیر ارائه شده است.

$$\Delta G_B = -\sum_{n=1}^3 f_n G_n(\tau_1) + \int_{\tau_1}^{\tau_2} \text{func}(\tau_2 - \tau_0) \cdot q(\tau_0) d\tau_0 \quad (24-10)$$

$$\Delta G_0 = \sum_{n=1}^3 \left[ f_n G_n(\tau_1) + A_n \int_{\tau_1}^{\tau_2} \exp\left(-\frac{B_n}{a^2}(\tau_2 - \tau_0)\right) \cdot q(\tau_0) d\tau_0 \right] \quad (25-10)$$

که در اینجا:

$$G_n(\tau) = A_n \int_{\tau_1}^{\tau_2} \exp\left(-\frac{B_n}{a^2}(\tau_2 - \tau_0)\right) \cdot q(\tau_0) d\tau_0 \quad (26-10)$$

$$f_n = \exp\left(-\frac{B_n}{a^2}(\tau_2 - \tau_0)\right) - 1 \quad (27-10)$$

همچنین بیان شده که مقدار  $q$  با استفاده از رابطه زیر قابل تعیین می‌باشد. که این رابطه با استفاده از رابطه (21-10) که توسط Forsberg and Massih ارائه شده بود استخراج شده است.

$$a^2 q \left[ -\sum_{n=1}^3 \left( \frac{f_n A_n}{B_n} \right) + \text{func}(\Delta\tau) \right] = \beta \Delta t \quad (28-10)$$

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 (۲۸-۱۰) نرخ تولید گاز،  $\beta$ ، 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 (۲۴-۱۰) تا (۲۶-۱۰) یک مقدار ثابت داشته و وابستگی زمانی ندارد. ثابت فرض کردن  $q$  و  $\beta$  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.

$$A_1 = 0.63003 \quad B_1 = 9.9904$$

$$A_2 = 0.20651 \quad B_2 = 64.488$$

$$A_3 = 0.14776 \quad B_2 = 511.61$$

این مقادیر بر اساس تقریب زیر به دست آمده‌اند.

$$2 - \frac{6}{\pi^2} \cdot \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\exp\left(\frac{-n^2\pi^2\tau}{a^2}\right)}{n^2} \approx \sum_{n=1}^3 A_n \cdot \exp\left(-\frac{B_n}{a^2} \cdot \tau\right) \quad (۲۹-۱۰)$$

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  $\Delta G_B$  در نظر گرفته نشده است. و بیان شده که پس از تعیین  $\Delta G_B$ ، مقدار گاز حل شدن مجدد در مرز دانه با استفاده از رابطه (۳۰-۱۰) قابل تعیین می‌باشد. همچنین مقدار گاز انباشت شده در مرز دانه با استفاده از رابطه (۳۱-۱۰) اصلاح می‌شود.

$$\Delta \text{ Resolved Gas} = \frac{F}{(1 + F)} (\Delta G_B) \quad (۳۰-۱۰)$$

$$\Delta G_B = \frac{\Delta G_B}{(1 + F)} \quad (31-10)$$

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 ( $\frac{m^2}{s}$ )

$FITMULT$ : ضریب تطابق (در مدل اصلی Forsberg and Massih تنها عبارت داخل براکت ارئه 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.

$$D = 1.09 \times 10^{-17} \exp(-6614/T), \quad T > 1650K \quad (32-10)$$

$$D = 2.14 \times 10^{-13} \exp(-22884/T), \quad 1381 < T < 1650K \quad (33-10)$$

$$D = 1.51 \times 10^{-17} \exp(-9508/T), \quad T < 1381K \quad (34-10)$$

در کد FRAPCON3.1 رابطه (۳۲-۱۰) استفاده نمی‌شود و در حالت پیش فرض برای دماهای بالاتر از ۱۳۸۱ مقدار ضریب پخش از هر دو رابطه (۳۳-۱۰) و (۳۴-۱۰) محاسبه شده و مقدار بزرگتر در محاسبات استفاده می‌شود. همچنین بیان شده که بایستی عدد داخل پرانتز در رابطه (۳۳-۱۰) در ضریب ۱/۱۵ ضرب شود [۱۸].

همچنین یک ضریب اصلاح برای در نظر گرفتن اثرات فرسایش سوخت در ضریب پخش رابطه (۳۳-۱۰) 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 (۳۳-۱۰) و (۳۴-۱۰) 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.

$$(Q/R) = 1.15 \times 22884 = 29060 \text{ ترم انرژی}$$

$$250 \times 1.84 \times 10^{-14} = 1.47 \times 10^{-12} \text{ پارامتر حل شدن مجدد}$$

در کد PARS2.0 از ضرایب 29060 برای ترم انرژی ثابت پخش، و  $1.47 \times 10^{-12}$  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.

$$N_s = \left[ \frac{4rF(\theta)V_c}{3K_B T \sin^2(\theta)} \right] \left( \frac{2\gamma}{r} + P_{ext} \right) \quad (35-10)$$

که در اینجا:

$F(\theta)$ : تابعی برای لحاظ کردن اثر غیر کروی بودن حباب‌های موجود در مرز دانه‌ها

$$F(\theta) = 1 - 1.5 \cos(\theta) + 0.5 \cos^3(\theta) \quad , \quad \theta = 50^\circ$$

$$K_B: \text{ ثابت بولتزمن} = 1.38 \times 10^{-23} \left( \frac{J}{K} \right)$$

$$\gamma: \text{ کشش سطحی} = 0.6 \left( \frac{J}{m^2} \right)$$

$V_c$ : 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 رهائش گاز برابر با مجموع گاز موجود در مرز دانه،  $\Delta G_B$ ، 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  $\Delta t$  به صورت زیر قابل تعیین خواهد بود.

$$\Delta \tau_{i+1} = \int_{t_i}^{t_{i+1}} D(t) dt = D(t_{i+1} - t_i) \quad (36-10)$$

$$\tau_{i+1} = \sum_{m=0}^{i+1} \Delta \tau_m \quad (37-10)$$

### مدل رهائش گاز شکافت دما پایین در فرسایش بالا

در کد FRAPCON همزمان با تعیین رهائش گاز شکافت از طریق مدل Forsberg and Massih میزان رهائش گاز با استفاده از مدل دما پایین محاسبه شده و اگر میزان رهائش 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 رهائش گاز شکافت بر طبق این مدل با استفاده از رابطه زیر قابل تعیین می‌باشد.

$$F = 7 \times 10^{-5} BU + C \quad (38-10)$$

در اینجا

$F$ : کسر رهائش گاز شکافت

$BU$ : فرسایش محلی  $\left(\frac{MWd}{kgU}\right)$

$C$ : ثابت = 0 برای  $BU \leq 40 \frac{MWd}{kgU}$

$BU > 40 \frac{MWd}{kgU}$  برای  $0.01(BU - 40)/10 = C$

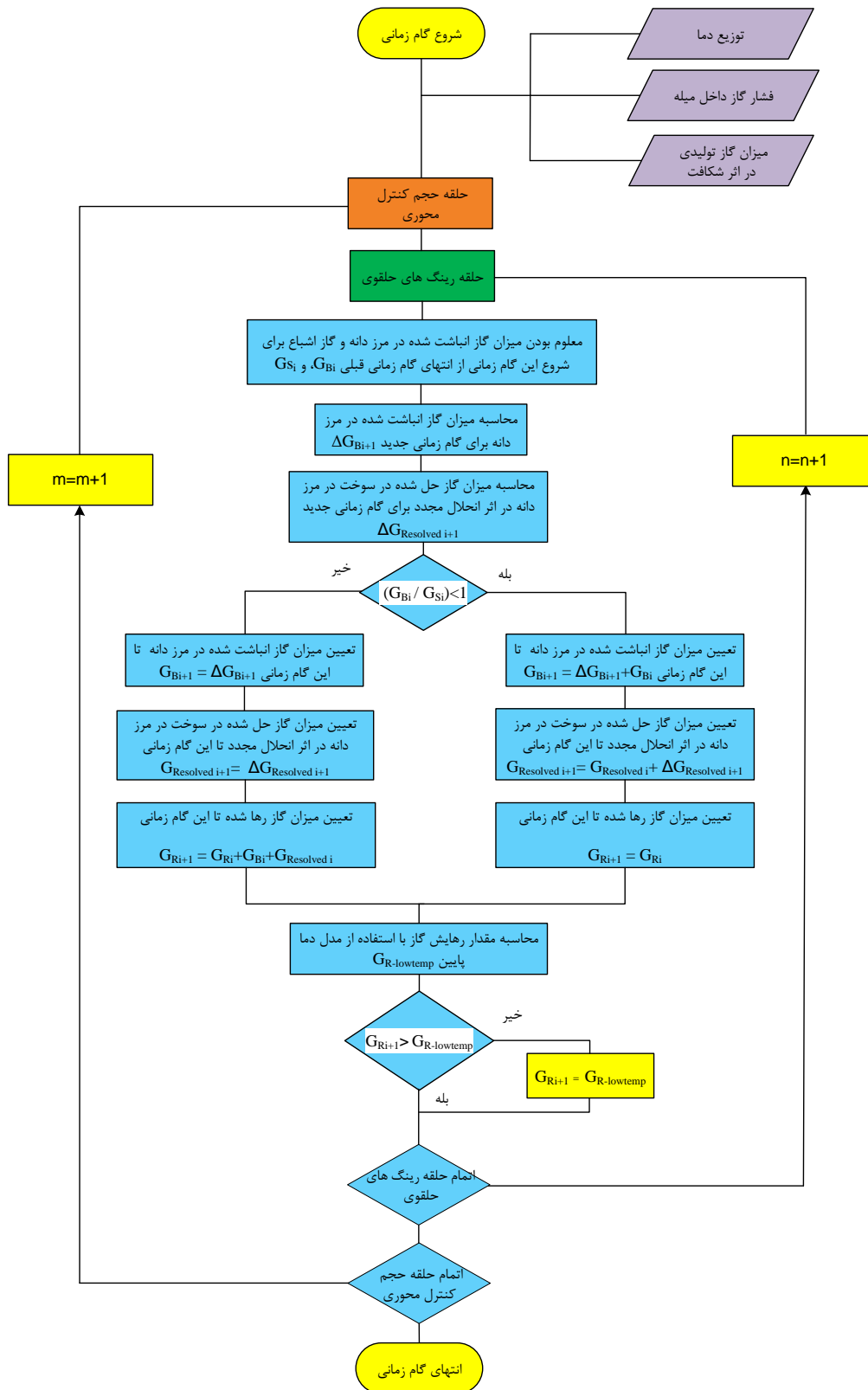
در مرجع [7] آمده است که حالت ثابت  $C$  غیر صفر برای شرایطی است که  $F \leq 0.05$  شود این در حالی است که پارامتر  $F$  نتیجه اعمال شرط هاست و در اعمال این شرط ابهامی وجود دارد لذا این شرط در توسعه کد برای ثابت

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.

$$C: \text{ ثابت } = 0 \text{ برای } BU \leq 40 \text{ GWd/MTU}$$

$$C = 0.01(BU - 40)/10 \text{ برای } BU > 40 \frac{\text{MWd}}{\text{kgU}}$$

روند نمای حل عددی انجام شده در شکل ۴۴ آمده است. همانطور که مشاهده می شود برای هر گام زمانی معین با معلوم بودن دما، فشار گاز داخل میله و میزان گاز تولید شده برای تمامی رینگ های حلقوی موجود در بخش های محوری مختلف، میزان رهائش گاز با استفاده از مدل Forsberg and Massih محاسبه می شود. به صورت همزمان میزان رهائش به کمک مدل دما پایین نیز تعیین و با نتایج مدل Forsberg and Massih مقایسه می شود و در نهایت رهائش بیشتر بعنوان رهائش نهایی رینگ حلقوی مورد نظر در این گام زمانی انتخاب می شود.



شکل ۴۴: روند نمای حل برای محاسبه میزان رهائش گازهای حاصل از شکافت

۱۰-۲- مدل ANS5.4

بر اثر شکافت اورانیوم علاوه بر تولید گازهایی مانند کریپتون، زنون گازهای پرتوزا مانند ید، سزیم و تلوریم نیز تولید می‌شود. در مدل ANS5.4 که در این بخش مورد بررسی قرار می‌گیرد، مقدار گازهای رها شده در گپ به دو بخش گازهای پایدار و گازهای پرتوزا تقسیم شده و محاسبه می‌گردد. مدل استفاده شده در محاسبه گازهای پایدار از سال ۱۹۷۹ ثابت می‌باشد، اما جهت محاسبه مقدار گازهای پرتوزای آزاد شده در فضای گپ با توجه به اینکه اندازه‌گیری مقدار گازهای رها شده در حالت تجربی بعد از یک دوره خنک شدن<sup>۱</sup> تقریباً یکساله اتفاق می‌افتد، قریب به اکثر گازهای پرتوزا با نیمه‌عمر کوتاه از بین می‌روند [۱۴]، لذا اطلاعات مربوط به مدل محاسبه گازهای پرتوزا رها شده به مرور زمان با انجام آزمایش‌های گوناگون کامل‌تر گردیده است.

۱۰-۲-۱- محاسبه مقدار گازهای پایدار آزاد شده

همانطور که اشاره شد، گازهای رها شده از فضای قرص سوخت به دو بخش گازهای پرتوزا و گازهای پایدار تقسیم می‌گردد. محاسبه مقدار گازهای پایدار آزاد شده در فضای خالی میله سوخت به جهت محاسبه کارایی آن اهمیت بسزایی دارد؛ چراکه حجم این گازهای پایدار به صورت مستقیم بر فشار داخلی میله سوخت موثر بوده و فشار نیز بر عملکرد کلی میله سوخت نقش آفرینی خواهد کرد.

در مدل ANS5.4 جهت محاسبه مقدار گازهای رها شده از معادله پخش BOOTH برای یک شبکه کریستالی استفاده می‌گردد، این شبکه کریستالی به جهت ساده‌سازی معادلات حل، برابر با یک کره فرضی در نظر گرفته می‌شود [۱۴].

$$\frac{\partial C}{\partial t} = B - \lambda C - \text{div } J \quad (۳۹-۱۰)$$

که در آن  $C$  غلظت ایزوتوپ،  $B$  نرخ تولید یا زایش ایزوتوپ،  $\lambda$  ثابت واپاشی و  $J$  جریان محلی می‌باشد. این معادله کلی برای هر نوع ایزوتوپ خاص شیمیایی با هر نیمه عمری قابل استفاده است بدین معنی که تغییرات غلظت یک ایزوتوپ در یک حجم فرضی برابر است با مقدار ایزوتوپ تولیدشده منهای ایزوتوپ‌هایی که توسط جریان خارجی از آن حجم خارج شده و ایزوتوپ‌هایی که واپاشی شده‌اند. ضریب پخش  $D$  در جریان محلی به صورت رابطه (۴۰-۱۰) پدیدار می‌شود:

<sup>۱</sup> cooldown



$$J = -D \text{ grad } C. \quad (40-10)$$

مقادیر ثابت واپاشی  $\lambda$  و نرخ تولید ایزوتوپ  $B$  در معادله (39-10) برای اغلب ایزوتوپها شناخته شده است، اما مقدار ضریب پخش  $D$  موجود نبوده و باید از اطلاعات تجربی به دست آید. با توجه به اینکه معادله BOOTH روند رهایش گاز را به صورت پیوسته در نظر می‌گیرد، نمی‌توان از آن برای محاسبه رهایش مقطعی یا انفجاری استفاده کرد.

جهت به دست آوردن رهایش گاز، معادله BOOTH را می‌توان به دو صورت حل کرد؛ ۱. مقدار ضریب پخش در کل مسیر حل، مستقل از زمان در نظر گرفته شود ۲. با فرض اینکه ضریب پخش وابسته به زمان است.

۱۰-۲-۲- محاسبه مقدار رهایش گازهای پایدار با فرض ثابت بودن ضریب پخش

گازهای آزاد شده از شبکه کریستالی قرص سوخت  $UO_2$  را می‌توان به صورت پخش یک ایزوتوپ از سطح کره فرضی در نظر گرفت. غلظت ایزوتوپ در کره فرضی مذکور به صورت زیر نوشته می‌شود [۱۴]:

$$\frac{\partial C}{\partial t} = \frac{1}{r^2} \frac{\partial}{\partial r} \left( r^2 D \frac{\partial C}{\partial r} \right) + B - \lambda C \quad (41-10)$$

نرخ رهایش گاز از شبکه کریستالی قرص سوخت به فضای گپ در واحد حجم با  $R(t)$  و تجمع اتم‌های پایدار باقیمانده در گپ در هر لحظه از زمان با  $N(t)$  نشان داده می‌شود که عبارتند از:

$$R(t) = \frac{-3D}{a} \frac{\partial C}{\partial r} \quad ; \quad r = a \quad (42-10)$$

$$\frac{dN}{dt} = R - \lambda N \quad (43-10)$$

با توجه به این که تعداد کل اتم‌های موجود در زمان  $t$  برابر است با :

$$\int_0^t \frac{dB}{dt} = \int_0^t B e^{-\lambda t} = \frac{B}{\lambda} [1 - e^{-\lambda t}] \quad (44-10)$$

نسبت گازهای موجود در گپ به کل گازهای موجود در لحظه  $t$  در میله سوخت عبارت است از:

$$F = \frac{N}{\frac{B}{\lambda} (1 - e^{-\lambda t})} \quad (45-10)$$

برای ایزوتوپ‌های پایدار  $\lambda = 0$  نسبت گازهای آزاد شده، به این صورت تعریف می‌شود:

$$F = \frac{N}{Bt} \quad (46-10)$$

مقدار رهایش را می‌توان از هریک از دو معادله ذیل به‌دست آورد [۱۴]:

$$R = 3B \left( \frac{1}{\sqrt{\mu}} \cot \sqrt{\tau} - \frac{1}{\mu} \right) - 6Be^{-\mu\tau} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{e^{-n^2\pi^2\tau}}{n^2\pi^2 + \mu} \quad (47-10)$$

یا

$$R = 3B \left[ \frac{1}{\sqrt{\mu}} \operatorname{erf}(\sqrt{\mu\tau}) - \frac{(1 - e^{-\mu\tau})}{\mu} \right] + E \quad (48-10)$$

که

$$E = \frac{3B}{\sqrt{\mu}} \sum_{n=1}^{\infty} \exp(-2n\sqrt{\mu}) \operatorname{erfc} \left( \frac{n}{\sqrt{\tau}} - \sqrt{\mu\tau} \right) - \exp(2n\sqrt{\mu}) \operatorname{erfc} \left( \frac{n}{\sqrt{\tau}} + \sqrt{\mu\tau} \right) \quad (49-10)$$

$$\mu = \frac{\lambda}{D}$$

$$\tau = D \Delta t$$

هر دو معادله فوق برای محاسبه مقدار گازهای آزاد شده معتبر می‌باشند با این تفاوت که معادله (۴۷-۱۰) برای مقادیر به نسبت بزرگ  $\tau$  یا  $\mu\tau$  و معادله (۴۸-۱۰) برای مقادیر کوچک‌تر  $\tau$  سریع‌تر همگرا می‌شوند.

در نهایت نسبت گازهای رها شده به گازهای تولید شده  $F$  را می‌توان به صورت زیر نوشت:

$$F = 3 \left[ \frac{1}{\sqrt{\mu}} \cot \sqrt{\mu} - \frac{1}{\mu} \right] - \frac{6}{(e^{\mu\tau} - 1)} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1 - e^{-n^2\pi^2\tau}}{n^2\pi^2(n^2\pi^2 + \mu)} \quad (50-10)$$

یا به صورت

$$F = \frac{3}{(1 - e^{-\mu\tau})} \left[ \frac{1}{\sqrt{\mu}} \left\{ \operatorname{erf} \sqrt{\mu\tau} - 2 \sqrt{\frac{\mu\tau}{\pi}} e^{-\mu\tau} \right\} - \frac{1 - (1 + \mu\tau)e^{-\mu\tau}}{\mu} \right] + E_1 \quad (51-10)$$

که

$$E_1 = \frac{E}{B(1 - e^{-\mu\tau})} - \frac{12}{(1 - e^{-\mu\tau})} \sum_{n=1}^{\infty} \left[ \frac{1}{\sqrt{\pi}} e^{-(\mu\tau + n^2/\tau)} - ne^{-\mu\tau} \operatorname{erfc}(n/\sqrt{\tau}) \right] \quad (52-10)$$

$\operatorname{erf}(x) = \frac{2}{\sqrt{\pi}} \int_0^x e^{-t^2} dt$

برای محاسبه مقدار ایزوتوپ‌های پایدار رها شده مقدار  $\lambda$  را برابر صفر قرارداده و همچنین با توجه به مقادیر موجود برای  $\tau$  می‌توان از عبارات  $E_1, E_2$  صرف نظر کرد؛ لذا مقادیر مربوط به  $F$  به شکل زیر محاسبه می‌گردد:

اگر  $\tau < 0.1$

$$F = 4 \sqrt{\frac{\tau}{\pi}} - \frac{3\tau}{2} \quad (53-10)$$

و اگر  $\tau > 0.1$

$$F = 1 - \frac{1}{15\tau} + \frac{6}{\tau} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\exp(-n^2\pi^2\tau)}{n^4\pi^4} \quad (54-10)$$

در محاسبات معمول مورد استفاده در کدهای مرسوم، معادله (54-10) تنها برای سه جمله ابتدایی آن محاسبه می‌گردد.

۱۰-۲-۳- محاسبه رهائش گازهای پایدار با فرض وابسته بودن ضریب پخش به زمان [۱۴]

محاسبه گازهای آزاد شده ناشی از شکافت و میزان تجمع آن در حالتی که ضریب پخش وابسته به زمان باشد با حالتی که ضریب پخش ثابت فرض شود اندکی متفاوت خواهد بود. با تصحیح تعریف قبلی  $\tau$  به صورت، زیر خواهیم داشت:

$$\tau(t) = \frac{1}{a^2} \int_0^t D(u) du \quad (55-10)$$

پارامترهای زیر به جهت سهولت انجام محاسبات، تعریف می‌شود:

$$x = \frac{r}{a} \quad (56-10)$$

$$G(t) = \frac{B(t)a^2e^{\lambda t}}{D(t)} \quad (57-10)$$

$$H(t, x) = C(t, x)e^{\lambda t} \quad (58-10)$$

$$I(t) = \frac{a^2R(t)e^{\lambda t}}{D(t)} \quad (59-10)$$

$$J(t) = N(t)e^{\lambda t} \quad (60-10)$$

معادله‌ی (61-10) معادله دیفرانسیل  $H$  است که با ضرب معادله (41-10) مربوط به  $C$  (غلظت ایزوتوپ) در

به دست می‌آید:



$$\frac{\partial H}{\partial \tau} = \frac{1}{X^2} \frac{\partial}{\partial X} \left( X^2 \frac{\partial H}{\partial X} \right) + G \quad (61-10)$$

بنابراین با استفاده از معادله (۴۲-۱۰) داریم:

$$I(t) = -3 \frac{\partial H}{\partial X}; X = 1 \quad (62-10)$$

و با استفاده از معادله (۴۳-۱۰) خواهیم داشت:

$$-\frac{\partial J(t)}{\partial \tau} = I(t) \quad (63-10)$$

با جایگذاری معادله (۶۱-۱۰) در معادله (۶۲-۱۰) و با استفاده از تبدیل لاپلاس معادله (۶۴-۱۰) حاصل می‌شود:

$$\bar{I}(s) = 3 \bar{G}(s) \left[ \frac{\coth \sqrt{s}}{\sqrt{s}} - \frac{1}{s} \right] = 3 \bar{G}(s) \left[ \frac{1 + 2 \sum e^{-n\sqrt{s}}}{\sqrt{s}} - \frac{1}{s} \right] \quad (64-10)$$

با توجه به اینکه  $\bar{J}(s) = \bar{I}(s)/s$ ، مقدار  $N(t)$  از معکوس  $\bar{J}(s)$  به دست می‌آید و به صورت زیر نوشته می‌شود:

$$N(t) = 6e^{-\lambda t} \int_0^t B(u) e^{\lambda u} du \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1 - e^{-n^2 \pi^2 z}}{n^2 \pi^2} \quad (65-10)$$

یا به صورت:

$$N(t) = 3e^{-\lambda t} \int_0^t B(u) e^{\lambda u} du \left[ 2\sqrt{z}/\pi - z + E_3(z) \right] \quad (66-10)$$

که در آن:

$$z = \tau(t) - \tau(u)$$

$$E_3(z) = 4 \sum_{n=1}^{\infty} \left\{ \frac{\sqrt{z}}{\pi} \exp(-n^2/z) - n \operatorname{erfc}(n/\sqrt{z}) \right\}$$

نسبت گازهای آزاد شده  $F$  با تقسیم‌بندی مقادیر  $N(t)$  به وسیله تعداد کل اتم‌های تولید شده در زمان  $t$  هنگامی

که  $t_k \leq t \leq t_{k+1}$  به دست می‌آید.

$$\int_0^t B(u) du = B_k(t - t_k) + \sum_{j=1}^{k-1} [B_j(t_{j+1} - t_j)] \quad (67-10)$$

معادله فوق جهت توسعه معادلات ساده برای یک نمونه خاص که در آن ضریب پخش موثر  $\dot{D}$  به صورت نمایی نسبت به زمان افزایش یابد (که تنها برای حالت پایدار به این صورت است) استفاده می‌گردد.

اگر  $\dot{D} = D_0 \exp(\alpha\tau)$  باشد که در آن  $\alpha$  مقداری ثابت است، با استفاده از معادله (۵۵-۱۰) داریم:

$$\tau = D_0[\exp(\alpha\tau - 1)]/\alpha_0 \quad (۶۸-۱۰)$$

با قرار دادن  $\lambda = 0$  در معادله (۶۵-۱۰) و قرار دادن مقدار ثابتی برای  $B$  معادله مقادیر اتم‌های آزاد شده به این صورت تغییر می‌کند:

$$N = B \int_0^\tau \frac{dx}{\dot{D} - \alpha x} \left[ 1 - 6 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\exp(-n^2\pi^2 x)}{n^2\pi^2} \right]$$

$$x = \tau(t) - \tau(u) \quad (۶۹-۱۰)$$

$$\sum \frac{1}{n^2} = \frac{\pi^2}{6}$$

$$\dot{D} = D_0 + \alpha\tau$$

با استفاده از روش مشابه و با در نظر گرفتن مقدار  $E=0$  در معادله (۶۶-۱۰) و برای بازه‌های زمانی کوچک داریم:

$$N = \frac{6B}{\sqrt{\pi}} \int_0^\tau \frac{\sqrt{x} dx}{\dot{D} - \alpha x} - \frac{3D_0B}{\alpha} \int_0^\tau (e^{\alpha t} - e^{\alpha y}) dy \quad (۷۰-۱۰)$$

با توجه به معادله فوق نسبت گازهای آزاد شده برای بازه‌های زمانی بزرگ را می‌توان به صورت زیر نوشت:

$$F = 1 - 6 \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\exp(-\frac{n^2\pi^2\dot{D}}{\alpha})}{n^2\pi^2\alpha\tau} \left[ E_i\left(\frac{n^2\pi^2\dot{D}}{\alpha}\right) - E_i\left(\frac{n^2\pi^2D_0}{\alpha}\right) \right] \quad (۷۱-۱۰)$$

$$E_i(x) = \int_{-\infty}^x e^v dv/v \quad \text{که}$$

جهت ساده‌سازی معادلات مربوط به محاسبه مقادیر گازهای پایدار آزاد شده، مقادیر متغیر زیر در یک بازه زمانی، ثابت در نظر گرفته می‌شود.

$$B(t) = B_j \quad \text{when } t_j \leq t \leq t_{j+1} \quad (۷۲-۱۰)$$

$$\dot{D}(t) = \dot{D}_j \quad \text{when } t_j \leq t \leq t_{j+1} \quad (۷۳-۱۰)$$

$$\tau_j = \tau(t_j) = \sum_{i=1}^{j-1} \dot{D}_i (t_{i+1} - t_i) \quad (74-10)$$

با مفروضات فوق معادله مربوط به  $N(t)$  به صورت ذیل به دست می آید:

$$N(t) = B_k(t - t_k) + \sum_{j=1}^{k-1} B_j(t_{j+1} - t_j) - 6 \frac{B_k}{\dot{D}_k} \sum_{n=1}^{\infty} \left\{ \frac{1 - \exp[-n^2 \pi^2 (\tau - \tau_k)]}{n^4 \pi^4} \right\} \\ - 6 \sum_{j=1}^{\infty} \frac{B_j}{\dot{D}_j} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{\exp[-n^2 \pi^2 (\tau - \tau_{j+1})]}{n^4 \pi^4} \{1 - \exp[-n^2 \pi^2 (\tau_{j+1} - \tau_j)]\} \quad (75-10)$$

یا برای بازه های زمانی کوچک می توان از  $E_3$  صرف نظر کرد و معادله (۶۶-۱۰) را به صورت زیر نوشت:

$$N(t) = \frac{B_k}{\dot{D}_k} \left[ \frac{4}{\sqrt{\pi}} (\tau - \tau_k)^{3/2} - \frac{3}{2} (\tau - \tau_k)^2 \right] \\ + \sum_{j=1}^{k-1} \frac{B_j}{\dot{D}_j} \left[ \frac{4}{\sqrt{\pi}} \{(\tau - \tau_j)^{3/2} - (\tau - \tau_{j+1})^{3/2}\} - \frac{3}{2} \{(\tau - \tau_j)^2 - (\tau - \tau_{j+1})^2\} \right] \quad (76-10)$$

با توجه به معادلات فوق معادله زیر برای کسر گازهای رها شده به تولید شده به دست می آید

$$F = \frac{12}{\alpha \tau} \sqrt{\frac{\dot{D}}{\alpha \pi}} \left[ \tanh^{-1} \sqrt{\alpha \tau / \dot{D}} - \sqrt{\alpha \tau / \dot{D}} \right] - \frac{3}{\alpha t} [\dot{D} t - \tau] \quad (77-10)$$

۱۰-۲-۴- محاسبه عددی مقدار رهایش گازهای پایدار با فرض وابسته بودن ضریب پخش به زمان [۱۴]

میله های سوخت به طور معمول تاریخچه تولید توان متغیری نسبت به زمان دارند این در صورتی است که اگر سطح توان نیز ثابت بماند دمای قرص سوخت به موجب تغییرات ضریب انتقال حرارت گپ و ضریب هدایت حرارتی سوخت و توزیع شعاعی توان تغییر خواهد کرد.

پارامترهای مربوط به ضریب پخش متناسب با مقدار دما و فرسایش سوخت<sup>۱</sup> تغییر خواهد کرد. روش عددی که در این بخش برای محاسبه نسبت گازهای پایدار رها شده ارائه خواهد شد، وابستگی ضریب پخش به دما و مصرف سوخت را به وسیله تاریخچه توان متغیر اصلاح می کند.

<sup>۱</sup> Burnup

معادله پخش برای ایزوتوپ‌های پایدار به صورت زیر نوشته می‌شود:

$$\frac{\partial C}{\partial t} = \frac{D}{r} \frac{\partial^2 (rC)}{\partial r^2} + P \quad (78-10)$$

که در آن  $P$  نرخ تولید ایزوتوپ در واحد حجم و  $r$  مکان شعاعی در کره معادل است. با جایگذاری  $u = rC$  در معادله (78-10) داریم:

$$\frac{\partial u}{\partial t} = D \frac{\partial^2 u}{\partial r^2} + Pr \quad (79-10)$$

با در نظر گرفتن  $u = w - \frac{Pr^3}{6D}$  و مشتقات آن  $\frac{\partial u}{\partial t} = \frac{\partial w}{\partial t}$ ،  $D \frac{\partial^2 u}{\partial r^2} = D \frac{\partial^2 w}{\partial r^2} - Pr$  و جایگذاری آن‌ها در معادله (78-10) داریم:

$$\frac{\partial w}{\partial t} = D \frac{\partial^2 w}{\partial r^2} \quad (80-10)$$

اگر  $C = \frac{u}{r} = \frac{w}{r} - \frac{Pr^2}{6}$  را در نظر بگیریم، شرایط مرزی به صورت زیر تعریف می‌گردد:

$$1) C = C_0(r) \text{ at } t = 0; \quad \text{or } w = rC_0(r) + \frac{Pr^3}{6D} = f(r) \text{ at } t = 0$$

$$2) C = 0 \text{ at } r = a; \quad \text{or } w = \frac{Pa^3}{6D} \quad \text{at } t = 0$$

$$3) C \text{ is finite at } r = 0; \quad \text{or } w = 0 \quad \text{at } r = 0$$

حل کلی معادله (80-10) به صورت زیر می‌باشد:

$$w = \frac{2}{a} \sum_1^{\infty} e^{-Dn^2\pi^2 t/a^2} \sin \frac{n\pi r}{a} \left\{ \int_0^a \hat{r} C(\hat{r}) \sin \frac{n\pi \hat{r}}{a} d\hat{r} - \int_0^a \frac{P\hat{r}^3}{6D} \sin \frac{n\pi \hat{r}}{a} d\hat{r} + (-1)^n \frac{Pa^4}{6Dn\pi} \left(1 - e^{-\frac{Dn^2\pi^2 t}{a^2}}\right) \right\} \quad (81-10)$$

جمله دوم معادله (81-10) را می‌توان به صورت زیر ساده‌سازی کرد:

$$\int_0^a \frac{P\hat{r}^3}{6D} \sin \frac{n\pi \hat{r}}{a} d\hat{r} = \frac{P}{6D} \int_0^a \hat{r}^3 \sin \frac{n\pi \hat{r}}{a} d\hat{r} = -(-1)^n \frac{pa^4}{6Dn^3\pi^3} (n^2\pi^2 - 6)$$

در نتیجه معادله (82-10) را می‌توان به این صورت نوشت:

$$w = \frac{2}{a} \sum_1^{\infty} e^{-Dn^2\pi^2 t/a^2} \sin \frac{n\pi r}{a} \left\{ \int_0^a \dot{r} C(\dot{r}) \sin \frac{n\pi \dot{r}}{a} d\dot{r} + (-1)^n \frac{pa^4}{Dn^3\pi^3} - (-1)^n \frac{pa^4}{6Dn\pi} e^{Dn^2\pi^2 t/a^2} \right\} \quad (۸۲-۱۰)$$

با بسط معادله فوق و استفاده از تقریب  $\sum_1^{\infty} \frac{(-1)^n}{n} \sin \frac{n\pi r}{a} = \frac{-r\pi}{2a}$  به صورت زیر تعریف می‌گردد:

$$w = \frac{2}{a} \sum_1^{\infty} e^{-Dn^2\pi^2 t/a^2} \sin \frac{n\pi r}{a} \int_0^a \dot{r} C(\dot{r}) \sin \frac{n\pi \dot{r}}{a} d\dot{r} + \frac{2Pa^3}{Dn^3} \sum_1^{\infty} \frac{(-1)^n}{n^3} e^{Dn^2\pi^2 t/a^2} \sin \left( \frac{n\pi r}{a} \right) + \frac{pa^2 r}{6D} \quad (۸۳-۱۰)$$

با جایگذاری  $C = \frac{w}{r} - \frac{Pr^2}{6}$  و تعریف  $\dot{D} = D/a^2$  معادله (۸۴-۱۰) حاصل می‌شود.

$$C = \frac{2}{ar} \sum_1^{\infty} e^{-n^2\pi^2 \dot{D}t} \sin \left( \frac{n\pi r}{a} \right) \int_0^a \dot{r} C_0(\dot{r}) \sin \left( \frac{n\pi \dot{r}}{a} \right) d\dot{r} + \frac{2Pa}{\pi^3 \dot{D}r} \sum_1^{\infty} e^{-n^2\pi^2 \dot{D}t} \sin \left( \frac{n\pi r}{a} \right) + \frac{P}{6\dot{D}} \left( 1 - \left( \frac{r}{a} \right)^2 \right) \quad (۸۴-۱۰)$$

به جهت رسیدن به یک روش عددی مناسب ابتدا معادلات فوق را به صورت جز به جز نوشته و سپس به ارائه یک معادله نهایی خواهیم پرداخت:

- محاسبه نخستین مرحله زمانی با  $P_1, T_1, \dot{D}_1$

$$C_0 = 0$$

$$C_1 = \frac{3P_1 a}{3\dot{D}_1 r} \sum_1^{\infty} \frac{(-1)^n}{n^3} e^{-n^2\pi^2 \dot{D}_1 t} \sin \left( \frac{n\pi r}{a} \right) + \frac{P_1}{6\dot{D}_1} \left( 1 - \left( \frac{r}{a} \right)^2 \right) \quad (۸۵-۱۰)$$

مول‌های آزاد شده در بازه زمانی  $\Delta t_1$ :

$$m_1 = - \int_0^{\Delta t_1} 4\pi a^2 \dot{D}_1 \frac{\partial C_1}{\partial r} dt; \quad r = a$$

در نتیجه:



$$m_1 = \left(\frac{4}{3}\right) \pi a^3 P_1 \Delta t_1 + \frac{8a^3 p_1}{\pi^3 \dot{D}_1} \sum_1^{\infty} \frac{1}{n^4} (e^{n^2 \pi^2 \dot{D}_1 \Delta t_1} - 1) \quad (86-10)$$

نسبت گازهای رها شده در پایان بازه زمانی اولیه به صورت زیر به دست می‌آید:

$$f_1 = \frac{m_1}{\frac{4}{3} \pi a^3 P_1 \Delta t_1} = 1 + \frac{6}{\pi^4 \dot{D}_1 \Delta t_1} \sum_1^{\infty} \frac{1}{n^4} (e^{-n^2 \pi^2 \dot{D}_1 \Delta t_1} - 1) \quad (87-10)$$

با توجه به اینکه  $\sum_1^{\infty} \frac{1}{n^4} = \frac{\pi^4}{90}$  و با ثابت در نظر گرفتن توان و دما در طول بازه زمانی خواهیم داشت:

$$f = 1 - \frac{6}{90 \dot{D} t} + \frac{6}{\pi^4 \dot{D} t} \sum_1^{\infty} \frac{1}{n^4} (e^{-n^2 \pi^2 \dot{D} t})$$

نسبت گازهای پایدار رها شده در بازه زمانی اولیه به عنوان نمونه در بالا نشان داده شد، از جمع نسبت گازهای رها شده در بازه‌های زمانی پی‌درپی به حالت کلی زیر خواهیم رسید؛ به نحوی که نسبت گازهای آزاد شده در مرحله زمانی kام عبارت است از:

$$f_k = 1 + \frac{6}{\pi^4 \sum_{i=1}^k p_i \Delta t_i} \left[ \frac{p_1}{\dot{D}_1} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^4} (e^{-n^2 \pi^2 \sum_{i=1}^k \dot{D}_i \Delta t_i} - e^{-n^2 \pi^2 \sum_{i=2}^k \dot{D}_i \Delta t_i}) \right. \\ \left. + \frac{p_2}{\dot{D}_2} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^4} (e^{-n^2 \pi^2 \sum_{i=2}^k \dot{D}_i \Delta t_i} - e^{-n^2 \pi^2 \sum_{i=3}^k \dot{D}_i \Delta t_i}) + \dots \dots \right. \\ \left. + \frac{p_k}{\dot{D}_k} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^4} (e^{-n^2 \pi^2 \dot{D}_k \Delta t_k} - 1) \right] \quad (88-10)$$

با استفاده از روش حل ریمان برای محاسبه انتگرال  $\tau_1$ ، می‌توان تعاریف زیر را بیان کرد:

$$\tau_1 = \sum_{i=1}^k \dot{D}_i \Delta t_i ; \quad \tau_2 = \sum_{i=2}^k \dot{D}_i \Delta t_i ; \quad \dots \dots \tau_k = \dot{D}_k \Delta t_k \quad (89-10)$$

$$g(\tau) = \frac{6}{\pi^4 \tau} \sum_{n=1}^{\infty} \frac{1}{n^4} (1 - e^{-n^2 \pi^2 \tau}) \quad (90-10)$$

با استفاده از تعاریف فوق، معادله (88-10) به صورت زیر بازنویسی می‌شود:

$$f_k = 1 - \frac{6}{\sum_{i=1}^k p_i \Delta t_i} \left[ \frac{p_1}{\dot{D}_1} \{ \tau_1 g(\tau_1) - \tau_2 g(\tau_2) \} + \frac{p_2}{\dot{D}_2} \{ \tau_2 g(\tau_2) - \tau_3 g(\tau_3) \} + \dots \right. \\ \left. + p_k \Delta t_k g(\tau_k) \right] \quad (91-10)$$

که در آن:

$$\text{For } \tau \leq 0.1, \quad g(\tau) = 1 - 4\sqrt{\frac{\tau}{\pi}} + \frac{3}{2}\tau \quad (92-10)$$

$$\text{For } \tau \geq 0.1, \quad g(\tau) = \frac{1}{15\tau} - \frac{6}{\tau} \sum_{n=1}^3 \frac{e^{-n^2\pi^2\tau}}{n^4\pi^4} \quad (93-10)$$

در نهایت جهت محاسبه نسبت گازهای پایدار رها شده از معادله (۹۱-۱۰) برای حالات ارائه شده در معادله‌های (۹۲-۱۰) و (۹۳-۱۰) استفاده می‌کنیم [۱۴].

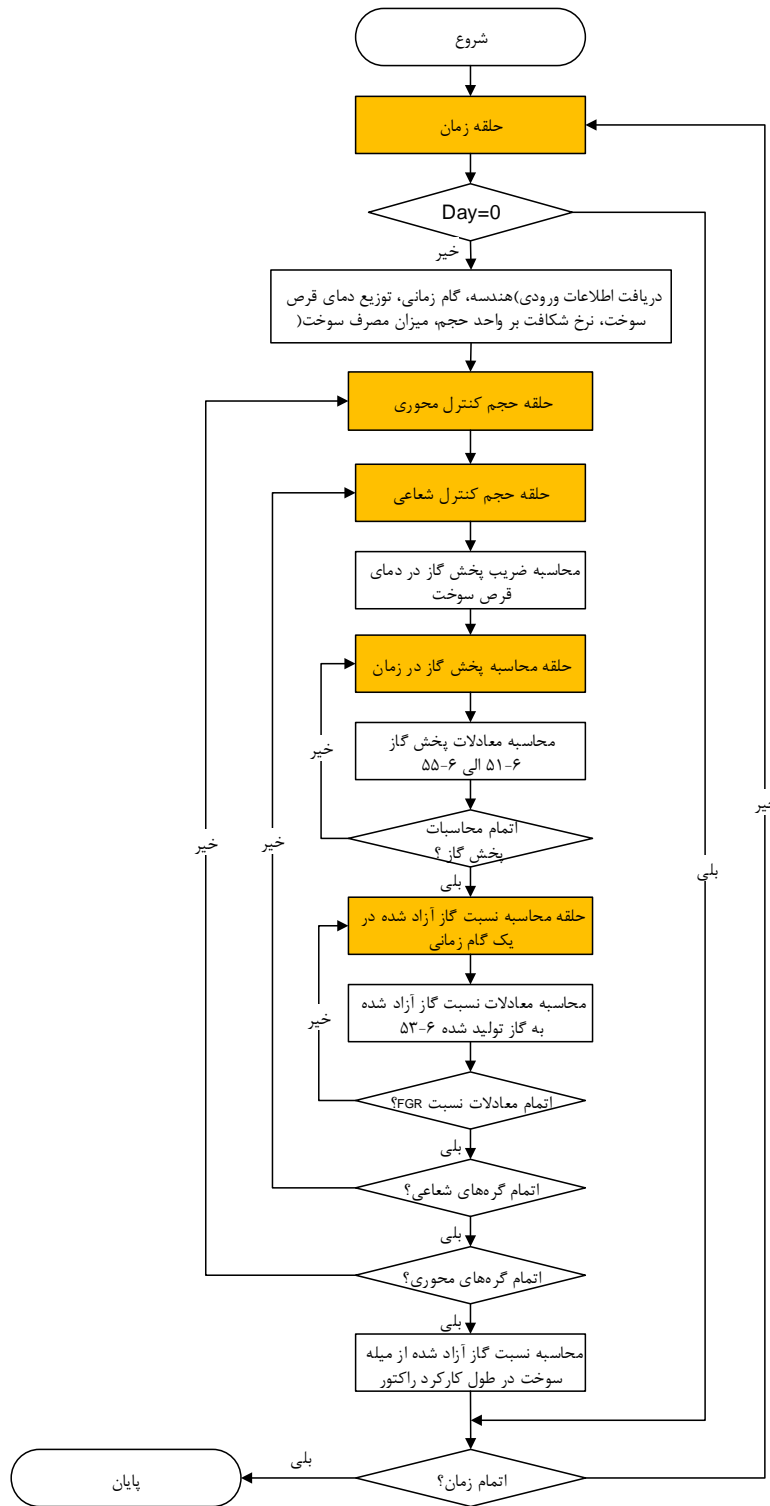
۱۰-۲-۵- روندنمای کلی محاسبه مقدار گازهای پایدار آزاد شده از سطح قرص سوخت با استفاده از مدل

#### ANS5.4

در شکل ۴۵ روندنمای محاسبه نسبت گازهای پایدار آزاد شده در داخل میله سوخت و تغییرات آن بر حسب زمان کارکرد راکتور آمده است. همانطور که در این روندنما مشخص است در هر لحظه اطلاعات مورد نیاز برای محاسبه نسبت گازهای پایدار آزاد شده در فضای گپ از برنامه اصلی دریافت شده و در مش‌های شعاعی و محوری معادلات مربوطه حل می‌گردند.

در زیر برنامه مورد نظر، علاوه بر حلقه‌ی مربوط به مش‌های محوری و شعاعی دو حلقه تکرار دیگر یکی جهت محاسبه مقدار پخش گازهای پرتوزا در قرص سوخت بر حسب زمان و دیگری برای محاسبه نسبت گازهای آزاد شده از سطح قرص سوخت در یک گام زمانی وجود دارد.

در نهایت نیز مقدار تجمعی گازهای رها شده از سطح سوخت نسبت به تولید آن‌ها از ابتدای کارکرد راکتور تا انتهای گام زمانی موجود به دست خواهد آمد و به عنوان خروجی زیربرنامه، در اختیار کاربر قرار می‌گیرد.



شکل ۴۵: روندنمای محاسبه نسبت گازهای پایدار آزاد شده به داخل فضای گپ

۱۰-۲-۶- محاسبه مقدار گازهای پرتوزای آزاد شده با استفاده از مدل ANS5.4

محاسبه مقدار گازهای پرتوزای آزاد شده از سطح قرص سوخت در کد FRAPCON3.5 به قبل با استفاده از مدل ANS5.4 که در سال ۱۹۸۲ ارائه گردید [۴۵]، انجام می‌شود. این روش پاسخ کاملاً محافظه‌کارانه‌ای به کاربر ارائه می‌دهد، این مشکل در نسخه اخیر کد FRAPCON با استفاده از اطلاعات به روز شده مدل ANS در سال ۲۰۱۰ تا حدودی مرتفع شد [۴۶].

با توجه به در دسترس نبودن کد FRAPCON4، در این پروژه معادلات روش ANS سال ۱۹۸۲ پیاده سازی می‌گردد و پس از صحت‌سنجی آن با کد FRAPCON3.1 از معادلات به روز شده در سال ۲۰۱۰ استفاده خواهد شد.

۱۰-۲-۶-۱- مدل ANS5.4(1982)

نسخه ۱۹۸۲ مدل ANS5.4 نسبت گازهای پرتوزای آزاد شده را به صورت تابعی از زمان، دمای شعاعی قرص سوخت و مقادیر فرسایش محوری محاسبه می‌کند [۴]. در این بخش نیز مانند حالت محاسبه گازهای پایدار، نسبت گازهای آزاد شده را با استفاده از دو مدل دما بالا و دما پایین بدست آورده و مقدار بیشینه را به عنوان نسبت گازهای رها شده انتخاب می‌شود.

در این روش علاوه بر این که حداکثر گام زمانی انتخاب شده ۵۰ روز می‌باشد، این عدد باید به نحوی انتخاب گردد که مقدار فرسایش در هر گام زمانی از 2Mwd/kgU فراتر نرود.

نسبت گاز آزاد شده برای ایزوتوپ  $i$  در مدل ANS5.4(1982) برای حالت دما بالا به صورت زیر است:

For  $\tau_i \leq 0.1$

$$F_i = \frac{3}{1 - \exp(-\mu_i \tau_i)} \left[ \frac{1}{\sqrt{\mu_i}} \left[ \operatorname{erf}(\sqrt{\mu_i \tau_i}) - 2 \sqrt{\frac{\mu_i \tau_i}{\pi}} \exp(-\mu_i \tau_i) \right] - \frac{1 - (1 + \mu_i \tau_i) \exp(-\mu_i \tau_i)}{\mu_i} \right] \quad (94-10)$$

For  $\tau_i > 0.1$

$$F_i = 3 \left[ \frac{1}{\sqrt{\mu_i}} \coth \sqrt{\mu_i} - \frac{1}{\mu_i} \right] - \frac{6\mu_i}{\exp(\mu_i \tau_i) - 1} \left( \sum_{n=1}^3 \frac{1 - \exp(-n^2 \pi^2 \tau_i)}{n^2 \pi^2 (n^2 \pi^2 + \mu_i)} \right) \quad (95-10)$$

و

$$\mu_i = \frac{\lambda_i}{D}$$

<sup>۱</sup> آخرین نسخه قابل دسترس مدل ANS در حال حاضر نسخه ۲۰۱۰ می‌باشد.

$$\tau_i = \dot{D}t$$

که :

$\lambda_i$ : ثابت واپاشی ایزوتوپ  $i$

$t$ : زمان تجمعی تابش

$erf$ : تابع خطا

$$\dot{D} = \left[ \left( \frac{D_0}{a^2} \right) \exp\left(-\frac{Q}{RT}\right) * 100^{Bu/28000} \right] \quad (96-10)$$

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

$T$ : دمای سطح قرص سوخت برحسب کلوین

نسبت گاز آزاد شده برای ایزوتوپ  $i$  در مدل ANS5.4(1982) برای حالت دما پایین از معادله زیر محاسبه می‌شود :

$$F_i = \left(\frac{1}{\lambda_i}\right) [1 \times 10^{-7} \sqrt{\lambda_i} + 2 \times 10^{-12} P] \quad (97-10)$$

مقدار  $P$  در معادله بالا برابر توان ویژه بر حسب  $\frac{MW}{MTU}$  و  $\lambda_i$  ثابت واپاشی در ثانیه می‌باشد. لازم به ذکر است که نسبت گازهای پرتوزای رها شده در محاسبات رفتار میله سوخت در حالت پایدار تأثیری نداشته و این اطلاعات در نسخه‌های پایین کد FRAPCON صرفاً جهت آگاهی برای نیمه‌عمرهای مختلف چاپ می‌شود [۱۴].

ANS5.4(2010) مدل ۱۰-۲-۶-۲-۱۰

نسخه به روز شده در سال ۲۰۱۰ سعی بر حفظ اصل سادگی در استفاده از معادلات پخش BOOTH دارد ضمن این که ضرایب تجربی استفاده شده در معادلات را به نحوی انتخاب کرده تا مقدار گازهای پرتوزای آزاد شده به نتایج آزمایشات تجربی نزدیک گردد. در نسخه استاندارد ANS5.4 نسبت آزادسازی را برابر با نسبت گازهای آزاد شده به گازهای تولیدی حاصل از شکافت گرفته و به صورت  $R/B$  نمایش داده می‌شود.

$$R/B = 3 \left[ \frac{1}{\sqrt{\mu}} \times \coth \sqrt{\lambda_i} - \frac{1}{\mu} \right] \quad (98-10)$$

که در آن  $\mu = \frac{\lambda a^2}{D}$  است، معادله فوق برای شرایط تعادل (به این معنی که توان و دما برای سه نیمه عمر گاز مربوطه ثابت فرض گردد) پاسخی بهینه دارد در غیر اینصورت پاسخ معادله بالا با استفاده از دمای بیشینه در سه نیمه عمر قبلی گاز محاسبه شده و به پاسخی محافظه کارانه خواهیم رسید. با جاگذاری مقدار  $a = 3 \frac{S}{V}$  در مقدار  $\mu$  و صرف نظر از مقادیر کوچک در معادله بالا، خواهیم داشت:

$$R/B = S/V \sqrt{\frac{\alpha D}{\lambda}} \quad (99-10)$$

$\alpha$  در معادله بالا یک ضریب بی بعد برای در نظر گرفتن اثر نپاهسته‌ها<sup>۱</sup> می‌باشد که در معادلات کلی سال ۱۹۸۲ به جز برای دو گاز Xe-133 و Xe-135 در نظر گرفته نشده است. مقادیر  $\alpha$  با استفاده از روابط زیر و مقادیر ذکر شده توسط Speight و Friskney [۴۷] به دست می‌آید.

$$\alpha = \left[ \frac{1 - \left(\frac{y}{x}\right)^3}{1 - \left(\frac{y}{x}\right)^2} \right]^2$$

$$y = \sqrt{\frac{D_p}{\lambda_p}}, \quad x = \sqrt{\frac{D_{nuclide}}{\lambda_{nuclide}}} \quad (100-10)$$

$D_p$  و  $\lambda_p$  ضریب پخش و ثابت واپاشی برای نپاهسته‌ها و  $D_{nuclide}$  و  $\lambda_{nuclide}$  ضریب پخش و ثابت واپاشی برای هسته دختر می‌باشد. در جدول ۱۷ نیمه عمر و ضریب نپاهسته<sup>۲</sup> برای گازهای پرتوزا ارائه شده است.

<sup>۱</sup> Precursor nuclide

<sup>۲</sup> Precursor coefficient

جدول ۱۷: نیمه عمر و ضریب نپاهسته‌های پرتوزا

شماره	هسته	نیمه عمر	ثابت واپاشی (1/s)	$\alpha$
۱	Xe-133	5.243d	$1.53 \times 10^{-6}$	1.25
۲	Xe-135	9.10h	$2.12 \times 10^{-5}$	1.85
3	Xe-135m	15.3 min	$7.55 \times 10^{-4}$	23.5
4	Xe-137	3.82 min	$3.02 \times 10^{-3}$	1.07
5	Xe-138	14.1 min	$8.19 \times 10^{-4}$	1.00
6	Xe-139	39.7 s	$1.75 \times 10^{-2}$	1.00
7	Kr-85m	4.48 h	$4.3 \times 10^{-5}$	1.31
8	Kr-87	1.27 h	$1.52 \times 10^{-4}$	1.25
9	Kr-88	2.84 h	$6.78 \times 10^{-5}$	1.03
10	Kr-89	3.15 min	$3.35 \times 10^{-3}$	1.21
11	Kr-90	32.3 s	$2.15 \times 10^{-2}$	1.11
12	I-131	8.04 d	$9.98 \times 10^{-7}$	1.0
13	I-132	2.28 h	$8.44 \times 10^{-5}$	137
14	I-33	20.8 h	$9.26 \times 10^{-6}$	1.21
15	I-134	52.6 min	$2.2 \times 10^{-4}$	4.4

معادله ضریب پخش استفاده شده در این نسخه را از مزیت‌های آن نسبت به نسخه اصلی و استاندارد ANS5.4 می‌دانند که از معادله (۱۰۱-۱۰) به دست می‌آید:

$$D_i = 7.6 \times 10^{-11} \exp\left(-\frac{35000}{T_i}\right) + 1.41 \times 10^{-25} \dot{F}^{0.5} \exp\left(-\frac{13800}{T_i}\right) + 2 \times 10^{-40} \dot{F}, \quad m^2/s \quad (101-10)$$

در معادله بالا  $\dot{F}$  نرخ شکافت در واحد زمان  $1/m^3s$  است. تأثیر دما بر اندازه ریزدانه‌ها که در این مدل و همچنین در کد FRAPCON3.1 برابر با ۵ میکرون است، با استفاده از دمای آستانه<sup>۱</sup> و براساس معادلات زیر به دست می‌آید.

$$\begin{cases} T_{link} = \frac{9800}{\ln(176 \cdot Bu)} + 273 & Bu \leq 18.2 \\ T_{link} = 1434 - 12.85 Bu + 273 & Bu > 18.2 \end{cases} \quad (102-10)$$

دما در این معادله بر حسب کلویین محاسبه می‌گردد.

<sup>۱</sup> Interlinkage

$$\begin{cases} \left(\frac{S}{V}\right)_i = 120Cm^{-1} & T_i \leq T_{link} \\ \left(\frac{S}{V}\right)_i = 650Cm^{-1} & T_i > T_{link} \end{cases} \quad (103-10)$$

$T_i$  دمای نود  $i$  بر حسب کلوین می‌باشد.

لازم به ذکر است محاسبه میزان گازهای پرتوزای آزاد شده با نیمه‌عمر بالاتر از 4.48 ساعت نسبت به گازهای نیمه عمر کمتر متفاوت می‌باشد و از ضریب زیر برای اصلاح محاسبات مربوط به این گازها استفاده می‌گردد:

$$\left(\frac{R}{B}\right)_{i,nuclide} = F_{nuclide} \left(\frac{S}{V}\right)_{kr-85m} \quad (104-10)$$

$$F_{nuclide} = \left(\frac{\alpha_{nuclide} \lambda_{kr-85m}}{\lambda_{nuclide} \alpha_{kr-85m}}\right)^{0.25}$$

در نهایت میزان گاز پرتوزای آزاد شده در طول میله سوخت با  $k$  گره شعاعی و  $m$  گره محوری از معادله زیر به دست خواهد آمد:

$$\left(\frac{R}{B}\right)_{nuclide} = \sum_{j=1}^m \left[ \frac{P_j^{pellet}}{P_{ave}} \frac{V_j^{node}}{V_{rod}} \sum_{i=1}^k \left( \frac{P_{i,j}^{ring}}{P_j^{pellet}} \frac{V_{i,j}^{ring}}{V_j^{node}} \left(\frac{R}{B}\right)_{i,j} \right) \right] \quad (105-10)$$

۱۰-۲-۶-۳- مدل ANS5.4 مورد استفاده در توسعه کد PARS2.0

با توجه به اینکه مدل ANS5.4 مورد استفاده در کد FRAPCON3.1 دستخوش تغییراتی شده و دفترچه راهنمای این کد از ارائه این تغییرات خودداری کرده و با توجه به در دسترس نبودن زیربرنامه کد نوشته شده در طول اجرای فعالیت، معادله مورد استفاده در این پروژه نیز اندکی با مدل ANS5.4(1982) متفاوت بوده و اصلاحاتی در آن وارد شده است. لازم به ذکر است که کد FRAPCON3.1 قادر به ارائه مقادیر گاز آزاد شده از سطح سوخت به تفکیک جنس گاز نبوده و صرفاً برای محدوده‌ای از نیمه‌عمرها مقادیر گاز آزاد شده را ارائه می‌دهد، به عبارت دیگر از اثر نیا هسته‌ها چشم پوشی کرده است. محدودیت ذکر شده در فعالیت حاضر با اصلاحات اعمال شده، برطرف گردیده که در بخش ارائه نتایج توضیحات لازم ارائه خواهد شد. همچنین محاسبه مقادیر گازهای با نیمه عمر بالا که در نسخه ۴ کد FRAPCON به آن اضافه شده است در کد PARS2.0 اعمال شده است.



معادلات مربوط به ضریب پخش مورد استفاده در کد PARS2.0، معادلات ضریب پخش نسخه 1982 (معادله (۱۰-۹۶)) است، نسبت گاز آزاد شده برای ایزوتوپ  $i$  در مدل اصلاح شده در این پروژه برای حالت دما بالا به صورت زیر است:

For  $\tau_i \leq 0.1$

$$F_i = \frac{3}{1 - \exp(-\mu_i \tau_i)} \left[ \frac{1}{\sqrt{\mu_i}} \left[ \operatorname{erf}(\sqrt{\mu_i \tau_i}) - 2 \sqrt{\frac{\mu_i \tau_i}{\pi}} \exp(-\mu_i \tau_i) \right] - \frac{1 - (1 + \mu_i \tau_i) \exp(-\mu_i \tau_i)}{\mu_i} \right] \quad (10-106)$$

که در آن

$$\mu_i = \frac{\lambda}{\alpha \bar{D}}$$

$$\tau_i = \bar{D} t$$

$t$  زمان کل کارکرد راکتور برحسب ثانیه و همچنین مقدار  $\alpha$  برابر با ضریب تأثیر نیاخته‌ها است که در نسخه ۲۰۱۰ و جدول ۱۷ به تفکیک گازهای پرتوزا ارائه شد، همچنین مقدار  $\bar{D}$  براساس معادله ارائه شده در نسخه ۱۹۸۲ محاسبه می‌گردد. دلیل این انتخاب این است که با استفاده از معادله مربوط به ضریب پخش نسخه ۲۰۱۰ مقدار گازهای پرتوزای آزاد شده در همان گام زمانی ارائه می‌شود و برای محاسبه نسبت گازهای پرتوزای آزاد شده در کل دوره کارکرد راکتور نیاز به محاسبات ثانویه و مقدار تولید گازهای پرتوزا می‌باشد؛ این در حالیست که با استفاده از ضریب پخش ارائه شده در نسخه ۱۹۸۲ نسبت تجمعی گازهای پرتوزا آزاد شده در طول کارکرد میله سوخت حاصل می‌شود و کد FRAPCON3.1 که جهت صحت‌سنجی نتایج استفاده می‌شود از این نسبت استفاده می‌کند.

For  $\tau_i > 0.1$

$$F_i = R/B = 6 \left[ \frac{1}{\sqrt{\mu_i}} \coth \sqrt{\mu_i} - \frac{1}{\mu_i} \right] - \frac{6\mu_i}{\exp(\mu_i \tau_i) - 1} \left( \sum_{n=1}^3 \frac{1 - \exp(-n^2 \pi^2 \tau_i)}{n^2 \pi^2 (n^2 \pi^2 + \mu_i)} \right) \quad (10-107)$$

9

$$\mu_i = \frac{\lambda_i}{\alpha \bar{D}}$$

$$\tau_i = \bar{D} t$$

که :

$\lambda_i$ : ثابت واپاشی ایزوتوپ  $i$

$t$ : زمان تجمعی تابش

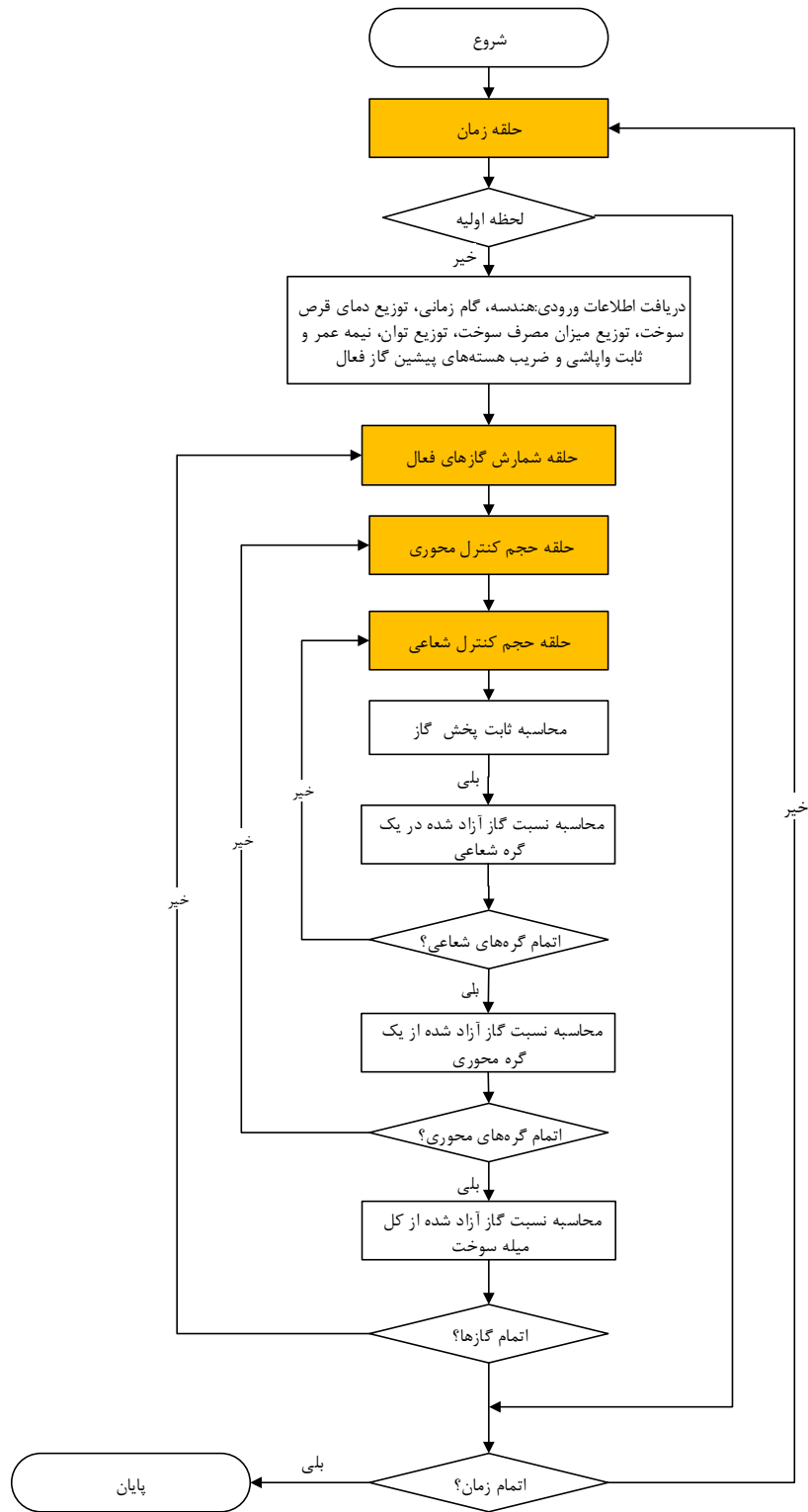
با توجه به زیربرنامه نوشته شده در انتهای دفترچه راهنمای نسخه ۱۹۸۲ شروط زیر نیز در پیاده‌سازی زیربرنامه مربوطه در این پروژه باید رعایت شود [۱۴].

$$\begin{cases} \mu_i \tau_i = 675 \\ n^2 \pi^2 \tau_i = 675 \end{cases} \quad \begin{cases} \mu_i \tau_i > 675 \\ n^2 \pi^2 \tau_i > 675 \end{cases} \quad (10-108)$$

۱۰-۲-۶-۴- روندنمای کلی محاسبه نسبت گازهای پرتوزای آزاد شده از سطح قرص سوخت با استفاده از مدل

#### ANS5.4

در شکل ۴۶ روندنمای محاسبه نسبت گازهای پرتوزای آزاد شده در داخل میله سوخت و تغییرات آن بر حسب زمان کارکرد راکتور آمده است. همانطور که در این روندنما مشخص است در هر لحظه اطلاعات مورد نیاز برای محاسبه نسبت گازهای پرتوزای آزاد شده در فضای گپ از برنامه اصلی دریافت شده و در مش‌های شعاعی و محوری معادلات مربوطه حل می‌گردند.



شکل ۴۶: روندنمای محاسبه نسبت گازهای پرتوزای آزاد شده به داخل فضای خالی میله سوخت

## ۱۰-۳- 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 PARS2.0 با توجه به مدل‌های تجربی موجود تنها تولید و رهائش گازهای کریپتون و زنون که تأثیرگذاری زیادی دارند در نظر گرفته شده است و از گاز نیتروژن به دلیل تأثیرگذاری کم آن صرف نظر شده است. در ادامه به تشریح روش حجم‌بندی و مدل تولید محصولات شکافت گازی و انواع مدل تجربی به کار گرفته شده برای نرخ رهائش این گازها در توسعه کد حرارتی-مکانیکی میله سوخت پرداخته می‌شود.

## ۱۰-۳-۱- 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 PARS2.0، مدل تجربی Vitanza<sup>۱</sup> است. این مدل در کد تحلیل رفتار حرارتی-مکانیکی میله سوخت FEMAXI-III مورد استفاده قرار گرفته است [۴۱]. 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 رهائش شروع می‌شود. به این دوره زمانی که بر اساس فرسایش است، دوره نهفتگی گفته می‌شود. فرسایش لازم برای دوره نهفتگی<sup>۲</sup> وابسته به دمای سوخت است و به وسیله رابطه زیر محاسبه می‌شود.

$$BU^* = \frac{M_U}{M_{U_{O_2}} \times 1000} 5.0 \exp\left(\frac{9800}{T_{fc}}\right) \quad (10-109)$$

که در رابطه فوق:

$$BU^*: \text{فرسایش دوره نهفتگی} \left(\frac{MWd}{kgU}\right)$$

<sup>۱</sup> Vitanza empirical model

<sup>۲</sup> 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 از فرسایش دوره نهفتگی داده شده در رابطه (۱۰-۱۱۰) بیشتر شود نرخ رهایش محلی گاز در حلقه ا در بخش محوری ز به وسیله رابطه زیر به دست می آید.

$$f^{ij} = f(T^{ij}) \left( 1 - \frac{BU^{*j}}{BU^j} \right)$$

$$f(T^{ij}) = \left( \frac{T^{ij}}{1800} \right) \quad T^{ij} \leq 1800 \text{ } ^{\circ}C \quad (10-110)$$

$$f(T^{ij}) = 1 \quad T^{ij} > 1800 \text{ } ^{\circ}C$$

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 رهایش 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 (۱۰-۱۱۱) به دست می آید [۴۱].

$$n_r = \sum_{j=1}^m \left[ l^j \sum_{i=1}^n \left( \int_0^t f^{ij} \cdot \beta^{ij} dt \right) \right] \quad (10-111)$$

که در رابطه فوق:

$n_r$ : تعداد مول گازهای آزاد شده از سوخت تا زمان t

$f_{ij}$ : کسر رهایش گازها در هر حجم کنترل حلقوی

$\beta_{ij}$ : تولید تعداد مول گازهای خاص 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

۱۰-۳-۲- مدل Beyer برای میزان رهایش گازهای حاصل از شکافت

Beyer و همکارانش یک مدل تجربی برای تولید و رهایش محصولات شکافت گازی توسعه داده‌اند [۴۸]. 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.

$$F(T < 1200) = 3.1 \times 10^{-4} \exp(10^{-4} BU \frac{M_U}{M_{U_{O_2}} \times 1000}) A \quad (10-112)$$

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)

$M_{U_{O_2}}$ : 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.

$$F(T > 1200) = 0.05A_1 + 0.141A_2 + 0.807A_3 + A_4 \quad (10-113)$$

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  $2790^\circ\text{C}$  قرار دارد. در نهایت کل کسر گازهای رها شده با رابطه زیر قابل محاسبه است.

$$F(T) = F(T < 1200) + F(T > 1200) \quad (114-10)$$

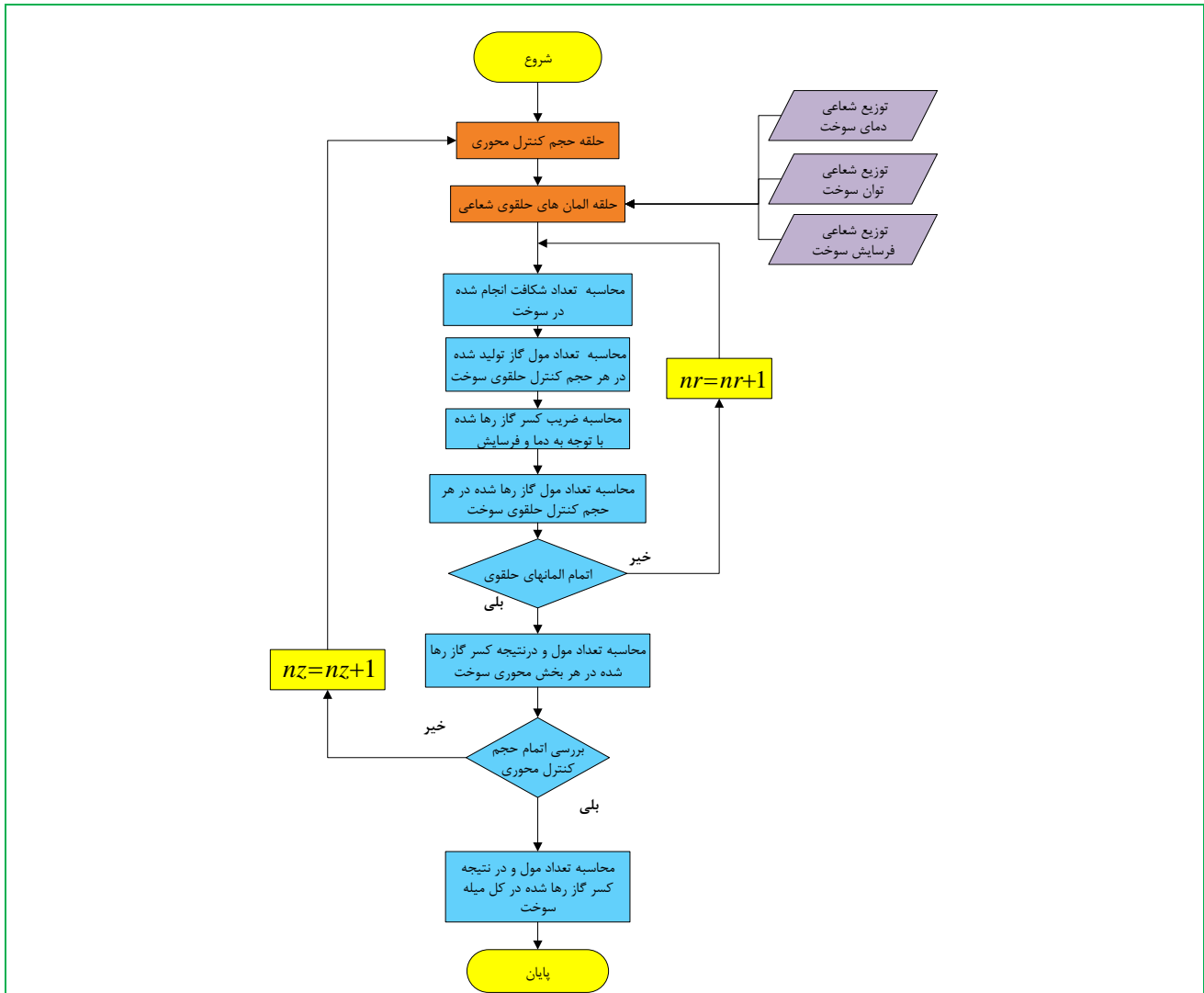
از آنجا که مدل Beyer بر مبنای کاری است که روی راکتورهای سریع انجام شده است، از یک ضریب تصحیح تجربی برای میزان رهائش گازها استفاده می‌شود.

$$F'(BU, T) = F(T) \quad \text{for } BU < 20 \text{ MWd} / \text{kgU} \quad (115-10)$$

$$F'(BU, T) = F(T) + \frac{(1 - F(T)) \times [1 - \exp(-0.436 \times 10^{-1} (BU - 20))]}{1 + (0.665 / F(T)) \exp(-1.107 \times 10^{-1} (BU - 20))} \quad BU > 20 \text{ MWd} / \text{kgU}$$

۱۰-۳-۳- روند کلی محاسبات مدل تجربی تولید و رهائش محصولات شکافت گازی

روند کلی محاسبات برای مدل‌های Beyer و Vitanza یکسان است. در روندنمای شکل ۴۷ روش محاسبات تولید و رهائش 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 رهائش 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 فشار میله سوخت و ضریب انتقال حرارت گپ تأثیرگذار است.



شکل ۴۷: روندنمای محاسباتی مدل تولید و رهائش گازهای حاصل از شکافت

#### ۴-۱۰- تولید و رهائش گاز هلیوم

هلیوم در طول کارکرد راکتور و پس از آن، از واپاشی آلفای مواد شکافت<sup>۱</sup> و آکتنیدها تولید می‌شود [۴۹]. نسبت مقدار هلیوم آزاد شده از سطح قرص سوخت  $UO_2$  به کل مقدار هلیوم تولید شده در میله سوخت کمتر از یک درصد است که این مقدار در سوخت های MOX به ۵ الی ۶ درصد می‌رسد. اگر چه میزان هلیوم تولید و رها شده در طول کارکرد راکتور و در زمان انبارکردن میله های سوخت مصرف شده، چهار برابر مقدار کریپتون و زنون تولید شده ناشی از شکافت است [۵۰]؛ نرخ تولید و رهائش هلیوم در طول کارکرد راکتور به قدری پایین است که

<sup>۱</sup> Fissile materials



تنها اثر بسیار کمی روی راکتورهای معمول آب سبک گذاشته و از تأثیر آن بر مدل‌های حرارتی-مکانیکی صرف نظر می‌گردد [۵۱]. تولید و رهایش هلیوم یک مسأله با اهمیت در زمان بازیافت سوخت‌های مصرف شده می‌باشد، این در حالیست که این مقدار گاز هلیوم آزاد شده تأثیر مهمی در شرایط کارکرد عادی راکتورهای آب سبک نخواهد داشت [۵۰].

تنها مدل موجود برای محاسبه مقدار تولید و رهایش گاز هلیوم، مدل ارائه شده در کد FRAPCON3.5 است [۷]. که معادلات استفاده شده در آن تغییراتی نسبت به نسخه ۳/۴ ندارد اما در دفترچه راهنمای نسخه‌های پایین‌تر از نسخه ۳/۵ کد FRAPCON، صورت معادلات چاپ نشده و در نسخه ۳/۵ ارائه شده است. مقدار گاز هلیوم تولید شده در قرص سوخت عبارت است از:

$$He_{prod} = 1.297 \times 10^{-18} Q \cdot t \cdot SA \cdot gasprod \quad (10-116)$$

که  $He_{prod}$  مقدار مول گاز هلیوم تولید شده برای مش‌های محوری،  $Q$  شارحرارتی سطحی ( $w/m^2$ )،  $t$  زمان برحسب ثانیه،  $SA$  سطح مش محوری ( $m^2$ ) و  $gasprod$  تعداد اتم‌های گازی حاصل از هر صد شکافت (که برابر با ۳۱ در نظر گرفته می‌شود) است.

معادله (۱۰-۱۱۶) مقدار هلیوم تولید شده برحسب زمان را محاسبه می‌کند. با استفاده از روش سری، معادلات مربوط به پخش هلیوم را حل کرده و نسبت گاز آزاد شده به وسیله مقدار  $B$  که از رابطه زیر بدست می‌آید، تخمین زده می‌شود:

$$B = \pi^2 \frac{D_{He}}{a^2} t \quad (10-117)$$

ضریب پخش هلیوم وابسته به دما است که بر توان دوم شعاع موثر پخش، تقسیم شده و  $t$  برابر زمان (از لحظه‌ی شروع پخش گاز) برحسب ثانیه می‌باشد.

اگر  $t \leq 1/(\pi^2 \frac{D_{He}}{a^2})$  باشد نسبت هلیوم آزاد شده عبارت است:

$$F_{He} = 4 \left[ \frac{D_{He} t}{a^2 \pi} \right]^{0.5} - \frac{3D_{He} t}{2a^2} \quad (10-118)$$

اگر نسبت به دست آمده از معادله (۱۰-۱۱۸) کوچکتر از ۰,۵۷ باشد خواهیم داشت:

$$\begin{cases} F_{He} = 1 + \frac{(0.607927 \exp(-B) - 0.65344)}{B} & B < 1 \\ F_{He} = 1 & B > 1 \end{cases} \quad (119-10)$$

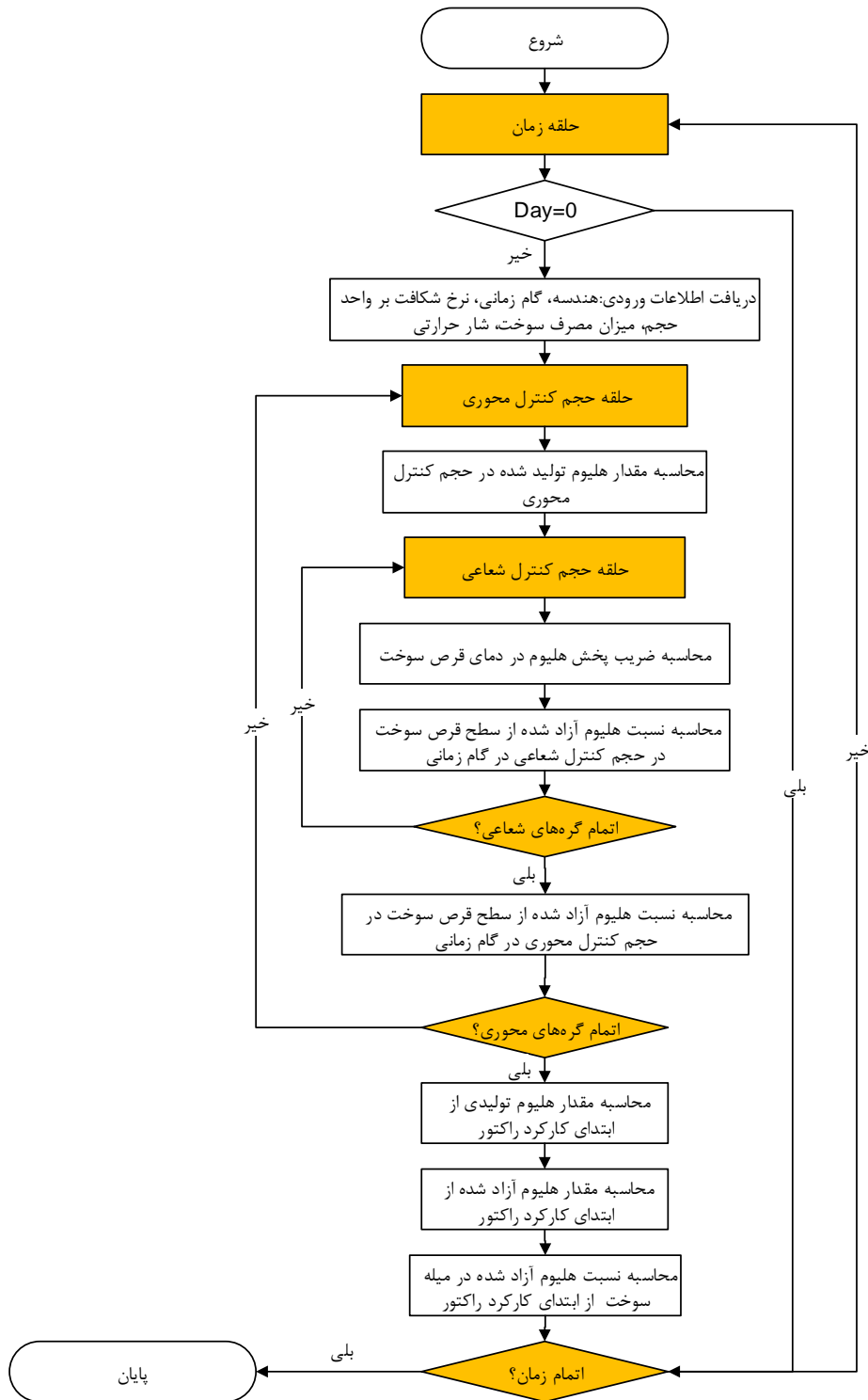
در معادلات بالا مقدار ضریب پخش به توان دوم شعاع پخش برابر است با:

$$\begin{cases} \frac{D_{He}}{a^2} = 0.452847 \times 10^{-10} & T \leq 873 \text{ K} \\ \frac{D_{He}}{a^2} = 0.28 \times 10^{-5} \exp\left(\frac{4 \times 10^4}{1.986} \left(\frac{1}{1673} - \frac{1}{T}\right)\right) & T > 873 \text{ K} \end{cases} \quad (120-10)$$

روندنمای کلی محاسبه نسبت هلیوم آزاد شده در فضای گپ به تولید آن در سوخت

شکل ۴۸ روندنمای کلی محاسبه نسبت هلیوم آزاد شده در فضای خالی میله سوخت به تولید آن در سوخت و تغییرات آن برحسب زمان کارکرد راکتور را نشان می‌دهد؛ که شامل سه حلقه محاسباتی زمان، حجم کنترل محوری و حجم کنترل شعاعی می‌باشد. به این نحو که پس از دریافت اطلاعات ورودی شامل هندسه، گام‌های زمانی، نرخ شکافت بر واحد حجم، میزان مصرف سوخت و شار حرارتی مقدار هلیوم تولید شده در حجم کنترل محوری را محاسبه می‌کند. پس از آن با محاسبه ضریب پخش هلیوم در دمای سوخت، نسبت مورد نظر را به دست می‌آورد.

در نهایت با تجمیع مقادیر تولید و رهایش هلیوم در حجم کنترل‌های مختلف و گام‌های زمانی متعدد، نسبت این دو را برای یک میله سوخت از ابتدای کارکرد راکتور تا گام زمانی حاضر به عنوان خروجی در اختیار کاربر قرار می‌دهد.



شکل ۴۸: روندنمای محاسبه نسبت تجمعی گاز هلیوم آزاد شده به داخل فضای خالی میله سوخت

## ۱۱- 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 FRAPCON3.5 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.

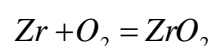
آلیاژهای زیرکونیوم به دلیل خواص مناسب مکانیکی، حرارتی و همچنین جذب پایین نوترون به طور گسترده در ساخت میله‌های سوخت به کار می‌روند. میله‌های زیرکونیومی استفاده شده در راکتورهای آب سبک به دلیل استفاده از آب به عنوان خنک‌کننده به مرور زمان سطح آن‌ها اکسید می‌شود. این اکسید تشکیل شده بر روی میله، دارای خواص مکانیکی و حرارتی متفاوتی نسبت به زیرکونیوم به کار رفته 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 و افزایش اختلاف دما در دو طرف 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

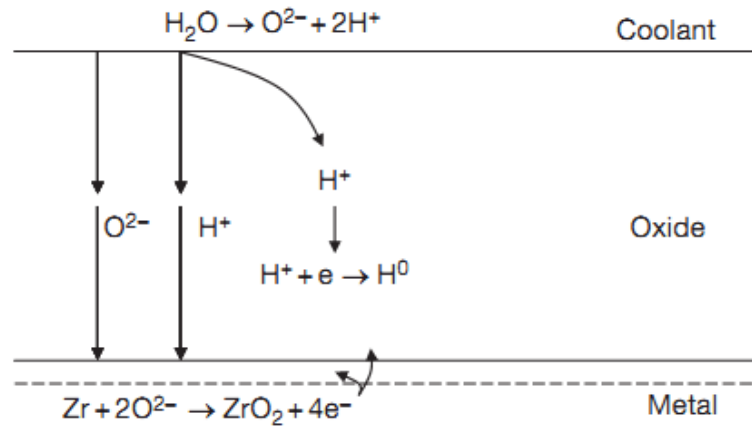
ضخامت این لایه در طول شرایط کاری راکتور، آزمایشات بسیاری انجام گرفته است که در نتیجه آن‌ها مدل‌های مختلفی که عمدتاً تجربی بوده، برای محاسبه ضخامت لایه اکسید ارائه شده‌اند. از مهم‌ترین این مدل‌ها می‌توان به مدل شرکت وستینگ‌هاوس و مدل موسسه EPRI اشاره کرد. یکی دیگر از پیامدهای مهم فرآیند اکسید شدن و تشکیل 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 در این بخش به بررسی ویژگی‌های لایه اکسید زیرکونیوم، ساختار و چگونگی شکل‌گیری و در نهایت روش محاسبه رشد آن، بر اساس مدل استفاده شده در کد FRAPCON3.5 پرداخته شده است. همچنین با محاسبه 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 است را محاسبه کرد.

### ۱۱-۱- خوردگی غلاف

خوردگی در آلیاژهای زیرکونیوم در محیط آبی به طور معمول به دلیل اکسید شدن 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 ۴۹: نمایش چگونگی تشکیل اکسید بر روی فلز زیرکونیوم

همانگونه که در شکل ۴۹ 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<sup>۱</sup> خوردگی در راکتورهای هسته‌ای و اتوکلاوهای آزمایشگاهی مشاهده شده است که از مهم‌ترین آن‌ها می‌توان موارد زیر را نام برد [۳۹]، [۳۶].

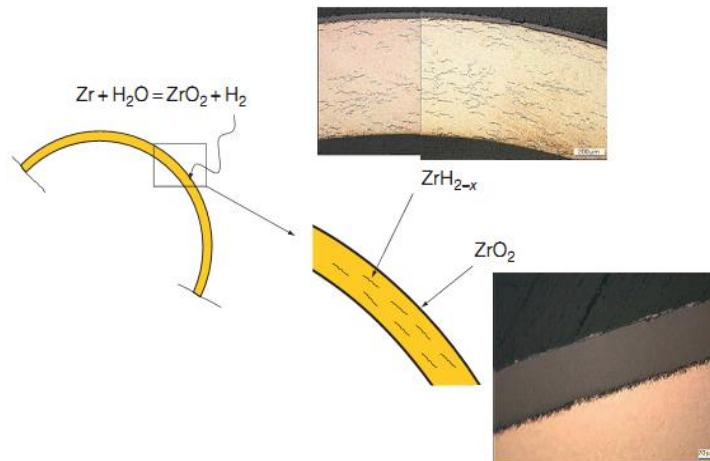
- یکنواخت<sup>۲</sup>: شکل‌گیری یک لایه نازک و یکنواخت از اکسید زیرکونیوم بر روی سطح اجزای ساخته شده از آلیاژهای زیرکونیوم (شکل ۵۰).
- تاول زده<sup>۳</sup>: شکل‌گیری تاول‌های اکسید زیرکونیوم به صورت محلی، کوچک و کروی (شکل ۵۱).
- سایه‌ای<sup>۴</sup>: شکل‌گیری نواحی خوردگی محلی، که رشد لایه، در واقع انعکاس دهنده شکل تجهیزات نزدیک به خود است (شکل ۵۲).

<sup>۱</sup> Morphologies

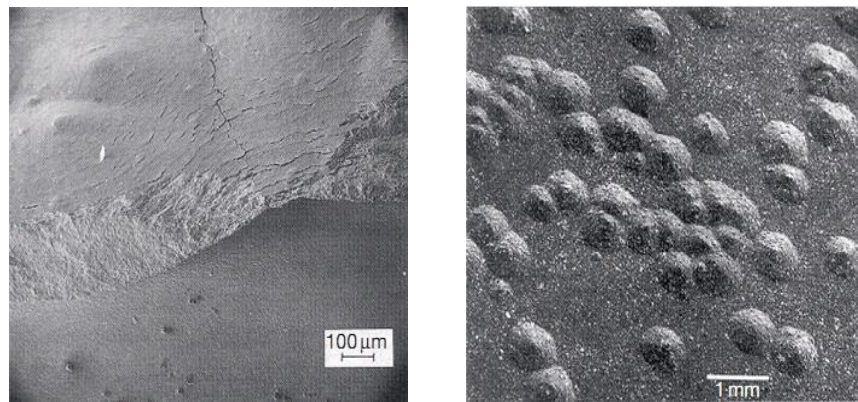
<sup>۲</sup> Uniform

<sup>۳</sup> Nodular

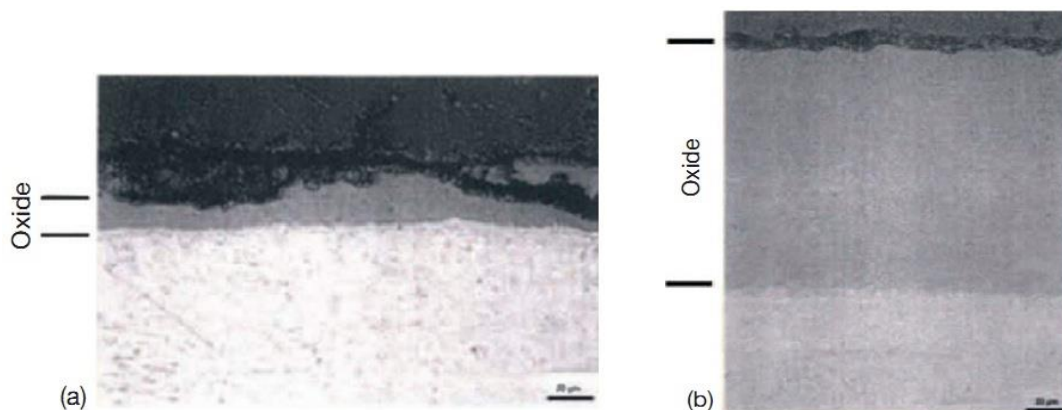
<sup>۴</sup> Shadow



شکل ۵۰: شکل‌گیری لایه یکنواخت اکسید و نمایش هیدروژن نفوذ کرده در فلز زیرکونیوم



شکل ۵۱: نمایش تشکیل لایه اکسید به صورت تاول در فلز زیرکونیوم



شکل ۵۲: نمایش تشکیل لایه اکسید به صورت سایه‌ای: شکل سمت راست، نزدیک دسته تیغه‌های کنترلی ۱ از جنس فولاد ضد زنگ و شکل سمت چپ، لایه اکسید در نقطه‌ای دور از تیغه‌ها را نمایش می‌دهد

<sup>۱</sup> Control blade bundle

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 به طور معمول ضخامت این لایه در راکتورهای PWR به دلیل شرایط دمایی بالاتر، بیشتر از راکتورهای BWR می‌باشد. خوردگی بشکل تاول به طور معمول در راکتورهای BWR رخ می‌دهد و دلیل آن نیز غلظت بالای اکسیژن موجود در خنک‌کننده، ناشی از رادیولیز آب و جوشش می‌باشد. خوردگی به صورت 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 (متالوژیکی 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].

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<sup>۱</sup> پیروی می‌کند.

$$(\Delta W)^3 = k_1 t \quad (1-11)$$

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].

$$\Delta W = k_2 t + c \quad (2-11)$$

که در دو رابطه بالا:

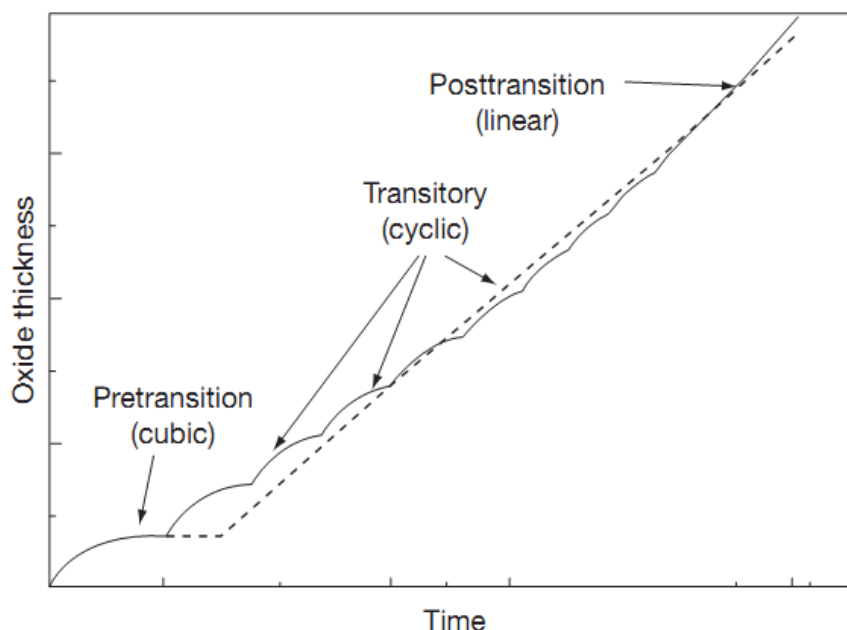
$\Delta W$ : بهره وزنی لایه اکسید که با استفاده از آن می‌توان ضخامت لایه اکسید را به دست آورد (واحد بهره وزنی گرم بر سانتی‌متر مربع می‌باشد و به دلیل این که وابستگی به ابعاد در راستای ارتفاع و محیط میله سوخت را از بین می‌برد در معادلات به جای ضخامت لایه اکسید مورد استفاده قرار می‌گیرد).

<sup>۱</sup> Cubic rate law



$t$  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 ۵۳ نمایش داده شده است.



شکل ۵۳: نمایش چگونگی رشد لایه اکسید در طول زمان

#### ۱۱-۱-۱- 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<sup>۱</sup>
- مدل کاجیس<sup>۲</sup>
- مدل موسسه EPRI

مهم‌ترین و شناخته شده‌ترین مدل که توسط کدهای پیش بینی عملکرد سوخت از قبیل FRAPCON مورد استفاده قرار گرفته مدل موسسه EPRI است. بر همین اساس در کد PARS2.0 از این مدل برای محاسبه میزان رشد لایه اکسید استفاده می‌شود.

<sup>۱</sup> Westinghouse

<sup>۲</sup> COCHISE model

برای محاسبه مقدار رشد لایه اکسید در مرحله پیش از زمان گذر و زمانی که میزان رشد لایه اکسید از نرخ مکعبی پیروی می کند از رابطه (۳-۱۱) استفاده می شود [۳۶].

$$\frac{ds}{dt} = \frac{A}{s^2} \exp\left(\frac{-Q_1}{RT_1}\right) \quad (3-11)$$

که در رابطه بالا:

$s$ : مقدار ضخامت لایه اکسید ( $m$ )

$t$ : زمان ( $day$ )

$A$ : عدد ثابت با مقدار  $6.3 \times 10^9$  ( $\frac{m^3}{day}$ )

$Q_1$ : 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 (۳-۱۱) رابطه (۴-۱۱) به دست می آید که برای محاسبه رشد لایه اکسید تا قبل از گذر بین مراحل مورد استفاده قرار می گیرد.

$$s_{i+1} = \left( 3A \exp\left(\frac{-Q_1}{RT_1}\right) (t_{i+1} - t_i) + s_i^3 \right)^{\frac{1}{3}} \quad (4-11)$$

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.

$$\frac{ds}{dt} = \{C_0 + U(M\phi)^P\} \exp\left(\frac{-Q_2}{RT_1}\right) \quad (5-11)$$

که در رابطه بالا:

$$\{C_0 + U(M\phi)^{0.24}\} = k_0 = 11863 + 3.5 \times 10^4 (1.9 \times 10^{-15} \phi)^{0.24} \frac{g}{cm^2 \cdot day}$$

$\phi$ : شار نوترون‌های سریع برحسب  $(\frac{n}{cm^2 s})$

$Q_2$ : انرژی فعال‌سازی که برابر 27354  $(\frac{cal}{mol})$  می‌باشد.

برای حل معادله (۵-۱۱) 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.

$$T_1 = T_0 + \frac{q''}{\lambda} s \quad (۶-۱۱)$$

در رابطه بالا  $q''$  شار حرارتی سطحی و  $\lambda$  ضریب انتقال حرارت هدایت اکسید زیرکونیوم می‌باشد.

حال با بازنویسی معادله (۵-۱۱) خواهیم داشت:

$$\frac{ds}{dt} = k_0 \exp\left(\frac{-Q_2}{RT_1}\right) \quad (۷-۱۱)$$

برای حذف  $T_1$  در رابطه بالا به طریق زیر عمل می‌کنیم:

$$\frac{-Q_2}{RT_1} = \frac{-Q_2 T_0}{RT_1 T_0} = \frac{-Q_2}{RT_0} + \frac{Q_2 T_1 - T_0}{R T_0 T_1} \quad (۸-۱۱)$$

با جایگذاری رابطه (۹-۸۸) در ترم دوم سمت راست رابطه (۸-۱۱) خواهیم داشت:

$$Q_2 \frac{T_1 - T_0}{T_0 T_1} = Q_2 \frac{T_0 + \frac{q''}{\lambda} s - T_0}{T_0 \left(T_0 + \frac{q''}{\lambda} s\right)} = Q_2 \frac{\frac{q''}{\lambda} s}{T_0^2 + \frac{q''}{\lambda} s T_0} \quad (۹-۱۱)$$

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:

$$\frac{-Q_2}{RT_1} = \frac{-Q_2}{RT_0} + \frac{Q_2}{R} \frac{\frac{q''}{\lambda} s}{T_0^2} \quad (۱۰-۱۱)$$

حال با جایگذاری معادله (۱۰-۱۱) در معادله (۷-۱۱) و حذف پارامتر  $T_1$  معادله زیر حاصل می‌شود:

$$\frac{ds}{dt} = k_0 \exp\left(\frac{-Q_2}{RT_0}\right) \exp\left(\frac{Q_2}{R} \frac{q'' s}{T_0^2}\right) \quad (11-11)$$

برای انتگرال گیری از رابطه بالا در یک بازه زمانی در ابتدا به صورت زیر عمل کرده و پس از مرتب کردن رابطه، انتگرال گیری انجام می شود.

$$\frac{ds}{dt} = k_0 \exp\left(\frac{-Q_2}{RT_0}\right) \exp\left(\frac{Q_2}{R} \frac{q'' (s - s_i + s_i)}{T_0^2}\right) \quad (12-11)$$

$$\frac{ds}{\exp\left(\frac{Q_2 q''}{R \lambda T_0^2} (s - s_i)\right)} = k_0 \exp\left(\frac{-Q_2}{RT_0}\right) \exp\left(\frac{Q_2 q''}{R \lambda T_0^2} (s_i)\right) dt \quad (13-11)$$

در معادله (13-11) سمت راست معادله انتگرال زمان در طول بازه زمانی و سمت چپ انتگرال در ابتدا، پارامتر  $s$  به بهره وزنی تبدیل شده و سپس انتگرال گیری در طول بازه زمانی انجام می شود.

$$\frac{d\Delta w}{\exp\left(\frac{\gamma Q_2 q''}{R \lambda T_0^2} (\Delta w - \Delta w_i)\right)} \Rightarrow \int_{\Delta w_i}^{\Delta w_{i+1}} \frac{d\Delta w}{\exp\left(\frac{\gamma Q_2 q''}{R \lambda T_0^2} (\Delta w - \Delta w_i)\right)} = - \frac{1}{\frac{\gamma Q_2 q''}{R \lambda T_0^2} \exp\left(\frac{\gamma Q_2 q''}{R \lambda T_0^2} (\Delta w - \Delta w_i)\right)} \Big|_{\Delta w_i}^{\Delta w_{i+1}} \quad (14-11)$$

$$\int_{t_i}^{t_{i+1}} k_0 \exp\left(\frac{-Q_2}{RT_0}\right) \exp\left(\frac{\gamma Q_2 q''}{R \lambda T_0^2} (\Delta w_i)\right) dt = k_0 \exp\left(\frac{-Q_2}{RT_0}\right) \exp\left(\frac{\gamma Q_2 q''}{R \lambda T_0^2} (\Delta w_i)\right) (t_{i+1} - t_i) \quad (15-11)$$

در نهایت با مساوی قرار دادن سمت چپ و راست انتگرال گیری شده در روابط (14-11) و (15-11) انجام عملیات های جبری، رابطه نهایی زیر حاصل خواهد شد:

$$\Delta w_{i+1} = \Delta w_i + \frac{R \lambda T_0^2}{\gamma Q_2 q''} \ln \left[ 1 - \frac{\gamma Q_2 q''}{R \lambda T_0^2} k_0 \exp\left(\frac{-Q_2}{RT_0}\right) \exp\left(\frac{\gamma Q_2 q''}{R \lambda T_0^2} (\Delta w_i)\right) (t_{i+1} - t_i) \right]^{-1} \quad (16-11)$$

که در رابطه فوق:

$\Delta w_i$  و  $\Delta w_{i+1}$ : به ترتیب بهره وزنی در ابتدا و انتهای بازه زمانی بر حسب  $\left(\frac{g}{cm^2}\right)$  می باشد.

$q''$ : شار حرارتی سطح بر حسب  $\left(\frac{W}{cm^2}\right)$

$\gamma$ : ثابت با مقدار 0.6789  $\left(\frac{cm^3}{g}\right)$

$\lambda$ : ضریب انتقال حرارت هدایت اکسید زیر کونیوم  $\left(\frac{W}{cm \cdot K}\right)$

$T_0$ : دمای سطح مابین لایه اکسید و سیال خنک کننده (K)

$$R: \text{برابر } 1.98 \left( \frac{\text{cal}}{\text{mol.K}} \right)$$

با استفاده از رابطه (۱۱-۱۶) میزان بهره‌وزنی در هر بازه زمانی محاسبه شده و با جمع این مقدار می‌توان بهره‌وزنی کل را به دست آورد و با استفاده از رابطه زیر میزان ضخامت لایه اکسید را بر حسب متر محاسبه کرد.

$$s = \frac{\sum \Delta w \times \gamma}{100} \quad (11-17)$$

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) در شرایط راکتورهای PWR نیز از همین رابطه استفاده می‌شود با این تفاوت که ثوابت معادله به صورت زیر تغییر پیدا می‌کنند.

$$Q_1 = 27446 \left( \frac{\text{cal}}{\text{mol}} \right) -$$

$$Q_2 = 29816 \left( \frac{\text{cal}}{\text{mol}} \right) -$$

- ۷ میکرومتر ضخامت گذر بین مراحل

برای غلاف‌هایی از جنس zirlo معادله (۱۱-۱۶) به صورت رابطه (۱۱-۱۸) تا ضخامت ۸۰ میکرومتر تغییر پیدا کرده و در ضخامت‌های بالاتر از ۸۰ میکرومتر از معادله (۱۱-۱۶) استفاده می‌شود [۷].

$$\Delta w_{i+1} = \Delta w_i + \frac{1}{2} \frac{R \lambda T_0^2}{\gamma Q_2 q''} \ln \left[ 1 - \frac{\gamma Q_2 q''}{R \lambda T_0^2} k_0 \exp \left( \frac{-Q_2}{RT_0} \right) \exp \left( \frac{\gamma Q_2 q''}{R \lambda T_0^2} (2 * \Delta w_i) \right) (t_{i+1} - t_i) \right]^{-1} \quad (11-18)$$

ثوابت معادله (۱۱-۱۸) نیز به صورت زیر تغییر می‌کند.

$$Q_1 = 27080 \left( \frac{\text{cal}}{\text{mol}} \right) -$$

$$Q_2 = 27354 \left( \frac{\text{cal}}{\text{mol}} \right) -$$

۱۱-۱-۲- محاسبه خوردگی در راکتورهای آب جوشان

خوردگی در راکتورهای آب جوشان همانند راکتورهای آب تحت فشار در دو مرحله صورت گرفته و محاسبه خوردگی در مرحله اول، که نرخ رشد به صورت مکعبی می‌باشد، همانند راکتورهای آب تحت فشار محاسبه می‌شود و از معادله (۱۱-۴) استفاده می‌شود، در مرحله دوم و پس از زمان گذر، معادله زیر بر رشد لایه اکسید حاکم می‌باشد.

$$\frac{ds}{dt} = K \exp\left(\frac{-Q}{RT_1}\right) \left[1 + Cq'' \exp\left(\frac{Q_2}{RT_1}\right)\right] \quad (11-19)$$

با بازنویسی معادله بالا خواهیم داشت.

$$\frac{ds}{dt} = K \exp\left(\frac{-Q}{RT_1}\right) + K Cq'' \quad (11-20)$$

معادله بالا همانند معادله (۱۱-۷) بوده با این تفاوت که یک ترم ثابت به سمت راست معادله اضافه شده است. روش حل معادله (۱۱-۲۰) نیز همانند معادله (۱۱-۷) بوده و با انتگرال‌گیری رابطه زیر حاصل می‌شود [۷].

$$\Delta w_{i+1} = \Delta w_i + \frac{R \lambda T_0^2}{\gamma Q_2 q''} \ln \left[ 1 - \frac{\gamma Q_2 q''}{R \lambda T_0^2} k_0 \exp\left(\frac{-Q_2}{RT_0}\right) \exp\left(\frac{\gamma Q_2 q''}{R \lambda T_0^2} (\Delta w_i)\right) (t_{i+1} - t_i) \right]^{-1} + K C q'' (t_{i+1} - t_i) \quad (11-21)$$

که در معادله بالا،

$$K = 11800 \left( \frac{g}{cm^2 \text{ day}} \right) -$$

$$C = 2.5 * 10^{-16} \left( m^2 / W \right) -$$

۱۱-۱-۳- بررسی اکسید شدن غلاف در راکتورهای VVER و راکتورهای آب سنگین

در سالهای اخیر شرکتهای معتبری به سمت توسعه آلیاژهای زیرکونیوم با مقاومت خوردگی بالا بوده‌اند که از آن جمله می‌توان به آلیاژهای M5 و M4 توسط فرانسوی‌ها، آلیاژ MPA-4 توسط شرکت زیمنس آلمان و آلیاژ ZIRLO توسط شرکت وستینگهاوس آمریکا اشاره کرد. همه این آلیاژها دارای مقادیر ۰/۵ تا ۱ درصد نیوبیوم می‌باشند. آلیاژ M5 مشابه آلیاژ Zr+1%Nb روسی دارای ۱ درصد نیوبیوم است و هدف از توسعه این آلیاژ مقاومت در برابر خوردگی، کاهش برداشت هیدروژن و رفتار مناسب پدیده‌های خزش و رشد ناشی از نوترون‌های

سریع است. نکته مهم این است که در راکتورهای روسی با خنک کننده آب سبک، به دلیل شیمی آب متفاوت، مسئله خوردگی عامل محدود کننده در طراحی نیست و تلاشها در طراحی، معطوف به پایداری مکانیکی است. این شاید دلیل اصلی این باشد که طراحان سوخت در روسیه همچنان (تا سال ۲۰۰۷) روی نسخه روسی کلاسیک آلیاژ  $Zr+1\%Nb$  موسوم به E110 و آلیاژ  $Zr+2.5\%Nb$  کار می کنند [۳۵].

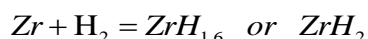
برای کنترل راکتیویته در راکتور از اسید بوریک استفاده می شود که موجب تغییر pH آب می شود. در راکتورهای VVER از ماده قلیایی  $KOH+NH_4OH$  استفاده می شود ولی در راکتورهای غربی از ماده قلیایی LiOH استفاده می شود که این ماده موجب بدتر شدن مقدار خوردگی آلیاژ زیرکونیوم می شود افزایش توان راکتور و مقدار فرسایش سوخت سبب می شود که مسئله مقاومت خوردگی آلیاژ زیرکالی ۴ معیار طراحی محدود کننده ای برای غلاف میله سوخت گردد [۳۵].

جستجو در منابع در دسترس نشان می دهد که برای اکسید شدن غلاف از جنس  $Zr+1\%Nb$  در شرایط عادی بهره برداری روابطی ارائه نشده است. روابط موجود مربوط به اکسید شدن در شرایط دما بالاست که در کاربردی کردن کدهای تحلیل رفتار ترمومکانیکی میله سوخت در شرایط گذرا برای سوخت VVER مورد استفاده قرار گرفته است. لذا در پروژه حاضر، به دلیل فقدان روابط برای شرایط عادی بهره برداری، از همان روابط راکتورهای PWR برای راکتورهای VVER روسی استفاده شده است بنابراین انتخاب روابط یادشده منجر به مقادیر ضخامت لایه اکسید محافظه کارانه ای برای راکتورهای VVER می گردد.

در راکتورهای آب سنگین به دلیل عدم استفاده از اسید بوریک انتظار می رود که مقدار خوردگی از سایر راکتورها کمتر باشد. به خصوص در مورد راکتورهای تحقیقاتی آب سنگین و شرایط دمایی پایین غلاف میزان اکسید به مراتب کمتر از راکتورهای قدرت است. با توجه به در دسترس نبودن روابط مجزا برای رشد لایه اکسید مختص راکتورهای آب سنگین، در این پروژه از روابط راکتورهای PWR استفاده شده است. این بدان معنی است که مقادیر محاسبه شده توسط کد PARS2.0 برای راکتورهای آب سنگین مقادیر محافظه کارانه ای را ارائه می نماید. لازم به ذکر است کد FRAPCON3.1 نیز روابط مجزایی را برای راکتورهای آب سنگین ارائه نداده است.

## ۱۱-۲- 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<sup>۱</sup>)
- 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 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<sup>۲</sup> می گویند. سهم برداشت هیدروژن (یعنی نسبت میزان

<sup>۱</sup> Delayed Hydride Cracking

<sup>۲</sup> Hydrogen pick up



هیدروژن نفوذ کرده در غلاف به هیدروژن رها شده از فرآیند تشکیل لایه اکسید) در راکتورهای آب تحت فشار ثابت می‌باشد [۳۶].

۱۱-۲-۱- محاسبه غلظت هیدروژن در غلاف راکتورهای آب تحت فشار

هیدروژن جذب شده در غلاف شامل دو بخش می‌باشد، 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 می‌باشد و بخش دوم، هیدروژن جذب شده در هنگام فرآیند اکسید شدن فلز زیرکونیوم می‌باشد، که برای محاسبه بخش دوم به صورت زیر عمل می‌شود.

- در ابتدا جرم هیدروژن جذب شده محاسبه می‌شود:

$$m_H = \rho_{ZrO_2} \times V_{ZrO_2} \times F \times \frac{1 \text{ mol ZrO}_2}{123 \text{ gr ZrO}_2} \frac{4 \text{ mol H}}{1 \text{ mol ZrO}_2} \frac{1 \text{ gr H}}{1 \text{ mol H}} \quad (22-11)$$

- سپس جرم فلز زیرکونیوم به صورت زیر محاسبه می‌شود:

$$m_{Zr} = \rho_{Zr} \times V_{Zr} \quad (23-11)$$

- در نهایت با تقسیم جرم هیدروژن بر جرم زیرکونیوم خواهیم داشت:

$$H_{conc} (ppm) = \frac{m_H}{m_{Zr}} \times 10^6 = \frac{F \times 5.8 \times D_{co} \times t}{6.5 \times (D_{co}^2 - D_{ci}^2)} \times \frac{16}{123} \times 10^6 \quad (24-11)$$

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 M5 برابر ۰/۱ و در نهایت برای غلاف‌هایی از جنس آلیاژ zirlo و optimized zirlo برابر ۰/۱۷۵ می‌باشد.

در غلاف های از جنس Zr+1%Nb که در راکتورهای VVER روسی استفاده شده است برای نفوذ هیدروژن و ترکیب آن با زیرکونیوم منابعی در دسترس نیست. لذا از همان روابط زیرکالوی ۴ برای غلاف از جنس Zr+1%Nb در توسعه کد PARS2.0 استفاده شده است. لازم به ذکر است که مقدار جذب هیدروژن به مقدار اکسید شدن وابستگی شدیدی دارد و در نتیجه کد PARS2.0 مقادیر محافظه کارانه ای را برای مقدار نفوذ هیدروژن و ترکیب آن با زیرکونیوم برای این جنس از غلاف ارائه می دهد.

۱۱-۲-۲- محاسبه غلظت هیدروژن در غلاف راکتورهای آب جوشان

برای محاسبه میزان غلظت هیدروژن در راکتورهای آب جوشان و غلاف هایی از جنس زیرکالوی ۲ از روابط تجربی زیر استفاده می شود [۷]:

$$H_{conc} = 47.8 \exp\left(\frac{-1.3}{1+BU}\right) + 0.316BU \quad \text{if } BU < 50 \quad \frac{MWd}{kgU} \quad (25-11)$$

$$H_{conc} = 28.9 + \exp(0.117(BU - 20)) \quad \text{if } BU > 50 \quad \frac{MWd}{kgU}$$

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 میله های سوخت استانداردهای جدیدی در ساخت آلیاژ زیرکالوی ۲ به کار بردند، از رابطه تجربی زیر استفاده می شود:

$$H_{conc} = 22.8 + \exp(0.117(BU - 20)) \quad (26-11)$$

۱۱-۲-۳- انتخاب روابط برای حالت‌های مختلف نوع راکتور و غلاف

همانطور که ملاحظه می‌شود روابط ارائه شده برای اکسید شدن غلاف و ترکیب با هیدروژن بسته به نوع راکتور و نوع غلاف می‌باشد و روابط یاد شده تمامی انتخاب‌های ترکیبی از انواع راکتور و انواع غلاف را پوشش نمی‌دهد. اجرای کد FRAPCON3.1 برای حالت‌های مختلفی از انواع راکتور و انواع غلاف و بررسی نتایج نشان می‌دهد که در این کد ملاک در انتخاب روابط اکسید شدن غلاف و ترکیب با هیدروژن، نوع غلاف می‌باشد که در کد PARS2.0 نیز به این شکل عمل شده است.

## ۱۲- اعتبارسنجی

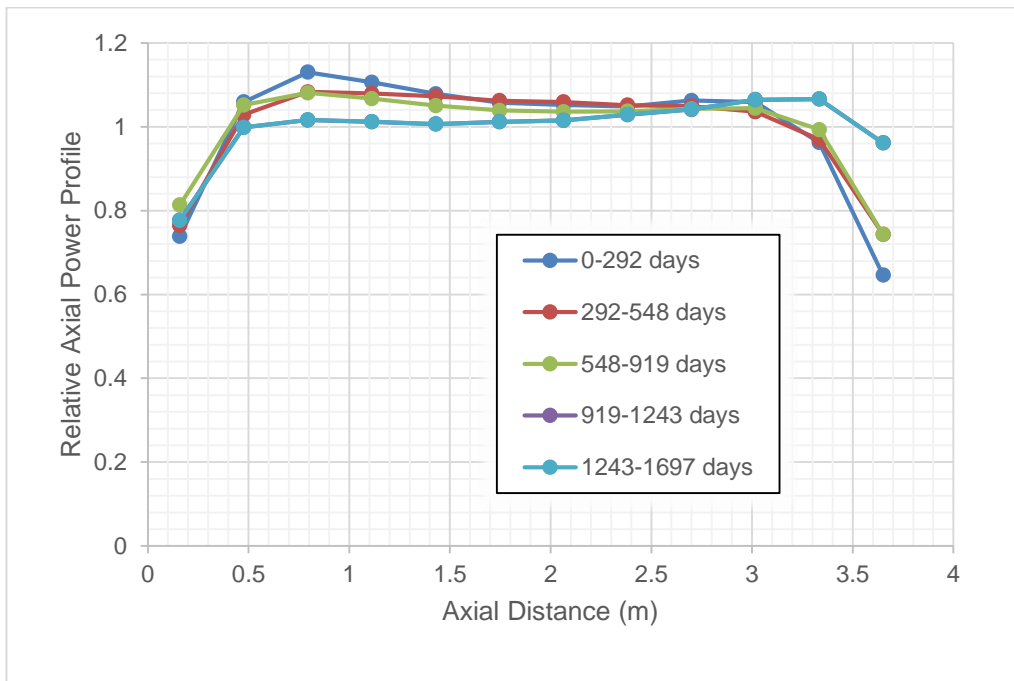
برای اعتبارسنجی کد PARS2.0، سه مسئله نمونه انتخاب و از کد FRAPCON3.1 [۱۸] استفاده شده است. لازم به ذکر است که معمولاً نتایج برحسب زمان و یا برحسب فرسایش سوخت قابل ترسیم می‌باشد که در این گزارش برخی نتایج برحسب فرسایش نیز ارائه شده‌اند.

### ۱۲-۱- مسئله نمونه شماره ۱

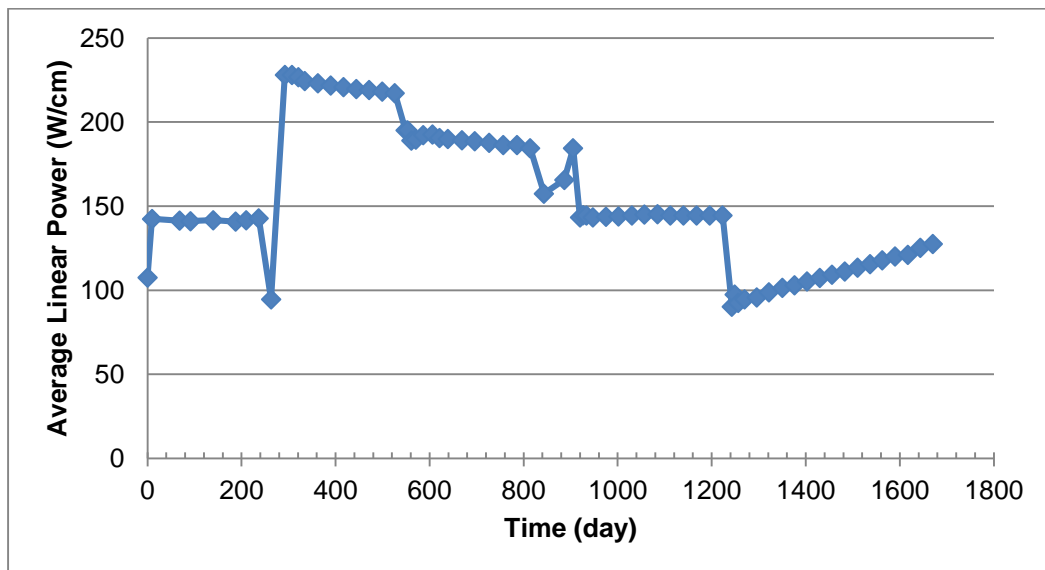
در این مسئله یک میله سوخت راکتور هسته‌ای آب تحت فشار در نظر گرفته شده است که جهت آزمایش در واحد شماره ۲ نیروگاه Arkansas قرار داده شده است. میله سوخت مورد آزمایش طی ۵ سیکل کاری در راکتور قرار داشته است و فرسایش سوخت به طور متوسط به مقدار  $52 \text{ MWd/kgU}$  رسیده است [۱۸]. مشخصات میله سوخت و شرایط راکتور برای این مسئله در جدول ۱۸ آمده است. مدت زمان طول سیکل ۱۶۸۹ 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 ۵۴ ارائه شده است. همچنین مطابق فایل ورودی مرجع در جهت محوری تعداد ۱۲ تقسیم‌بندی در نظر گرفته شده است. نحوه تغییر توان خطی متوسط میله سوخت در طول سیکل در شکل ۵۵ و جدول ۱۹ آمده است.

جدول ۱۸: مشخصات میله سوخت یک نمونه راکتور هسته‌ای آب تحت فشار برای مسئله شماره ۱ [۱۸]

مقدار	واحد	پارامترها	مشخصات
۱۵/۵۱ ۵۶۳/۱۵ ۴۰۶۸	MPa K kg/m <sup>2</sup> s	فشار ورودی خنک‌کننده دمای ورودی سیال خنک‌کننده شار جرمی ورودی	شرایط کاری
۱۴/۲۲	mm	گام میله سوخت	میله
۰/۶۳۵ ۰/۰۸۸۹ ۹/۷ Zr4 ۰/۰۰۰۵	mm mm mm - mm	ضخامت غلاف ضخامت شکاف گازی قطر خارجی غلاف جنس غلاف زبری سطح غلاف	غلاف
۸/۲۵۵ ۳۸۱ ۹/۹۰۶ ۰/۳۴۳ ۲/۵۴ UO <sub>2</sub> ۹۵ ۱۵۰ ۳/۴۸ ۰/۰۰۰۷	mm cm mm mm mm - % kg/m <sup>3</sup> W% mm	قطر خارجی سوخت ارتفاع بخش فعال میله سوخت ارتفاع قرص سوخت ارتفاع بشقاب قرص سوخت عرض شانه بشقاب قرص سوخت جنس سوخت نسبت چگالی سوخت به چگالی تئوری افزایش چگالی در فرآیند تفتجوشی مجدد غنای اورانیوم ۲۳۵ زبری سطح سوخت	سوخت
۲۷/۱۸ ۸/۳۸ ۱/۳۹۷ ۸	cm mm mm -	ارتفاع محفظه بالای میله سوخت قطر خارجی فنر قطر مفتول فنر تعداد دور فنر	محفظه بالای میله سوخت و فنر
<sup>4</sup> He ۲/۶۲	- MPa	نوع ماده فشار	گاز پرکننده



شکل ۵۴: منحنی‌های توزیع محوری توان در طی سیکل



شکل ۵۵: توان خطی متوسط میله سوخت در طی سیکل

جدول ۱۹: توان میله سوخت در زمان‌های مختلف در مسئله شماره ۱

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

شماره گام زمانی	زمان (روز)	توان خطی متوسط میله سوخت (W/cm)	شماره منحنی توزیع توان
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



## ۱۲-۲- مسئله نمونه شماره ۲

این مسئله مربوط به شرایط راه‌اندازی و سیکل اول کاری راکتور هسته‌ای بوشهر است. در سیکل اول کاری فرسایش سوخت کم است و از آنجا که داده‌های تغییر شرایط کاری میله سوخت برای سیکل‌های بعدی در دسترس نمی‌باشد فرض شده است که با همان شرایط انتهایی سیکل اول، مسئله تا ۱۰۰۰ روز کاری ادامه یابد و با توجه به این فرض مقطع محوری دوم بیشترین فرسایش را در طی دوره ۱۰۰۰ روز کاری خواهد داشت و به همین دلیل، نتایج مقطع محوری دوم در بخش بعدی ارائه شده است. اکثر مشخصات هندسی و موادی میله سوخت از مرجع [۵۲] اقتباس شده است و برخی پارامترها مانند زبری سطح سوخت و غلاف، مشخصات فنر و مقدار چگالی در فرآیند تفجوشی مجدد به طور مستند در دسترس نبوده و به صورت فرضی استفاده شده است. مشخصات میله سوخت در جدول ۲۰ آمده است. همچنین شرایط کارکردی میله سوخت داغ با توجه به داده‌های توزیع توان در قلب راکتور در طی سیکل قابل استخراج است. شرایط کارکردی راکتور هسته‌ای بوشهر از جمله تغییرات توان میله سوخت و شکل توزیع محوری توان در ادامه ارائه می‌شود. به منظور اعتبارسنجی، کد PARS2.0 برای دو نوع غلاف زیرکالوی ۴ و  $Zr+1\%Nb$  اجرا گردیده است. همچنین کد FRAPCON3.1 نیز برای غلاف از جنس زیرکالوی ۴ اجرا و نتایج حاصل با یکدیگر مقایسه شده است. مشخصات میله سوخت راکتور هسته‌ای بوشهر در جدول ۲۰ ارائه شده است. برخی از مقادیر به دلیل در دسترس نبودن داده‌های معتبر به صورت فرضی استفاده شده است.

جدول ۲۰: مشخصات میله سوخت راکتور هسته‌ای بوشهر [۵۲]

مقدار	واحد	پارامترها	مشخصات
۱۵/۷	MPa	فشار ورودی خنک‌کننده	شرایط کاری
۲۹۱	°C	دمای ورودی سیال خنک‌کننده	
۴۰۵۸	kg/m <sup>2</sup> s	شار جرمی ورودی	
۱۲/۷۵	mm	گام میله سوخت	میله
۷/۷۳	mm	قطر داخلی غلاف	غلاف
۹/۱	mm	قطر خارجی غلاف	
Zr+1%Nb	-	جنس غلاف	
۰/۰۰۰۶۱	mm	زبری سطح غلاف*	
۷/۵۷	mm	قطر خارجی سوخت	سوخت
۱/۵	mm	قطر حفره مرکزی سوخت	
۳۵۳	cm	ارتفاع بخش فعال میله سوخت	
۱۱	mm	ارتفاع قرص سوخت	
UO <sub>2</sub>	-	جنس سوخت	
۱۰/۷-۱۰/۴	g/cm <sup>3</sup>	چگالی قرص سوخت	
۱۰۰	kg/m <sup>3</sup>	افزایش چگالی در فرآیند تفتجوشی مجدد*	
۲/۴	W%	غناى اورانیوم ۲۳۵	
۰/۰۰۲۶۱	mm	زبری سطح سوخت*	
۲۰	cm	ارتفاع محفظه بالای میله سوخت*	
۷/۷۲	mm	قطر خارجی فنر*	
۱/۱	mm	قطر مفتول فنر*	
۶۲	-	تعداد دور فنر*	
<sup>4</sup> He	-	نوع ماده	گاز پر کننده
۲	MPa	فشار	

\* این مقادیر از مرجع [۵۲] استخراج شده است که بر اساس مقادیر تخمینی بوده است که به صورت مقادیر فرضی در این گزارش استفاده شده است.

در جدول ۲۱ تغییر شرایط کارکردی قلب راکتور هسته‌ای بوشهر در طی دوره اول سیکل کاری ارائه شده است. این شرایط شامل دمای ورودی خنک‌کننده و توان کلی قلب راکتور است. برای مدل‌سازی میله سوخت لازم است میله داغ در قلب راکتور شناسایی شود و توان میله سوخت در طی شرایط کارکردی تعیین شود. مقادیر توان هر مجتمع در قلب راکتور (به صورت نسبی) در سند آلبوم نوترونی نیروگاه بوشهر [۵۴] موجود است در شکل ۵۶ یک نمونه توزیع شعاعی توان در قلب راکتور همراه با ضریب قله توان میله داغ در هر مجتمع ارائه شده است. به ازای هر گام زمانی مطابق جدول ۲۱ یک توزیع نسبی توان مشابه شکل ۵۶ در آلبوم نوترونی موجود است که داده‌های مجتمع داغ (مجتمع با بیشترین توان تولیدی) در هر گام زمانی استخراج و در جدول ۲۱ قرار داده شده است. با

توجه به اینکه بر اساس اسناد موجود تنها برای یک دوره کاری داده‌هایی موجود است شرایط انتهایی سیکل اول کاری تا ۱۰۰۰ روز در نظر گرفته شده است. مقدار فشار مدار خنک‌کننده به صورت ثابت و برابر ۱۵/۷ MPa و مقدار شار گرمی<sup>۱</sup> سیال ورودی به قلب راکتور نیز به صورت ثابت و برابر  $40.58/4 \frac{kg}{m^2.s}$  در نظر گرفته شده است. در شکل ۵۷ دمای ورودی سیال بر حسب زمان و در شکل ۵۸ توان قلب راکتور بر حسب زمان آمده است. در شکل ۵۹ توان خطی متوسط میله سوخت داغ و توان خطی مقطع محوری داغ (مقطع محوری چهارم) و توان خطی مقطع محوری دوم بر حسب زمان آمده است. در شکل ۶۰ توزیع نسبی محوری توان برای بازه های زمانی مختلف ارائه شده است. نمودارهای ۵۷ الی ۶۰ از با توجه به داده‌های سند آلوم نوترونی ترسیم شده‌اند. بررسی نمودارها در طی زمان نشان می‌دهد که در طی سیکل اول کاری چهارمین بخش محوری دارای بیشترین توان بوده و ناحیه داغ در میله سوخت محسوب می‌شود ولی برای دوره زمانی ۱۰۰۰ روز مقطع محوری دوم بیشترین مقدار فرسایش را دارد. همچنین توزیع محوری توان در هر مجتمع سوخت با ۱۰ تقسیم‌بندی محوری در زمان‌های مختلف نیز در مرجع [۵۴] موجود است.

جدول ۲۱: تغییر شرایط کارکردی قلب راکتور هسته‌ای بوشهر در طی دوره اول سیکل کاری [۵۴]

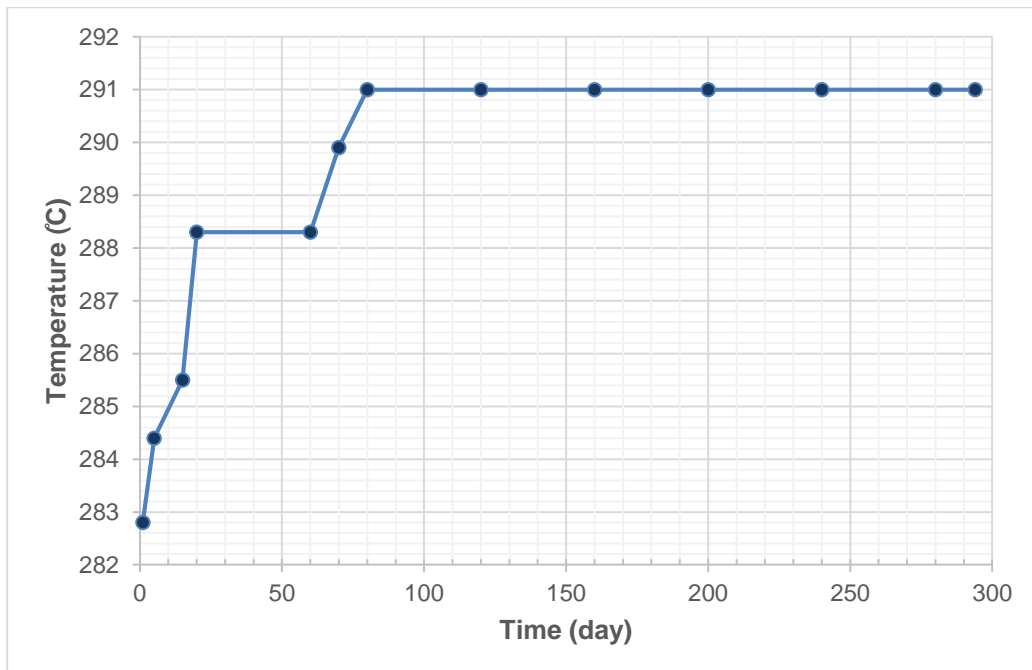
ردیف	زمان (روز)	دمای ورودی خنک‌کننده (°C)	توان راکتور (%)	ضریب قله توان مجتمع شماره ۲۱	ضریب قله توان میله داغ در مجتمع ۲۱
1	1	282.8	25	1.34	1.08
2	5	284.4	40	1.29	1.07
3	15	285.5	50	1.26	1.07
4	20	288.3	75	1.22	1.07
5	60	288.3	75	1.17	1.07
6	70	289.9	90	1.15	1.07
7	80	291	100	1.14	1.07
8	120	291	100	1.12	1.07
9	160	291	100	1.11	1.07
10	200	291	100	1.1	1.07
11	240	291	100	1.1	1.07
12	280	291	100	1.09	1.07
13	294	291	100	1.09	1.06

<sup>۱</sup> Mass flux

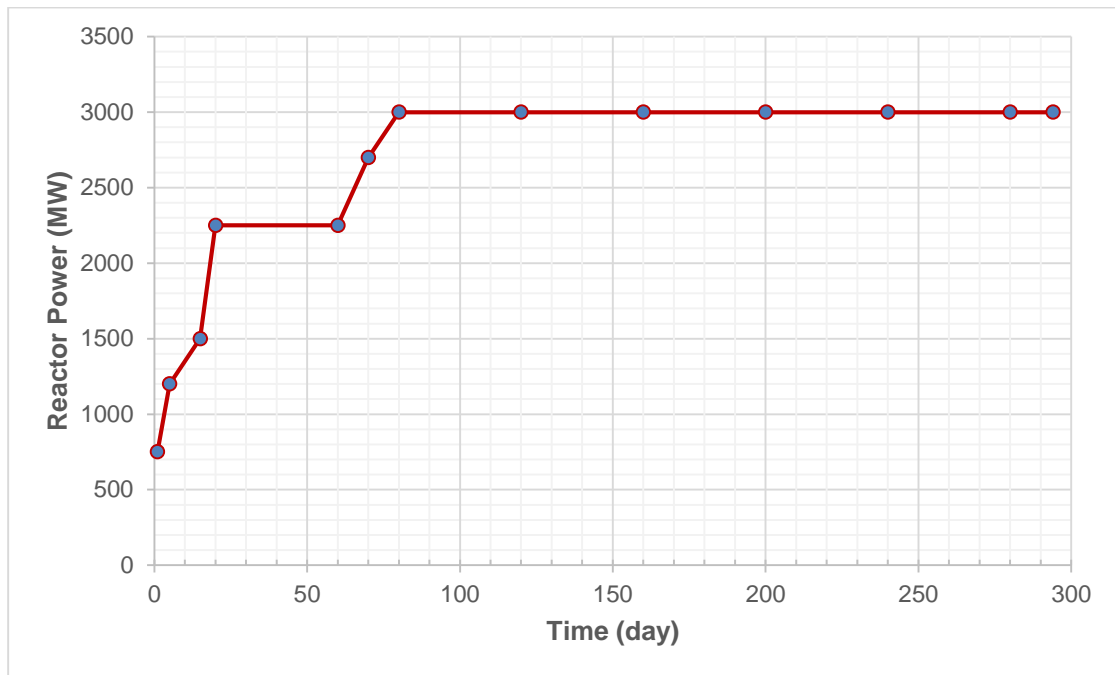
							28							
							1.01							
							1.47							
							1.28							
							1.48							
							26	27						
							1.31	1.26						
							1.08	1.29						
							1.07	1.17						
							1.41	1.62						
							23	24	25					
							0.86	1.15	1.31					
							1.13	1.23	1.27					
							1.02	0.90	1.17					
							0.97	1.41	1.66					
							19	20	21	22				
							0.81	0.86	1.34	1.31				
							1.29	1.13	1.08	1.27				
							0.88	1.03	1.06	1.15				
							1.05	0.96	1.44	1.66				
							14	15	16	17	18			
							0.71	0.90	0.86	1.15	1.26			
							1.05	1.15	1.13	1.23	1.29			
							1.04	0.91	1.02	0.90	1.15			
							0.75	1.03	0.96	1.41	1.62			
							8	9	10	11	12	13		
							0.85	0.71	0.81	0.86	1.31	1.01		
							1.16	1.04	1.29	1.13	1.08	1.47		
							0.93	1.05	0.89	1.04	1.07	1.07		
							0.99	0.74	1.05	0.97	1.41	1.48		
1	2	3	4	5	6	7								
0.94	0.74	0.95	0.70	0.84	0.93	1.23								
1.06	1.05	1.06	1.05	1.31	1.08	1.30								
1.05	1.05	1.05	1.04	0.90	1.07	0.95								
1.00	0.77	1.01	0.73	1.10	1.00	1.61								

\* - N - number of FA in 60° symmetry  
 \*\* -  $Q_i$  - relative power of the i-th FA  
 \*\*\* -  $Kk_i$  - peaking factor of fuel rod power in the i-th FA on the section with maximum  $q_{ij}$   
 \*\*\*\* -  $Kc_i$  - average value of relative power generation of six central fuel rods  
 \*\*\*\*\* -  $Q_i * Kk_i$  product

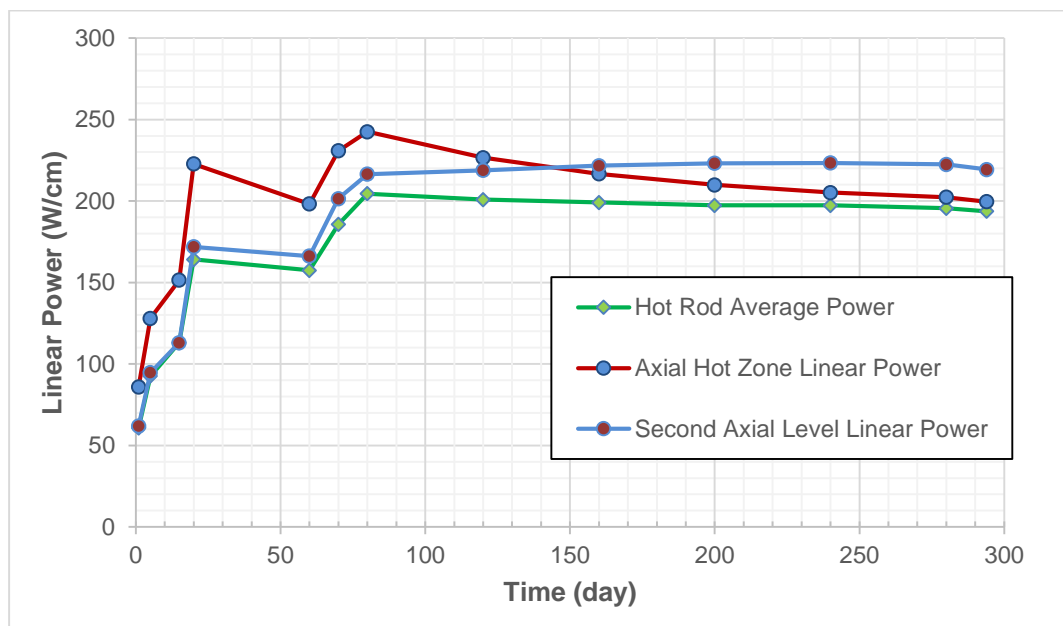
شکل ۵۶: توزیع نسبی توان مجتمع سوخت در قلب راکتور و میله داغ در هر مجتمع [۵۴]



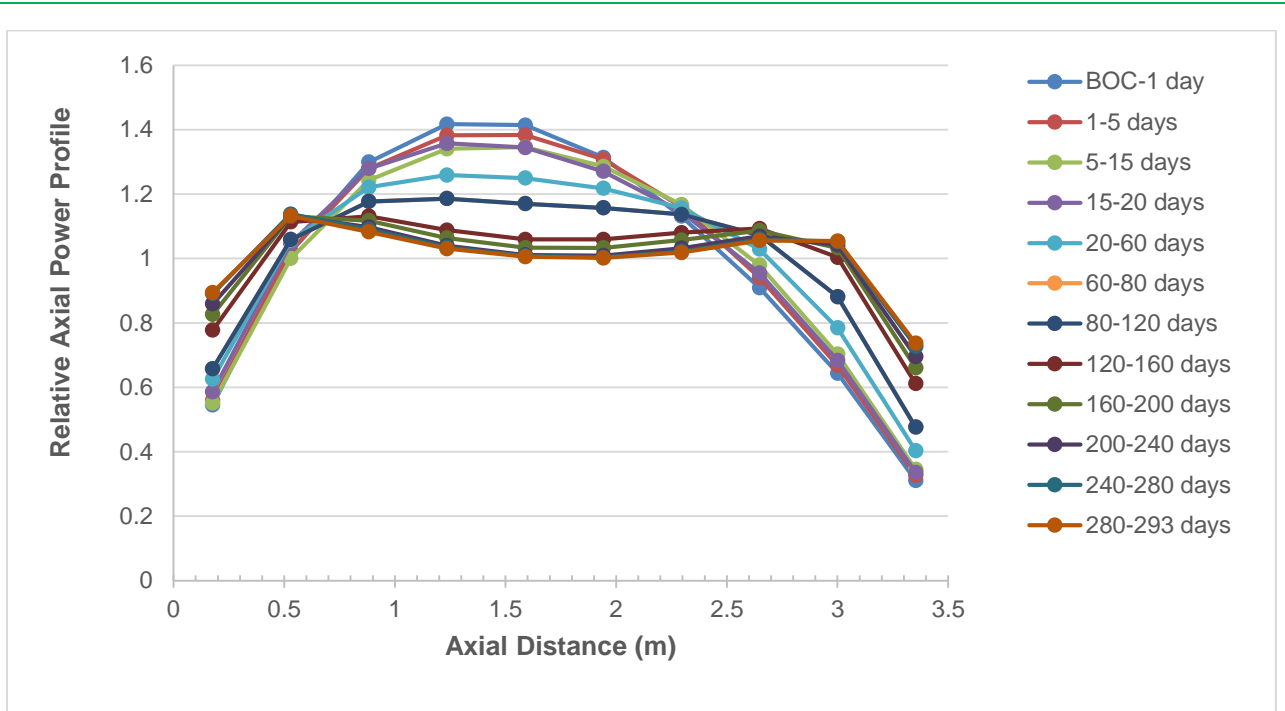
شکل ۵۷: دمای سیال ورودی به قلب راکتور بر حسب زمان



شکل ۵۸: توان قلب راکتور هسته‌ای بوشهر بر حسب زمان



شکل ۵۹: توان خطی متوسط میله سوخت داغ و توان خطی مقطع محوری داغ و توان خطی مقطع محوری دوم بر حسب زمان



شکل ۶۰: منحنی‌های توزیع توان محوری در میله سوخت در زمان‌های مختلف

### ۱۲-۳- مسئله نمونه شماره ۳

این مسئله نمونه مربوط به یک میله سوخت با ارتفاع فعال ۷۸ سانتیمتر است که در راکتور تحقیقاتی آب سنگین Halden مورد آزمایش تجربی قرار گرفته است. مشخصات میله سوخت در جدول ۲۲ ارائه شده است و توزیع محوری توان در طول سیکل نیز تغییر می‌کند که تعداد ۵ منحنی توزیع محوری توان برای زمان‌های مختلف برای این مسئله در نظر گرفته شده است که ضرایب آن در جدول ۲۳ ارائه شده است. تعداد تقسیم بندی در جهت محوری ۵ است. مدت زمان طول سیکل ۱۷۶ روز و دارای گام زمانی متغیر می‌باشد.

راکتور تحقیقاتی Halden نروژ، یک راکتور تحقیقاتی آب سنگین جوشان است که رژیم کاری انتقال حرارت در آن جابجایی طبیعی است لذا کد FRAPCON و کد PARS2.0 قابلیت مدل‌سازی این رژیم را ندارند. در چنین مواردی در ورودی کد FRAPCON3.1 مقدار دبی سیال برابر صفر قرار داده می‌شود و در محاسبات این کد، دمای ورودی به عنوان دمای سیال در طول میله سوخت در نظر گرفته می‌شود و با توجه به تغییرات اندک دما در شرایط نزدیک به اشباع چنین فرضی چندان نامناسب نیست. لذا در توسعه کد PARS2.0 نیز به همین صورت عمل شده است.

جدول ۲۴ و شکل ۶۱ تغییر توان متوسط خطی میله سوخت بر حسب زمان ارائه شده است.

جدول ۲۲: مشخصات میله سوخت تحت آزمایش در راکتور تحقیقاتی Halden

مقدار	واحد	پارامترها	مشخصات
۳/۴۴۷ ۵۱۰/۳۷ -	MPa K kg/m <sup>2</sup> s	فشار ورودی خنک کننده دمای ورودی سیال خنک کننده شار جرمی ورودی	شرایط کاری
۱۴/۲۲۴	mm	گام میله سوخت	میله
۰/۹۴۵ ۱۰/۶۸ Zr4 ۰/۰۰۱۱۴	mm mm - mm	ضخامت غلاف قطر خارجی غلاف جنس غلاف زبری سطح غلاف	غلاف
۱۰/۶۸ ۱/۷۵ ۷۸/۰۳ ۱۲/۷ UO <sub>2</sub> ۹۵/۵ ۷۵ ۹/۹ ۰/۰۰۲۱۶	mm mm cm mm - % kg/m <sup>3</sup> W% mm	قطر خارجی سوخت قطر حفره مرکزی سوخت ارتفاع بخش فعال میله سوخت ارتفاع قرص سوخت جنس سوخت نسبت چگالی سوخت به چگالی تئوری افزایش چگالی در فرآیند تفتجوشی مجدد غنای اورانیوم ۲۳۵ زبری سطح سوخت	سوخت
۲/۸۹ ۱۰/۶۶۸ ۱/۰۱۶ ۵	cm mm mm -	ارتفاع محفظه بالای میله سوخت قطر تقریبی خارجی فنر قطر مفتول فنر تعداد دور فنر	محفظه بالای میله سوخت و فنر
<sup>4</sup> He ۰/۱۰۱۴	- MPa	نوع ماده فشار	گاز پر کننده

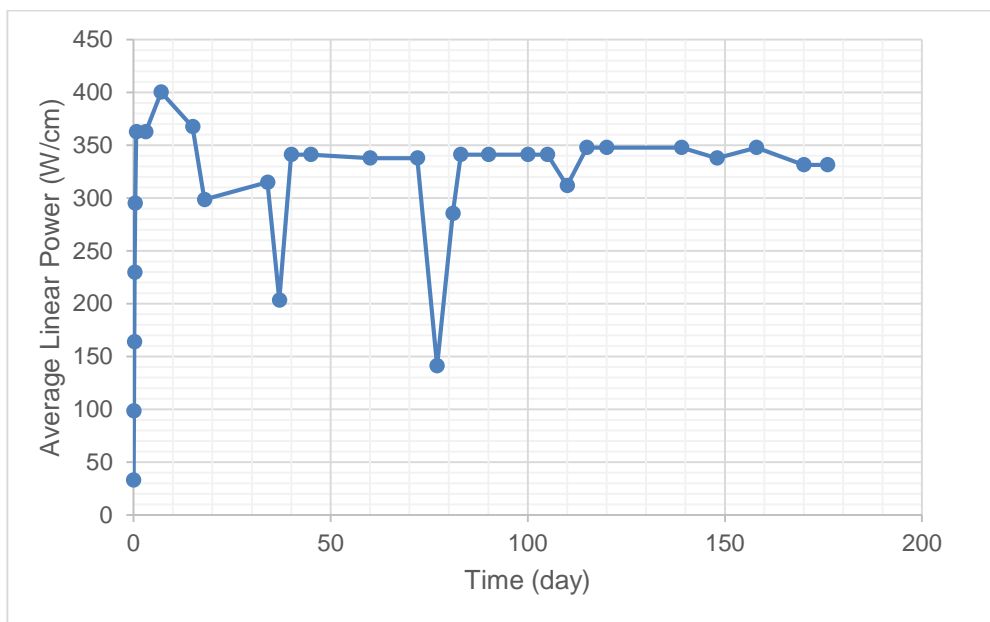
جدول ۲۳: توزیع نسبی محوری توان مربوط به زمان‌های مختلف کاری میله سوخت در راکتور

ارتفاع (cm)	توزیع محوری ۱	توزیع محوری ۲	توزیع محوری ۳	توزیع محوری ۴	توزیع محوری ۵
7.803	1.16	1.13	1.07	1.05	1.02
23.409	1.0744	1.0605	1.0326	1.0233	1.0093
39.014	0.9996	0.9997	0.9998	0.9999	0.9999
54.62	0.9073	0.9247	0.9594	0.971	0.9884
70.226	0.84	0.87	0.93	0.95	0.98

جدول ۲۴: تغییر توان بر حسب گام زمانی متغیر

شماره گام زمانی	زمان (روز)	توان خطی متوسط میله سوخت (W/cm)	شماره منحنی توزیع توان
1	0.01	32.8	1
2	0.1	98.4	1
3	0.2	164	1
4	0.3	229.7	1
5	0.4	295.3	1
6	0.7	362.9	1
7	3.1	362.9	1
8	7	400.3	1
9	15	367.5	1
10	18	298.6	1
11	34	315	2
12	37	203.4	2
13	40	341.2	2
14	45	341.2	2
15	60	337.9	3
16	72	337.9	3
17	77	141.1	3
18	81	285.4	3
19	83	341.2	2
20	90	341.2	2
21	100	341.2	2
22	105	341.2	2
23	110	311.7	4
24	115	347.8	4
25	120	347.8	4
26	139	347.8	4
27	148	337.9	5
28	158	347.8	5
29	170	331.4	5
30	176	331.4	5





شکل ۶۱: توان خطی متوسط میله سوخت در طی سیکل

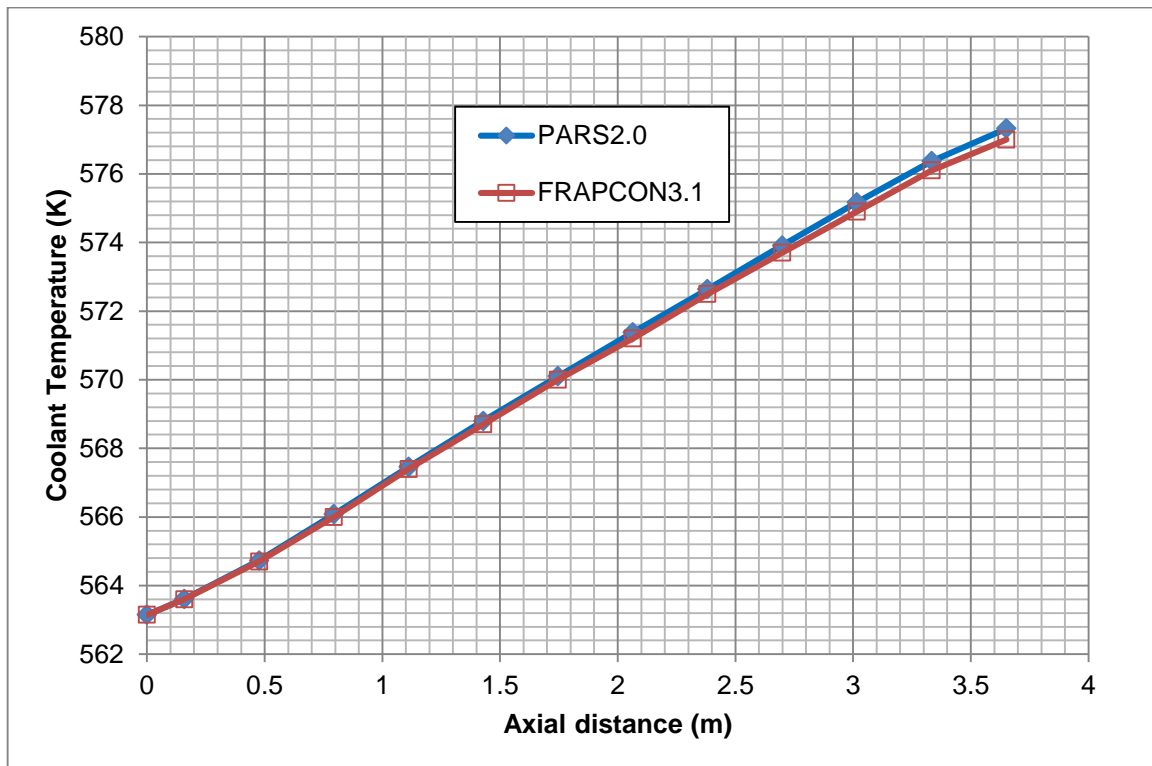
## ۱۳- نتایج

در این بخش نتایج به دست آمده از کد PARS2.0 با نتایج کد FRAPCON3.1 مقایسه می شود. نتایج برای سه مسئله نمونه بخش ۱۲ در این بخش به صورت مجزا ارائه شده است.

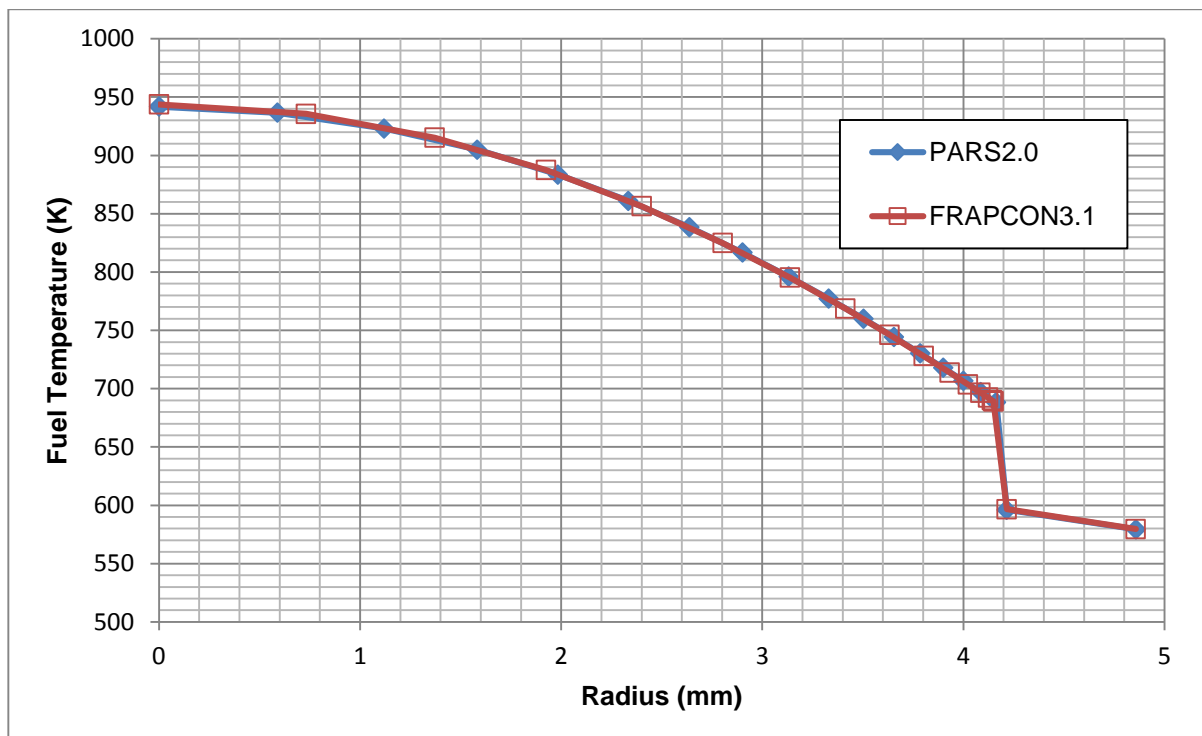
### ۱۳-۱- نتایج مسئله نمونه شماره ۱

نتایج کد PARS2.0 برای توزیع محوری دمای سیال در ابتدای کارکرد میله سوخت در شکل ۶۲ با نتایج کد FRAPCON3.1 مقایسه شده است که انطباق خوبی با یکدیگر دارند. همچنین توزیع شعاعی دمای سوخت در شکل ۶۳ و شکل ۶۴ 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 شکل ۶۵ و شکل ۶۶ 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.

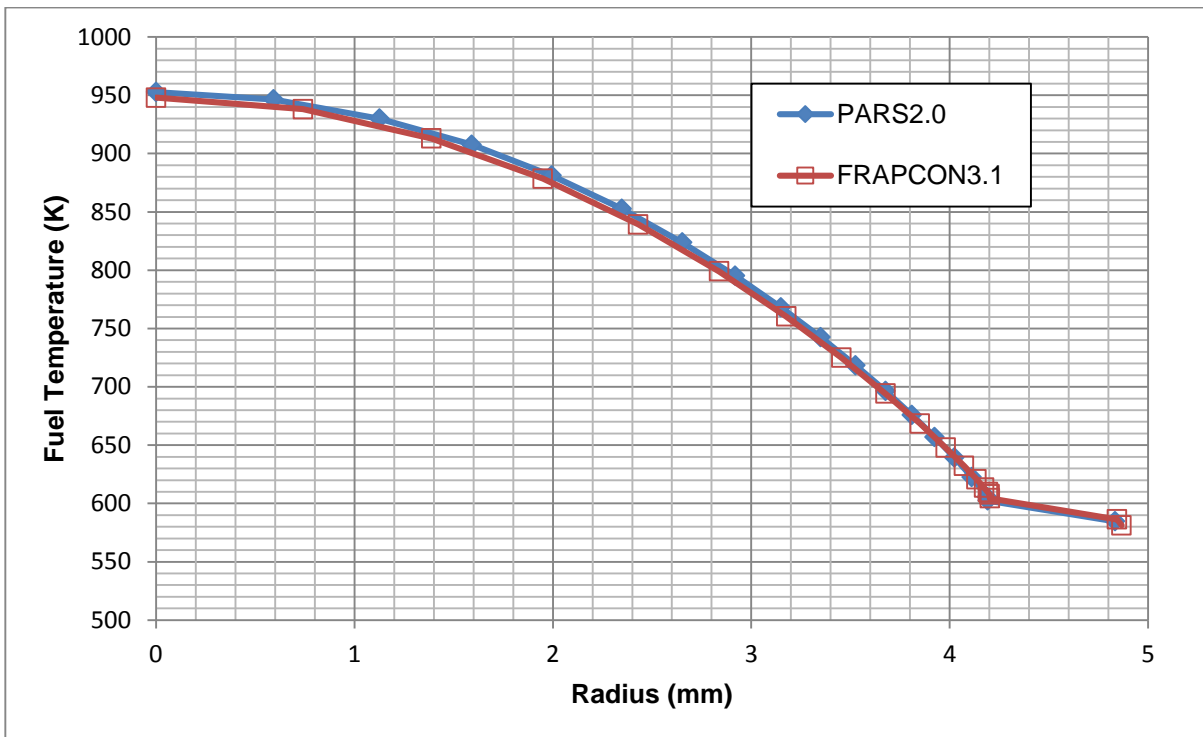
تغییر دمای مرکز و سطح خارجی سوخت و دمای سطح داخلی غلاف و دمای سطح خارجی لایه اکسید غلاف در طی سیکل کاری در شکل ۶۷ الی شکل ۷۰ آمده است. ملاحظه می شود که تغییر دما در همه موارد انطباق خوبی دارد. در این راستا از مش تغییر شکل یافته در محاسبات حرارتی استفاده شد همچنین از روابط قدیمی ضریب هدایت حرارتی سوخت (منطبق بر دفترچه کد FRAPCON3.1) بهره گرفته شده است. در شکل ۷۱ نتایج دو کد برای دمای محفظه بالای میله سوخت آمده است که حداکثر تفاوت حدود ۲ کلوین دارد. از آنجا که نتایج تا رقم صحیح از خروجی کد FRAPCON3.1 در دسترس بوده است نتایج به صورت پلکانی دیده می شود که در واقعیت اینگونه نبوده است.



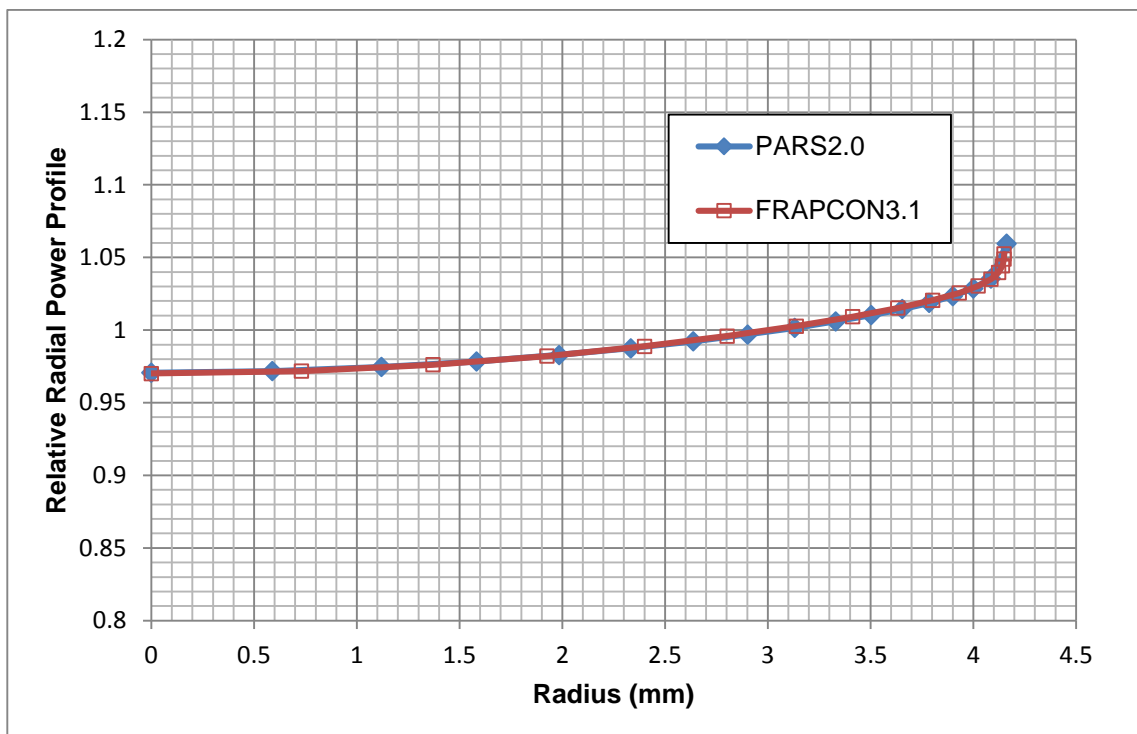
شکل ۶۲: مقایسه توزیع محوری دمای سیال



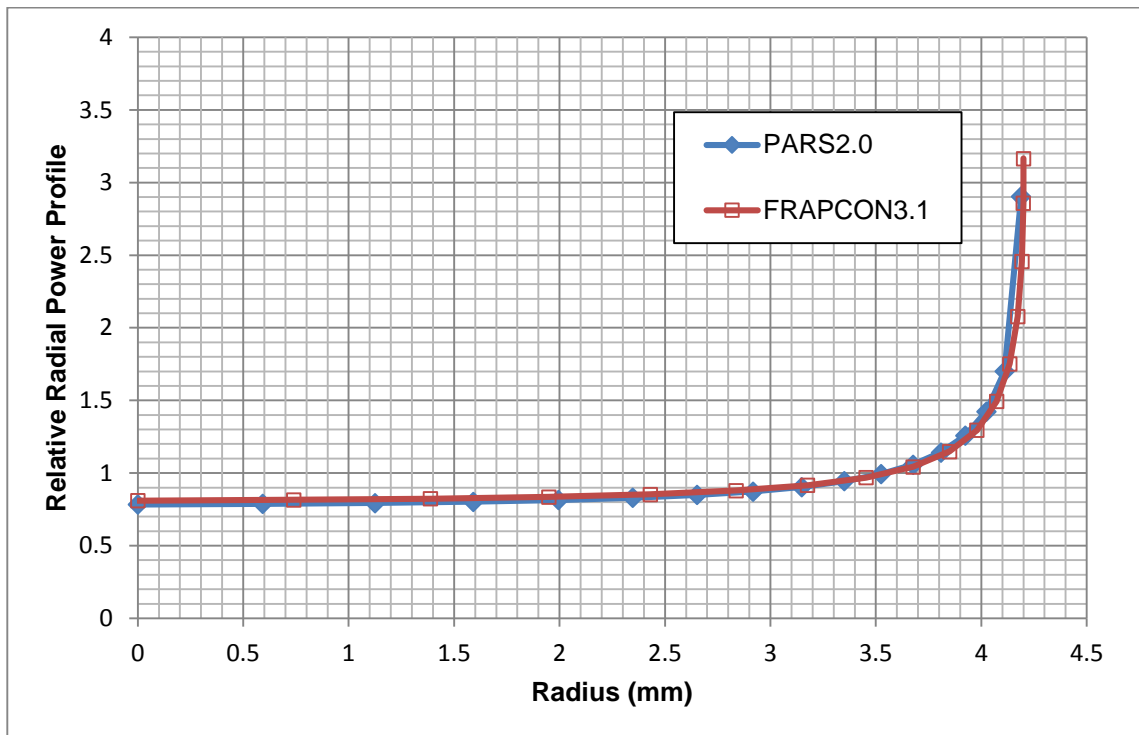
شکل ۶۳: توزیع شعاعی دما در مقطع سوم محوری میله سوخت در ابتدای کار راکتور



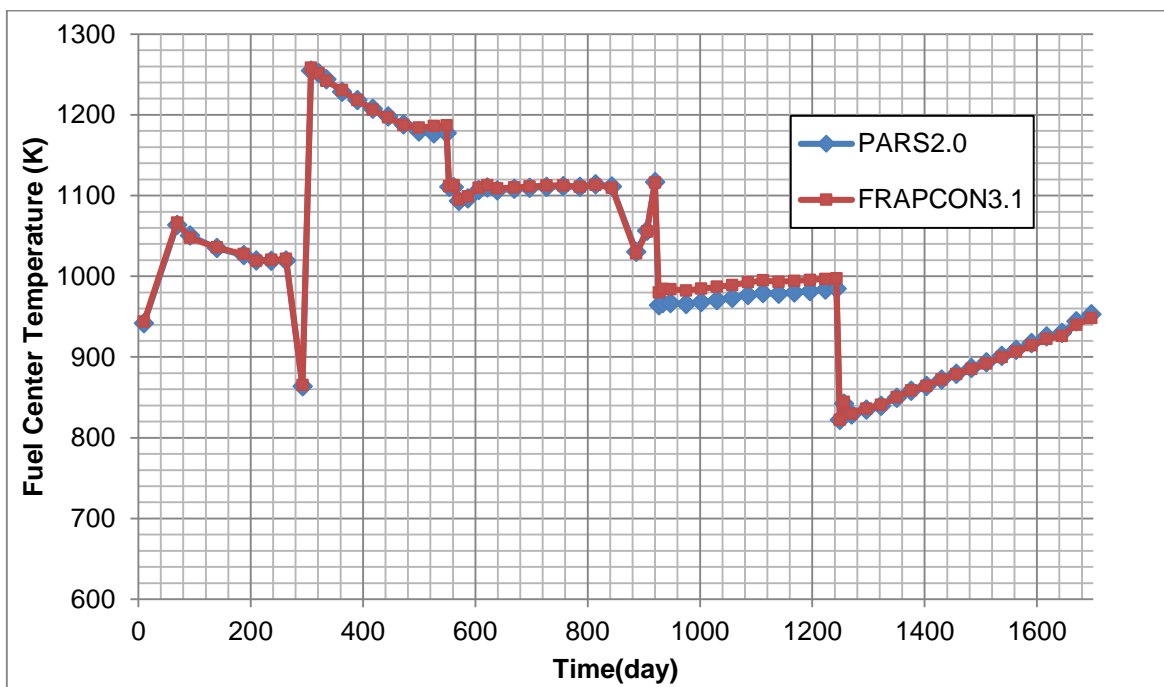
شکل ۶۴: توزیع شعاعی دما در میله سوخت در مقطع سوم محوری پس از ۱۶۹۷ روز



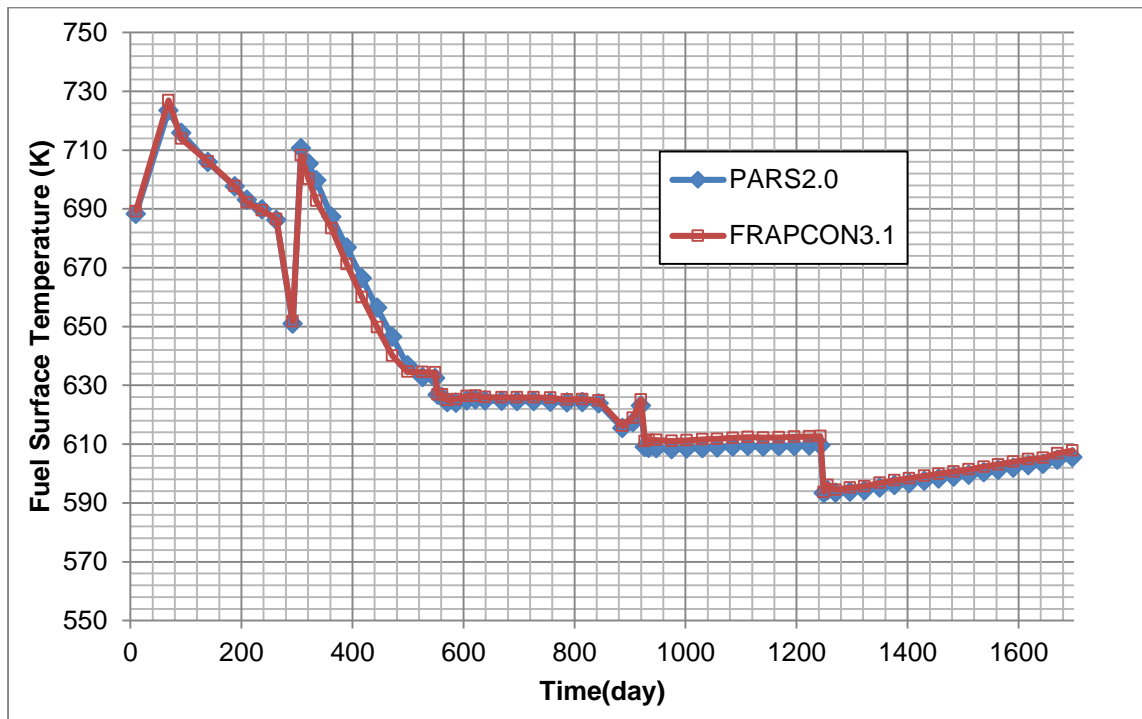
شکل ۶۵: توزیع نسبی شعاعی توان در سوخت در مقطع سوم محوری در ابتدای کارکرد میله در راکتور



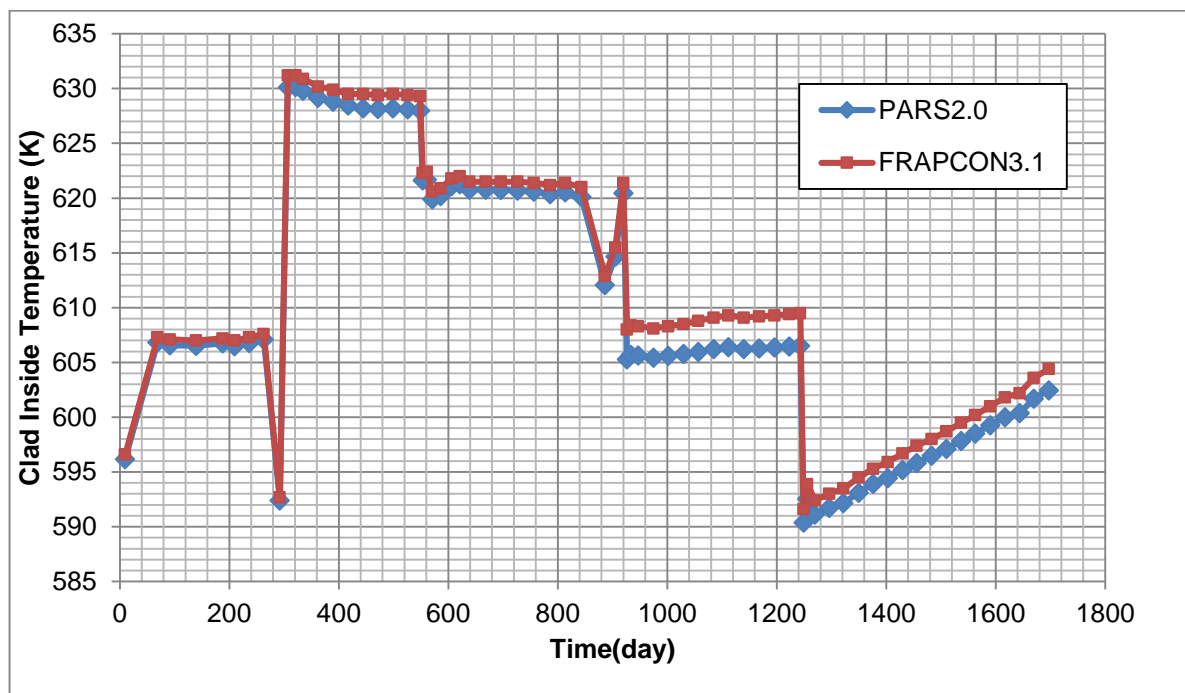
شکل ۶۶: توزیع نسبی شعاعی توان در سوخت در مقطع سوم محوری پس از ۱۶۹۷ روز



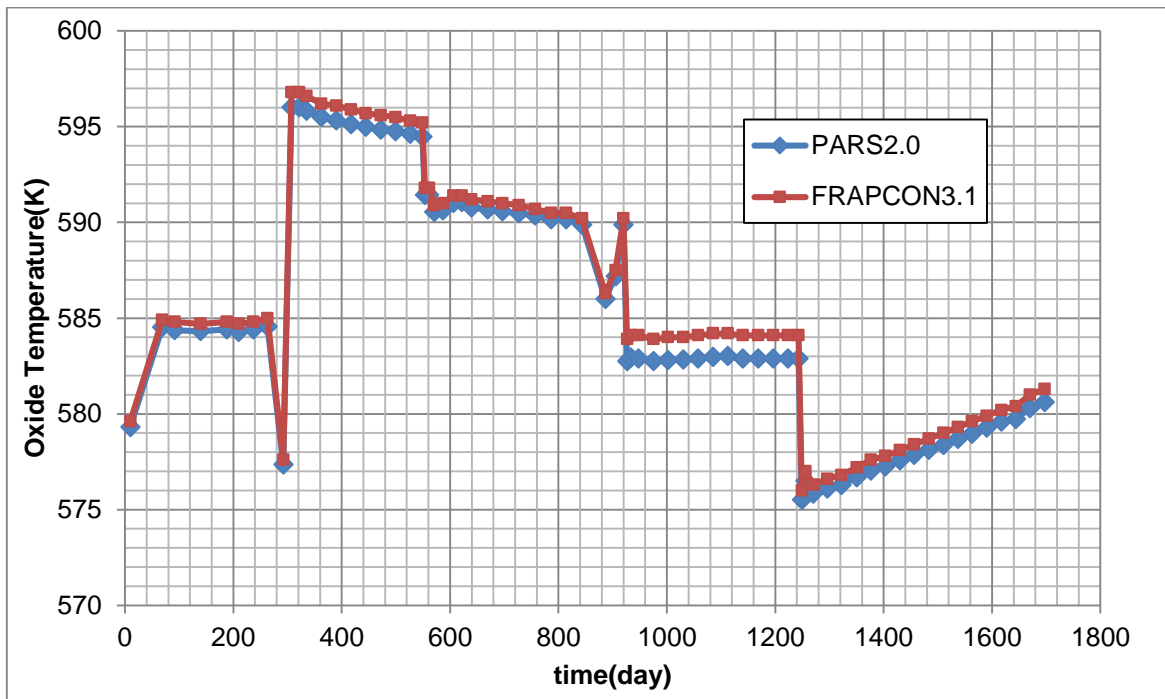
شکل ۶۷: دمای مرکز سوخت در مقطع سوم محوری میله سوخت برحسب زمان



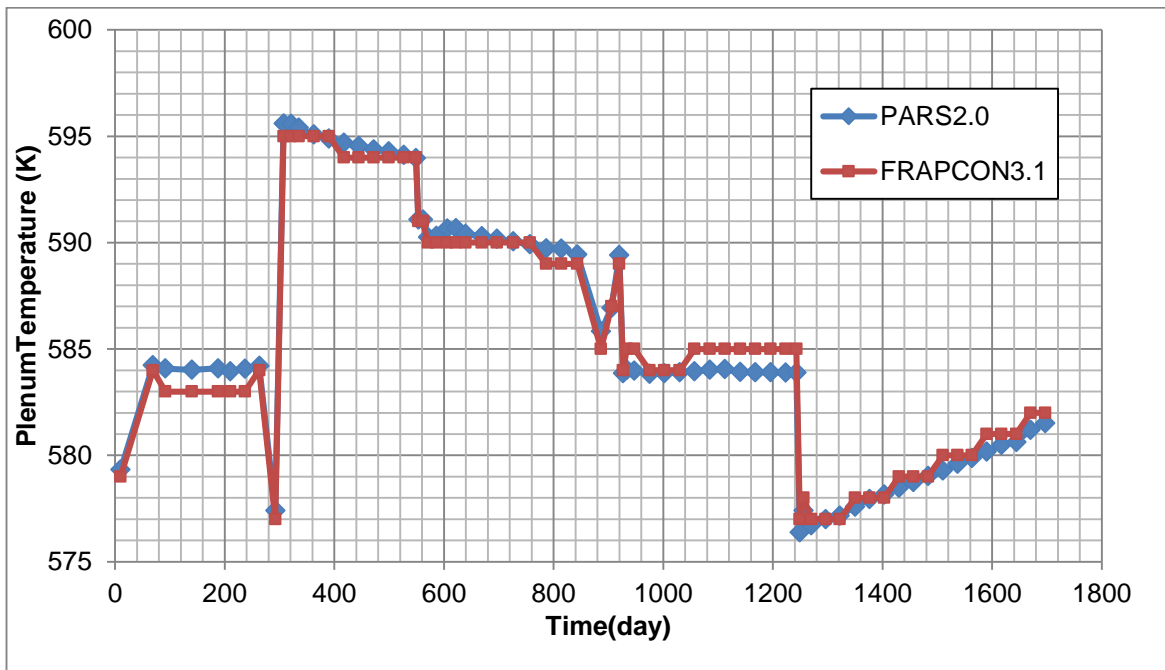
شکل ۶۸: دمای سطح سوخت در مقطع سوم محوری میله سوخت بر حسب زمان



شکل ۶۹: دمای سطح داخلی غلاف در مقطع سوم محوری میله سوخت بر حسب زمان



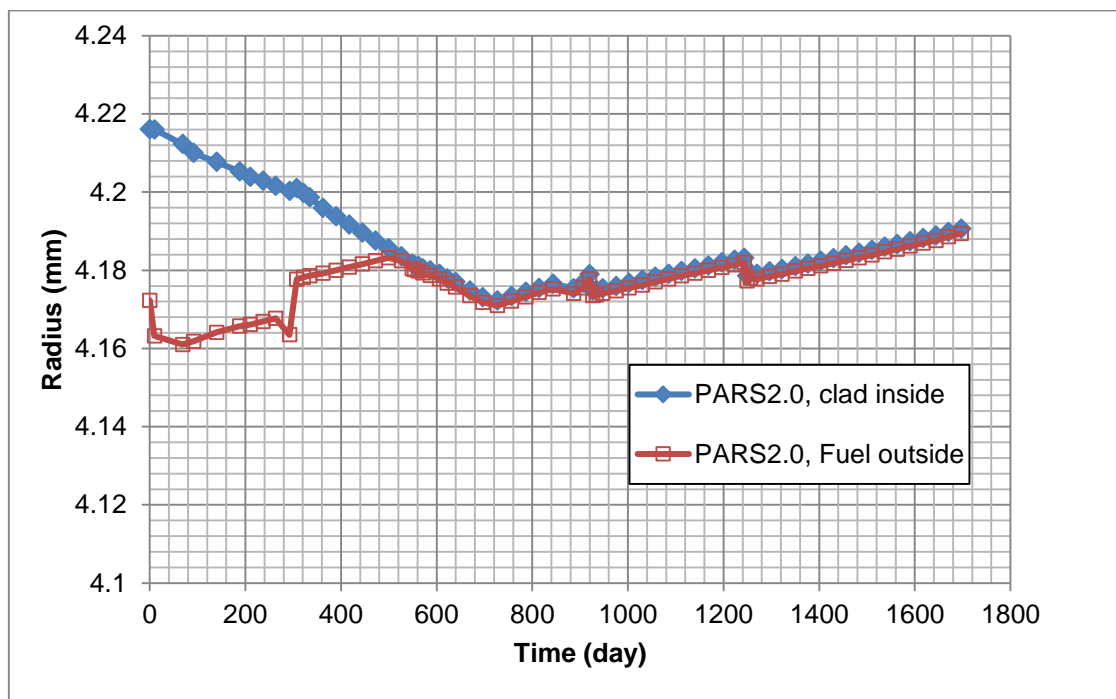
شکل ۷۰: دمای سطح خارجی لایه اکسید روی غلاف در مقطع سوم محوری بر حسب زمان



شکل ۷۱: دمای گاز در محفظه بالای میله سوخت بر حسب زمان

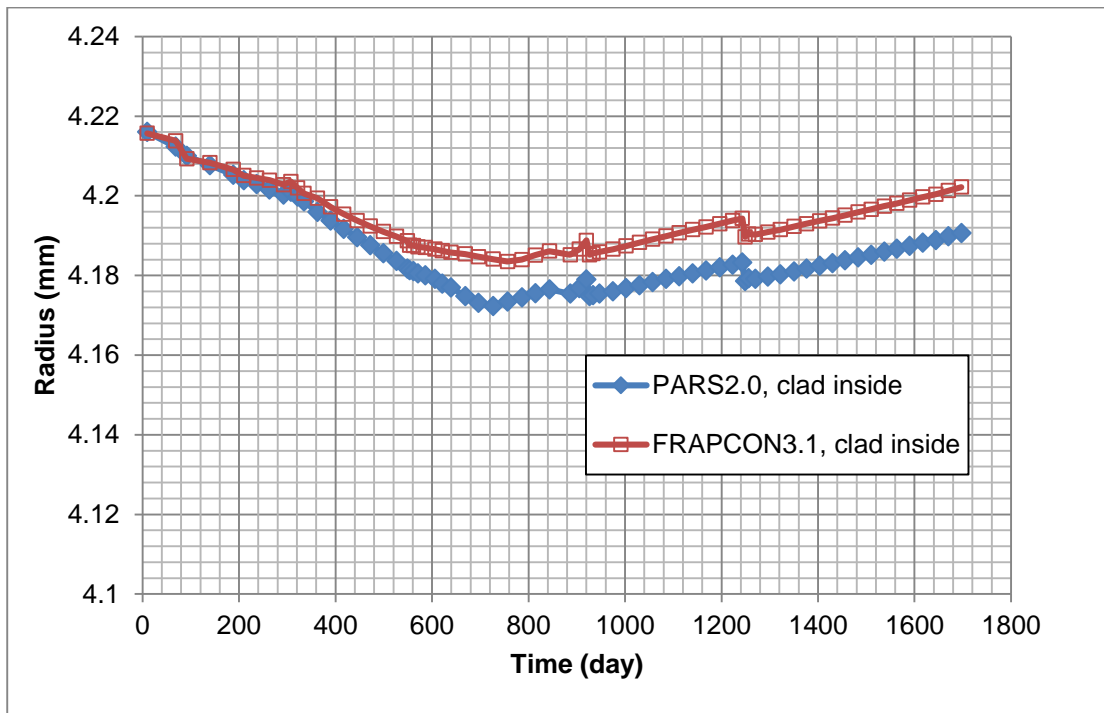
در شکل ۷۲ و شکل ۷۳ نتایج حاصل از کد PARS2.0 و کد FRAPCON3.1 برای تغییر شعاعی سوخت و غلاف ارائه شده است. اگر به روند کلی تغییر شعاع سوخت در شکل ۷۲ دقت شود ملاحظه می شود در ۶۸ روز

ابتدایی، شعاع سوخت با شیب زیادی کاهش می‌یابد که نشان‌دهنده غالب بودن پدیده تراکم 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 گازی و تماس فیزیکی با غلاف می‌گردد. سپس در محدوده ۵۰۰ تا ۷۲۶ روز، پدیده بازبایی 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 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 بازبایی 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 ۷۴ ارائه شده است. با توجه به اینکه نتایج کد FRAPCON3.1 تنها برای سطح محوری داغ در هر گام زمانی در دسترس می‌باشد لذا تنها نتایج مقطع محوری سوم تا زمان ۹۰۵ روز در دسترس بوده است که ارائه شده است.

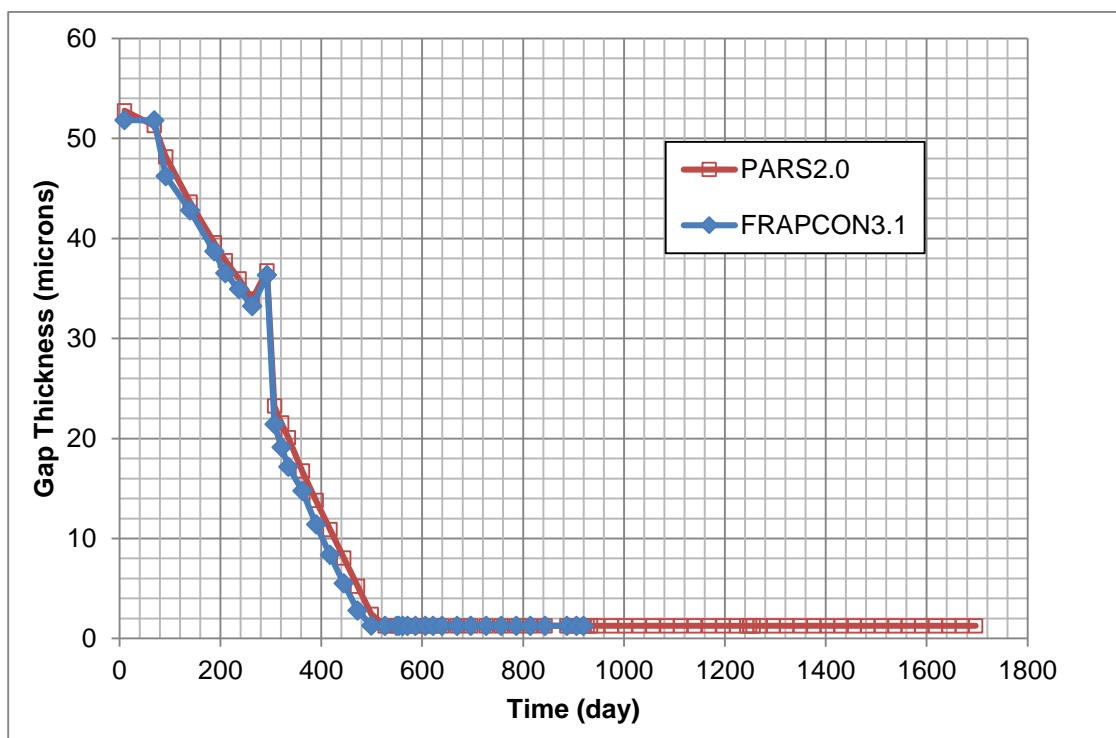


شکل ۷۲: شعاع داخلی غلاف و شعاع خارجی سوخت برحسب زمان در مقطع سوم محوری میله سوخت



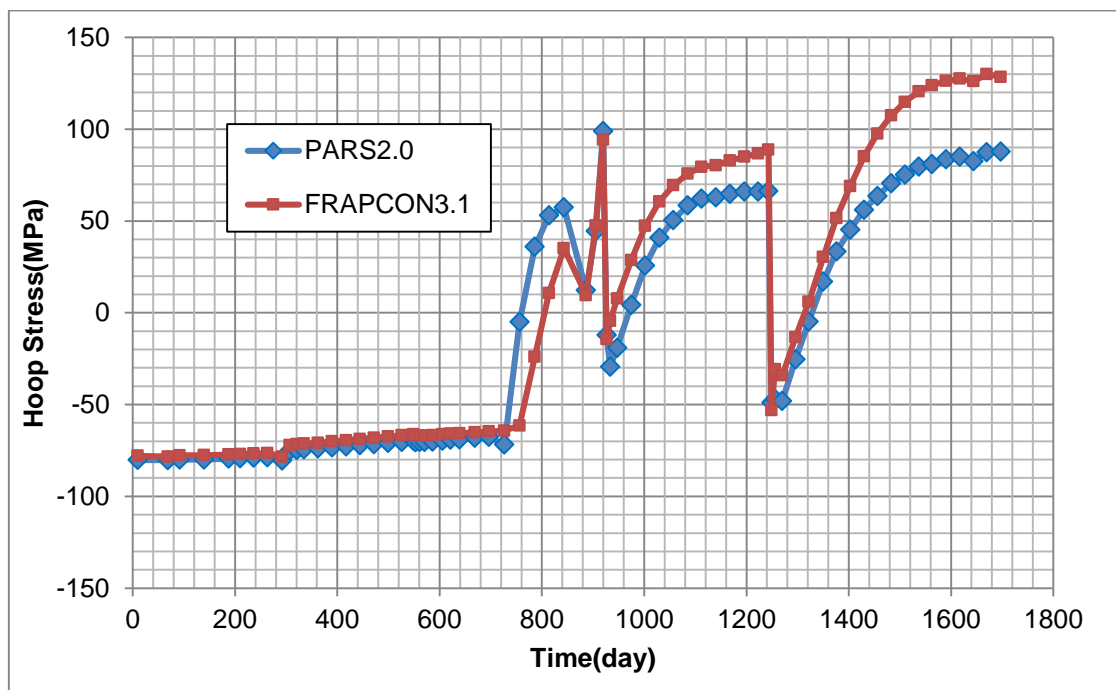


شکل ۷۳: شعاع داخلی غلاف برحسب زمان کار میله سوخت در راکتور در مقطع سوم محوری

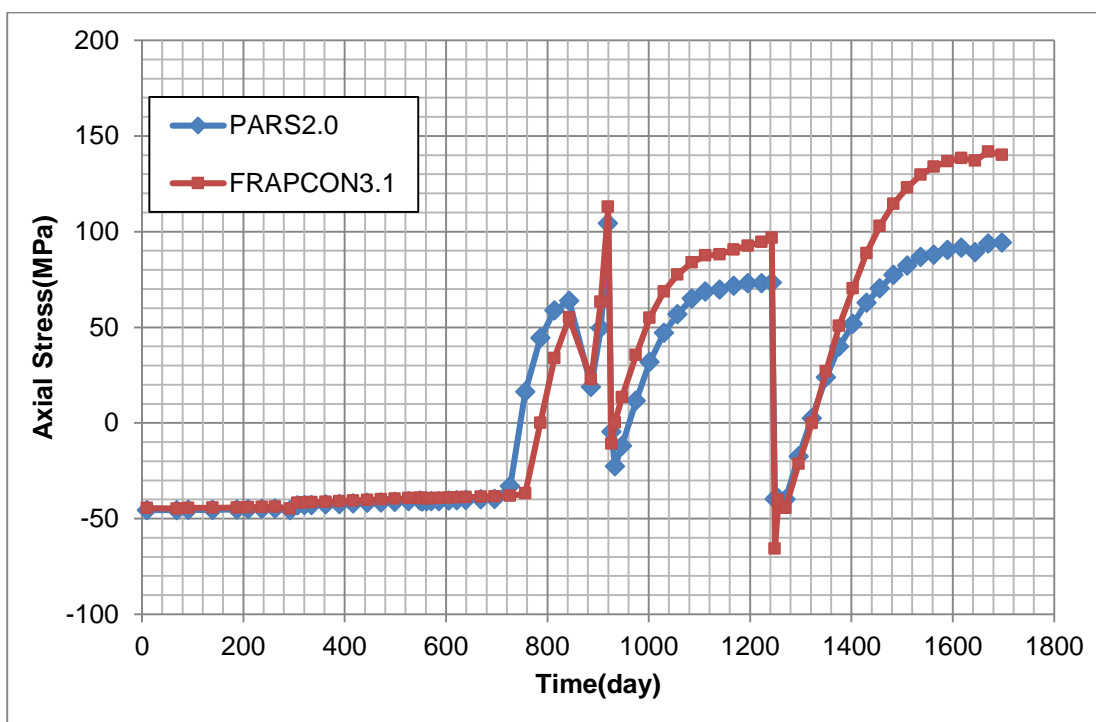


شکل ۷۴: اندازه شکاف بین سوخت و غلاف برحسب زمان کارکرد میله سوخت در مقطع سوم محوری

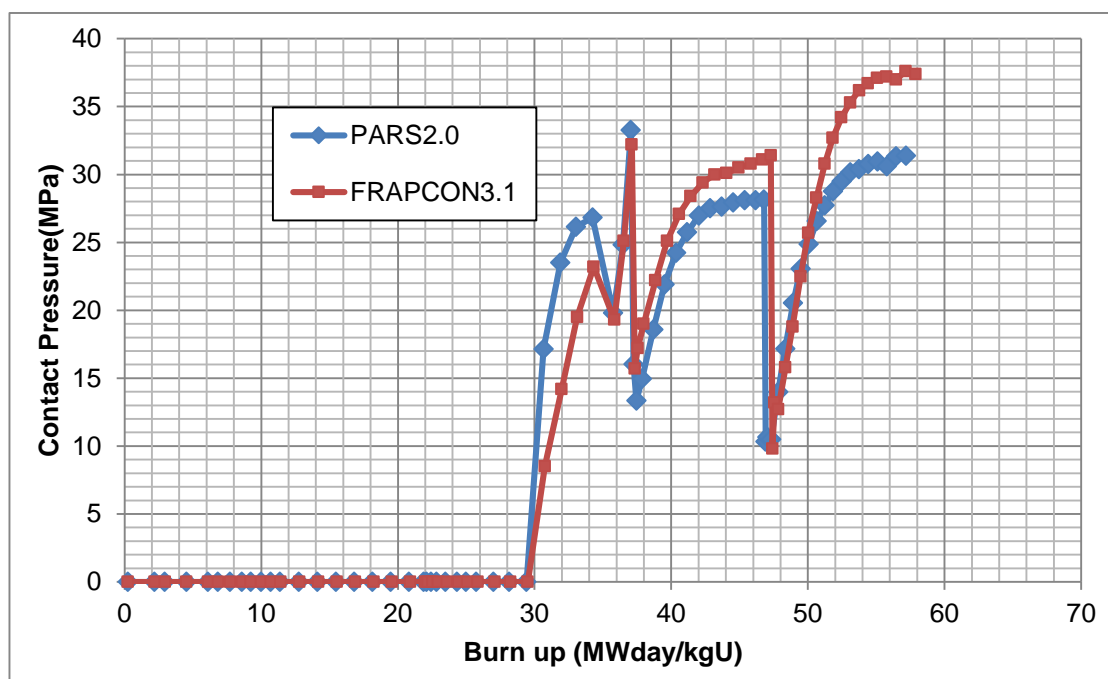
در شکل ۷۵ تغییر مقدار تنش محیطی و در شکل ۷۶ تغییر مقدار تنش محوری در غلاف در مقطع سوم میله سوخت در طی شرایط کاری ۱۶۹۷ روز ارائه شده است. ملاحظه می‌شود که نتایج کد PARS2.0 روند مشابهی با نتایج کد FRAPCON3.1 داشته و مقادیر تنشها از دقت خوبی برخوردار است. علت رشد بیشتر مقادیر تنش حاصل از کد FRAPCON3.1 نسبت به PARS2.0 در هر خیزش، مقدار نرخ خزش کمتر در کد FRAPCON3.1 نسبت به PARS2.0 است که بطبع تنش‌ها بیشتر می‌شود. علت تفاوت نرخ خزش در دو کد استفاده از روابط تجربی متفاوت برای محاسبه نرخ خزش در دو کد است. در شکل ۷۷ مقایسه‌ای از مقدار فشار تماسی بین سوخت و غلاف در مقطع سوم محوری میله سوخت به نمایش گذاشته شده است. پس از شروع تماس سخت فیزیکی (فرسایش  $30 \text{ MWd/kgU}$ ) مقادیر فشار تماسی محاسبه شده در کد PARS2.0 بیشتر از کد FRAPCON3.1 است. علت این امر تفاوت در مدل بازیابی جابجایی ناشی از ترک در دو کد می‌باشد. در کد PARS2.0 بر اساس شرط اعمال شده حاصل از معیار حداکثر بازیابی ۵۰ درصدی در کد است. در حالی که به نظر می‌رسد مدل پیچیده‌تری در کد FRAPCON3.1 استفاده شده باشد و در اسناد موجود روابط و توضیحاتی از آن ارائه نشده است. ملاحظه می‌شود این اختلاف در فشار تماسی تأثیر خود را در افزایش مقادیر تنش محیطی (شکل ۷۵) و محوری (شکل ۷۶) و ضریب انتقال حرارت گپ (شکل ۸۲) نیز گذاشته است. در شکل ۷۸ مقدار فرسایش سوخت بر حسب زمان در مقطع سوم محوری میله سوخت ارائه شده است.



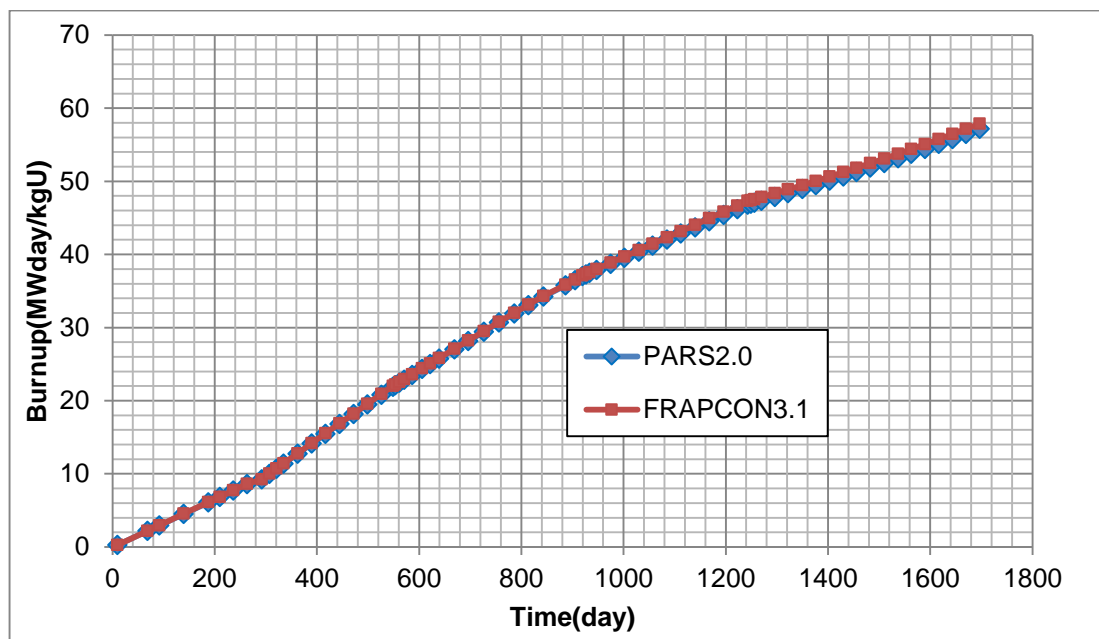
شکل ۷۵: تنش محیطی غلاف در مقطع سوم محوری میله سوخت بر حسب زمان



شکل ۷۶: تنش محوری غلاف در مقطع سوم محوری میله سوخت برحسب زمان



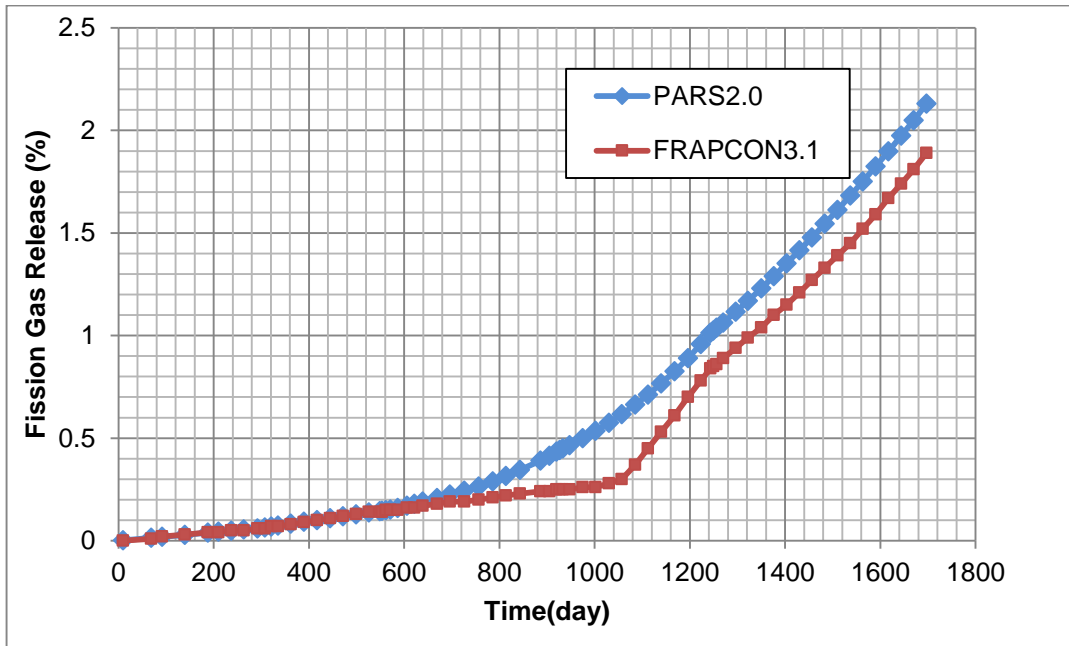
شکل ۷۷: فشار تماسی بین سوخت و غلاف در مقطع سوم محوری میله سوخت برحسب فرسایش



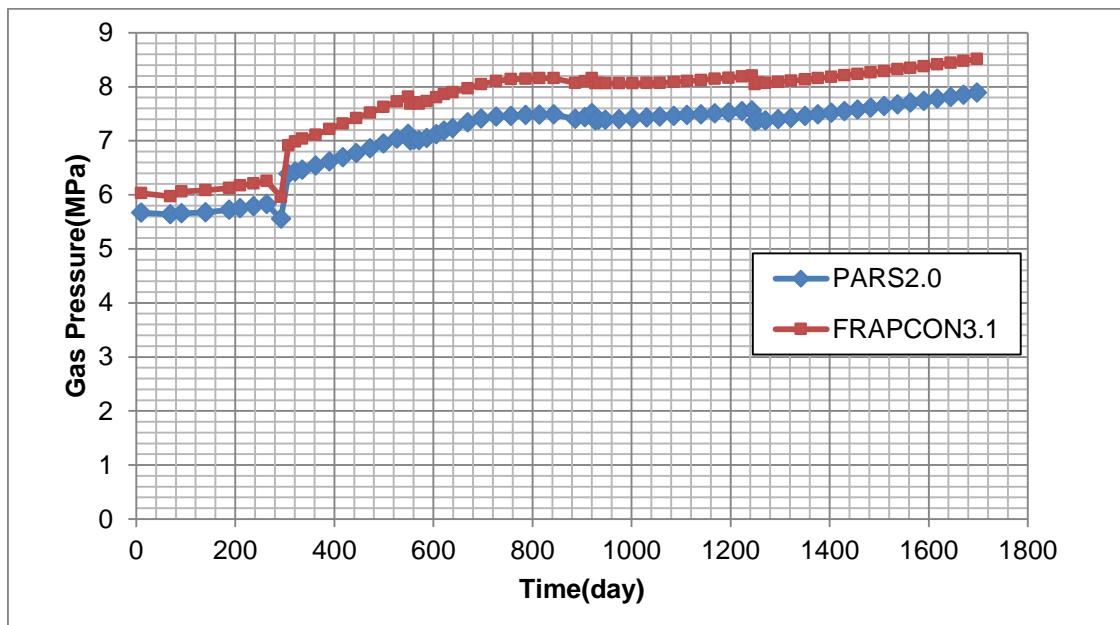
شکل ۷۸: مقایسه فرسایش بر حسب زمان در مقطع سوم محوری میله سوخت

تغییر نسبت گازهای حاصل از شکافت رها شده به تولید شده در کل میله سوخت در طی مدت زمان ۱۶۹۷ روز در شکل ۷۹ ارائه شده است. نتایج ارائه شده مربوط به مدل اصلاح شده Forsberg&Massih از کد FRAPCON3.1 است که با نتایج مدل اصلاح شده Forsberg&Massih حاصل از کد PARS2.0 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 رهایش محصولات شکافت گازی در مقایسه با نتایج تجربی بعضاً تفاوت قابل توجهی دارد که نشان‌دهنده پیچیدگی پدیده و ضعف مدل‌های محاسباتی در شبیه‌سازی این پدیده است.

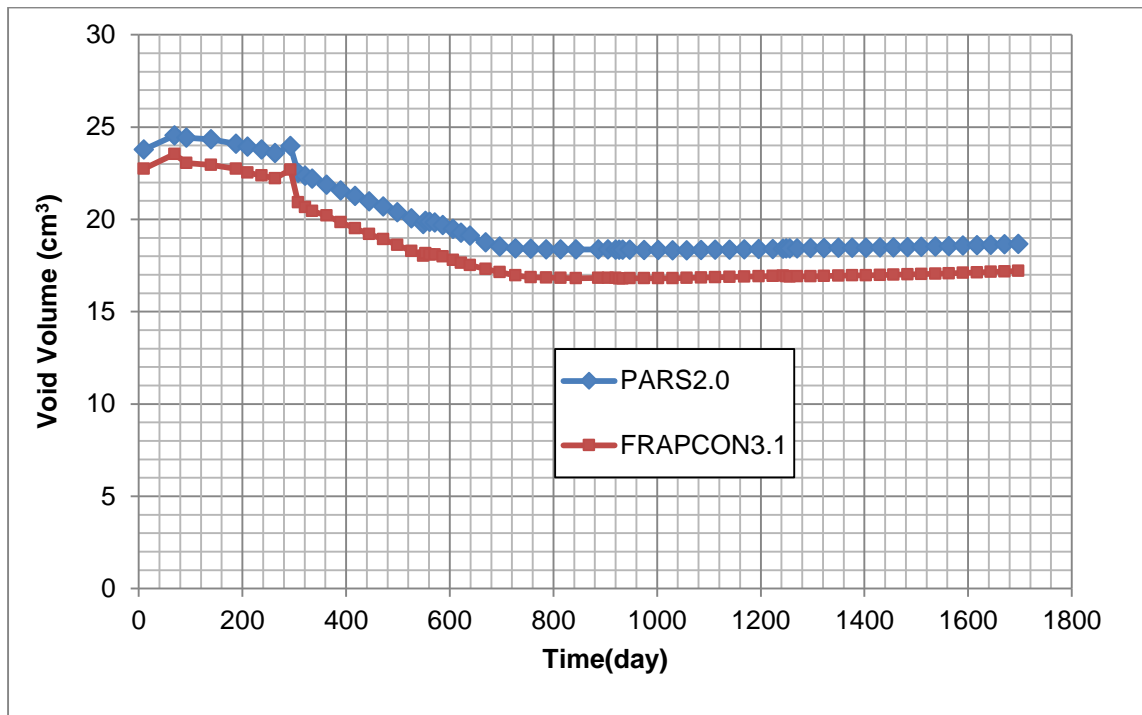
در شکل ۸۰ فشار گاز درون میله و در شکل ۸۱ تغییر حجم آزاد درون میله سوخت در طول سیکل ارائه شده است. ملاحظه می‌شود که روند تغییرات فشار و حجم مشابه نتایج کد FRAPCON3.1 است. تغییر ضریب انتقال حرارت شکافت گازی بر حسب فرسایش در مقطع سوم محوری در شکل ۸۲ ارائه شده است. ملاحظه می‌شود که در فاصله ۵۰۰ تا ۷۵۰ روز اختلافی بین نتایج دو کد دیده می‌شود. این بازه زمانی مربوط به بازیابی فواصل ناشی از ترک است که در کد PARS2.0 از مفهوم ساده اولویت پدیده بازیابی تا رسیدن به ۵۰ درصد اولیه نسبت به سایر پدیده‌ها است در حالی که به نظر می‌رسد در کد FRAPCON3.1 مدلی خاص و پیچیده‌تر برای این موضوع استفاده شده باشد که مدل آن در دسترس نمی‌باشد.



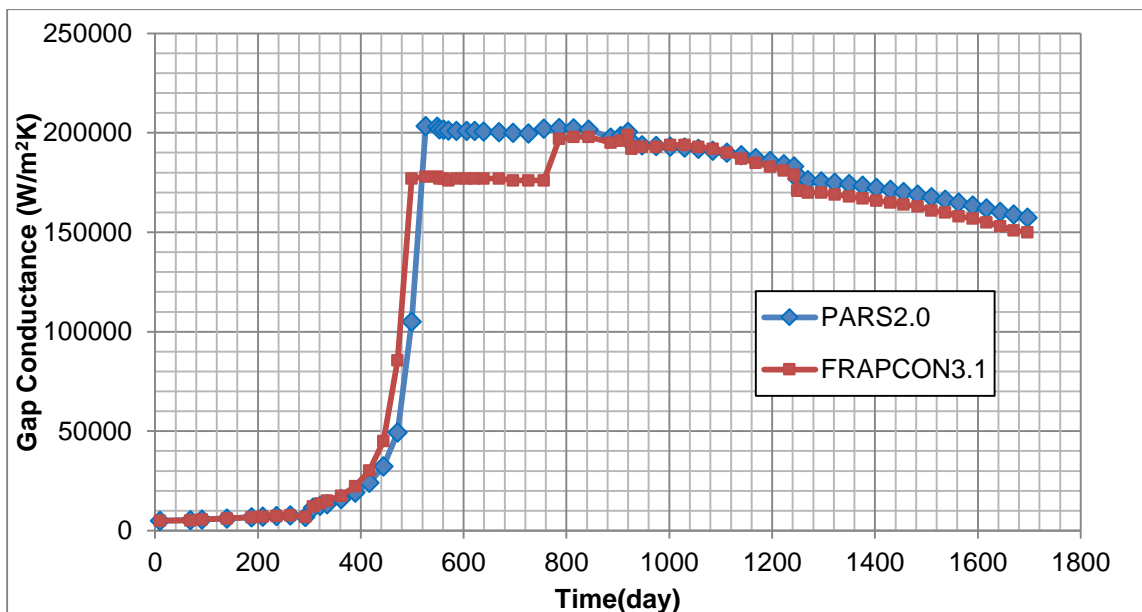
شکل ۷۹: نسبت گازهای حاصل از شکافت رها شده به تولید شده در کل میله سوخت



شکل ۸۰: فشار گاز درون میله سوخت بر حسب زمان



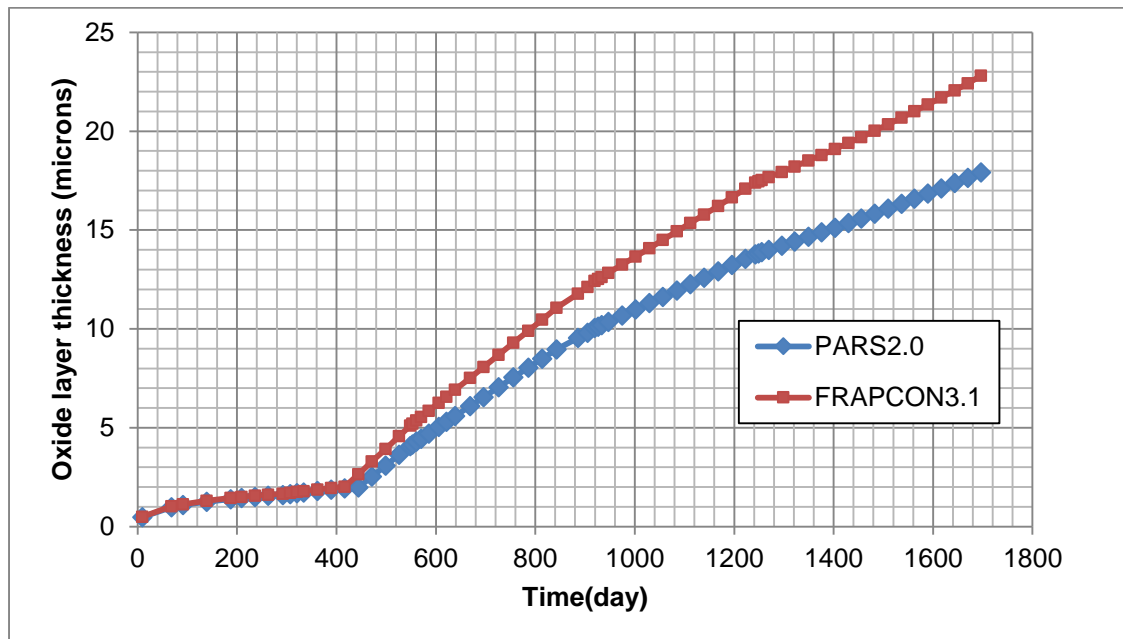
شکل ۸۱: حجم گاز درون میله سوخت بر حسب زمان



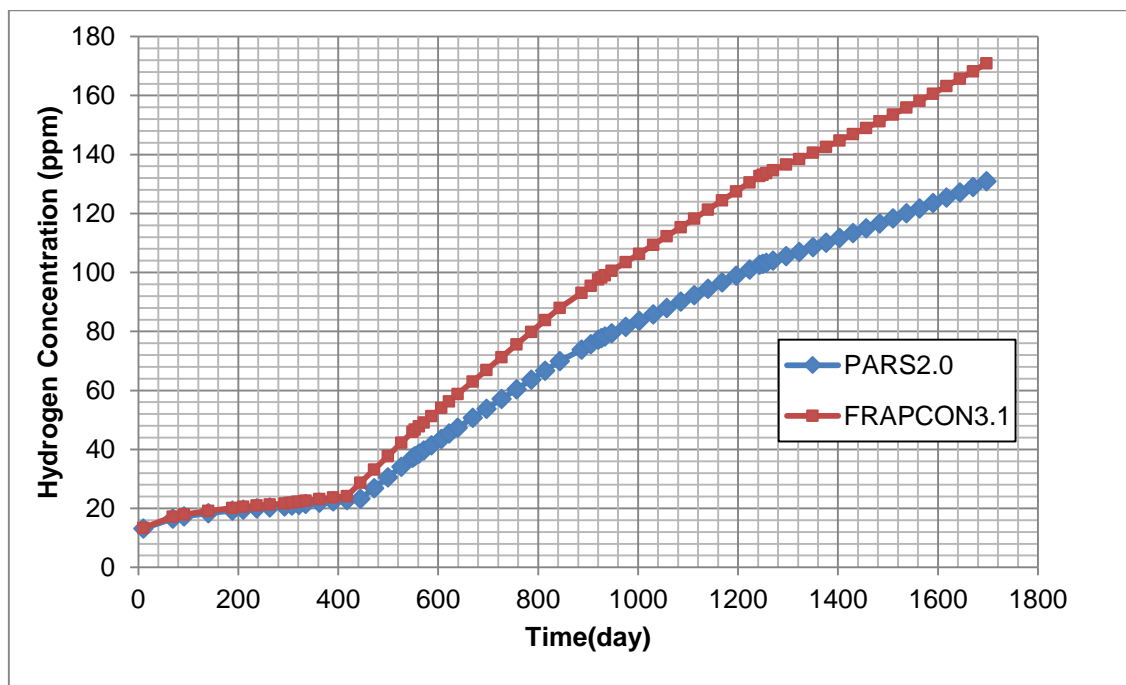
شکل ۸۲: ضریب انتقال حرارت شکاف گازی در مقطع سوم محوری بر حسب زمان

شکل ۸۳ ضخامت لایه اکسید محاسبه شده توسط کد FRAPCON3.1 و نتایج کد PARS2.0 را در طی زمان نمایش می‌دهد. شکل ۸۴ غلظت هیدروژن موجود در غلاف را بر حسب 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 می باشد.

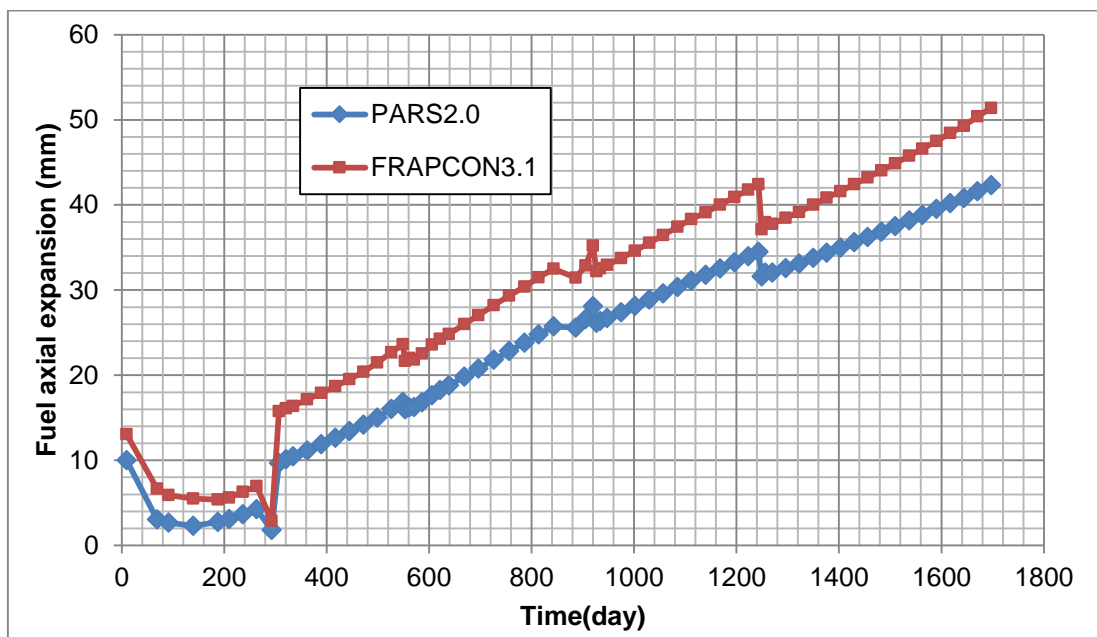


شکل ۸۳: ضخامت لایه اکسید در مقطع سوم محوری بر حسب زمان



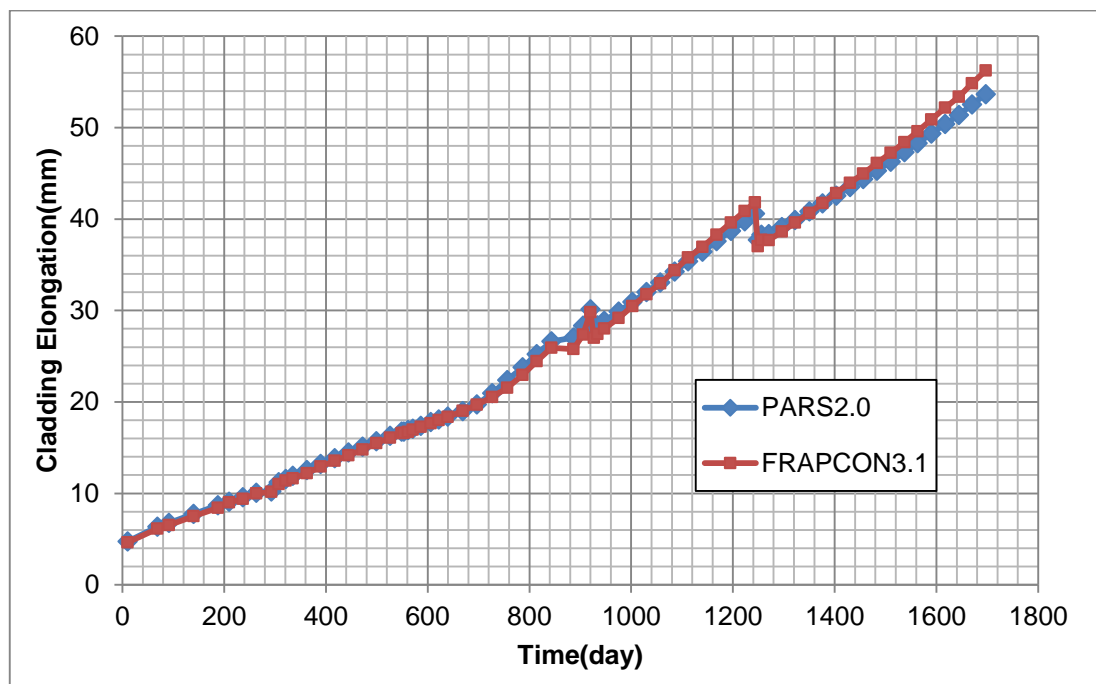
شکل ۸۴: غلظت هیدروژن در غلاف در مقطع سوم محوری بر حسب زمان

در شکل ۸۵ نتایج تغییر طول سوخت آمده است. این تغییر شکل در جهت محوری است و ناشی از پدیده‌های تورم، انبساط حرارتی و تراکم است. همچنین در شکل ۸۶ تغییر طول غلاف ناشی از تمامی پدیده‌های تأثیرگذار شامل انبساط حرارتی، کرنش ناشی از تنش، خزش و شار نوترون‌های سریع در مقایسه با کد FRAPCON3.1 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 ۸۵: تغییر طول سوخت در طی زمان





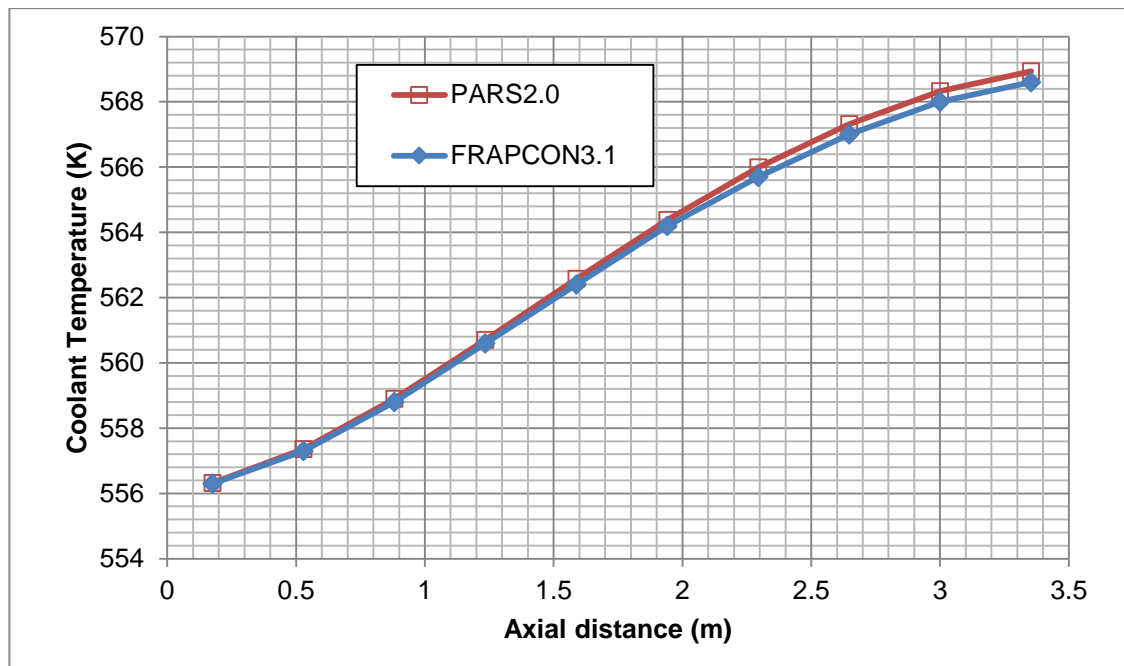
شکل ۸۶: تغییر طول غلاف ناشی از همه پدیده‌های تأثیرگذار در طی زمان

### ۱۳-۲- نتایج مسئله نمونه شماره ۲

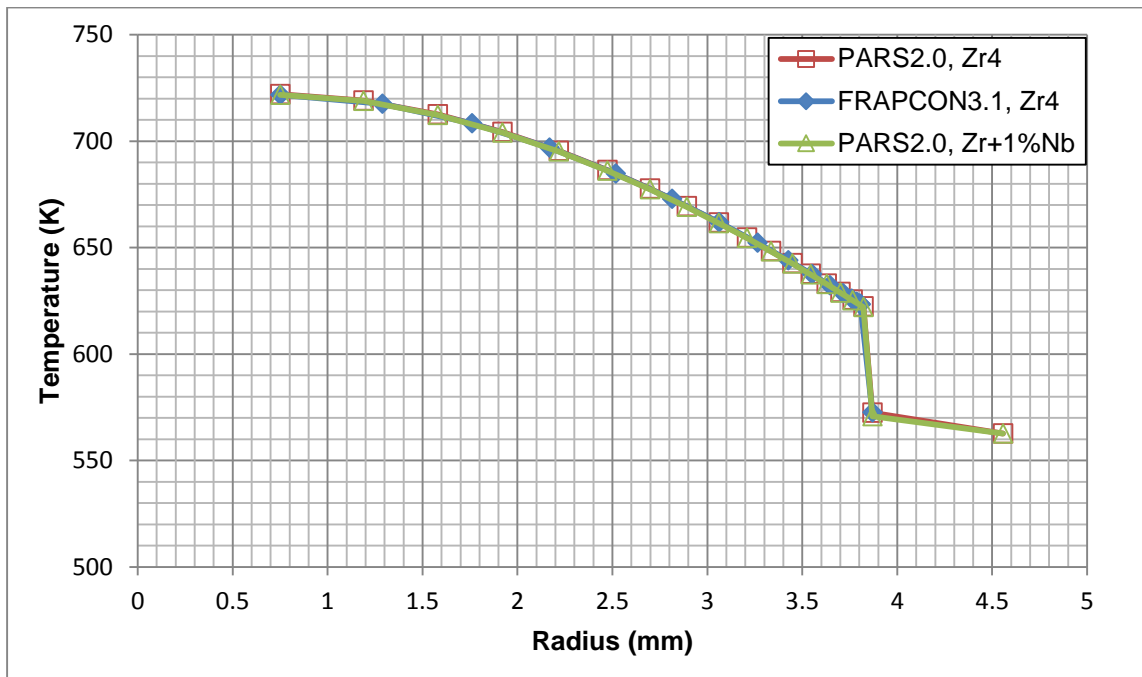
نتایج حاصل از مدل‌سازی میله سوخت راکتور هسته‌ای بوشهر در ادامه ارائه شده است. لازم به ذکر است که کد FRAPCON3.1 دارای خواص غلاف از جنس  $Zr+1\%Nb$  نمی‌باشد ولی حفره مرکزی در تمامی محاسبات این کد لحاظ می‌شود. جهت اعتبارسنجی کد PARS2.0، مدل‌سازی برای دو نوع غلاف از جنس زیرکالوی ۴ و  $Zr+1\%Nb$  در کد PARS2.0 صورت گرفته است ولی مدل‌سازی در کد FRAPCON3.1 تنها برای غلاف از جنس زیرکالوی ۴ انجام شده است. توزیع محوری دمای سیال در ابتدای سیکل کاری در شکل ۸۷ با نتایج از کد FRAPCON3.1 مقایسه شده است و انطباق بسیار خوبی دارد. لازم به ذکر است محاسبات سیال در کد PARS2.0 مستقل از جنس غلاف است.

در شکل ۸۸ توزیع شعاعی دمای میله سوخت در مقطع دوم در ابتدای کارکرد میله سوخت ارائه شده است که انطباق بسیار خوبی بین نتایج وجود دارد. در شکل ۸۹ توزیع نسبی توان میله سوخت در جهت شعاعی در ابتدای کارکرد میله در مقطع محوری دوم آمده است. ملاحظه می‌شود که نتایج کد PARS2.0 و کد FRAPCON3.1 در گره اول و گره‌های مجاور سطح بیرونی سوخت اختلافی دارند که منشأ آن مشخص نمی‌باشد و به احتمال زیاد ناشی از تفاوت در حجم‌بندی شعاعی در دو کد می‌باشد. همانطور که انتظار می‌رفت جنس غلاف در محاسبات این

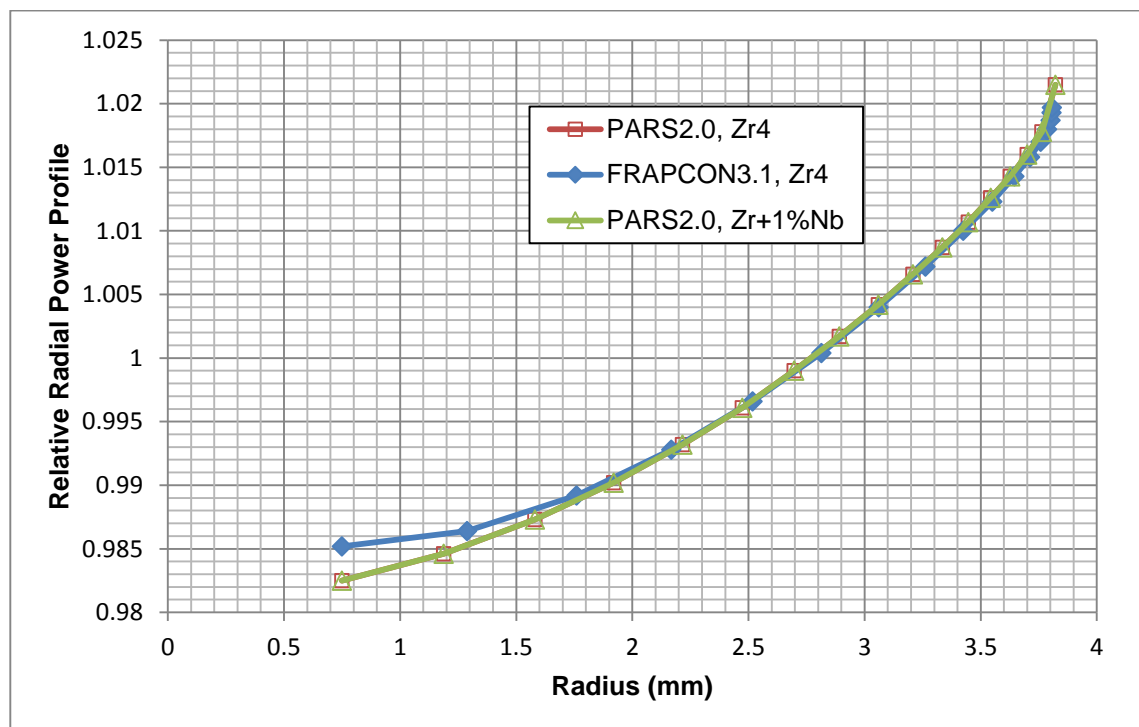
پدیده اثرگذار نبوده و محاسبات صورت گرفته به شرایط توان تولیدی و هندسه سوخت وابستگی شدیدی دارد. در شکل ۹۰ توزیع شعاعی دما و در شکل ۹۱ توزیع نسبی شعاعی توان تولیدی در میله سوخت در انتهای دوره کاری میله سوخت در راکتور برای مقطع محوری دوم ارائه شده است. همچنین شکل ۹۲ و شکل ۹۳ به ترتیب مربوط به دمای مرکز و سطح خارجی لایه اکسید در مقطع محوری دوم برحسب زمان می‌باشد. ملاحظه می‌شود که در زمان ۶۰۰ روز به بعد اختلاف اندکی بین نتایج دو کد در دمای مرکز سوخت وجود دارد که در انتهای روز ۱۰۰۰ به حدود ۳۰ کلوین می‌رسد. که منشأ آن اختلاف، به عوامل گوناگون شامل ضریب هدایت حرارتی سوخت، گره‌بندی متفاوت شعاعی، زمان تماس سوخت و غلاف، مقدار رهایش گاز و تفاوت در ضریب انتقال حرارت شکاف گازی بر می‌گردد.



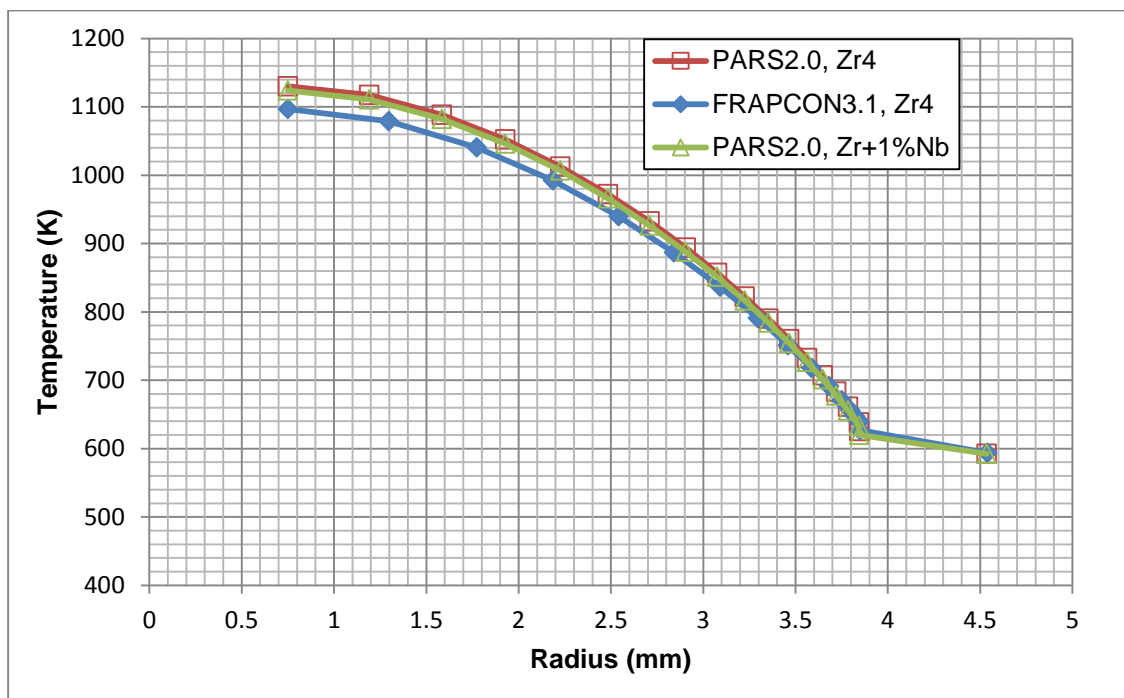
شکل ۸۷: توزیع محوری دمای سیال در ابتدای کار راکتور



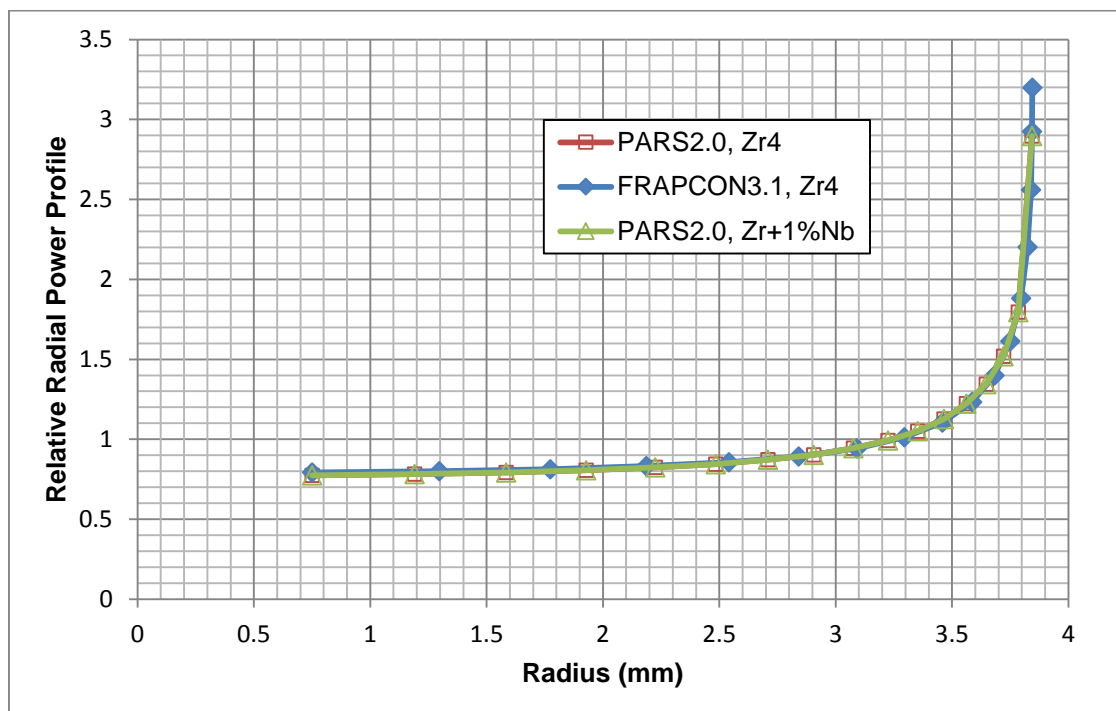
شکل ۸۸: توزیع شعاعی دما در میله سوخت در مقطع دوم محوری در ابتدای کار راکتور



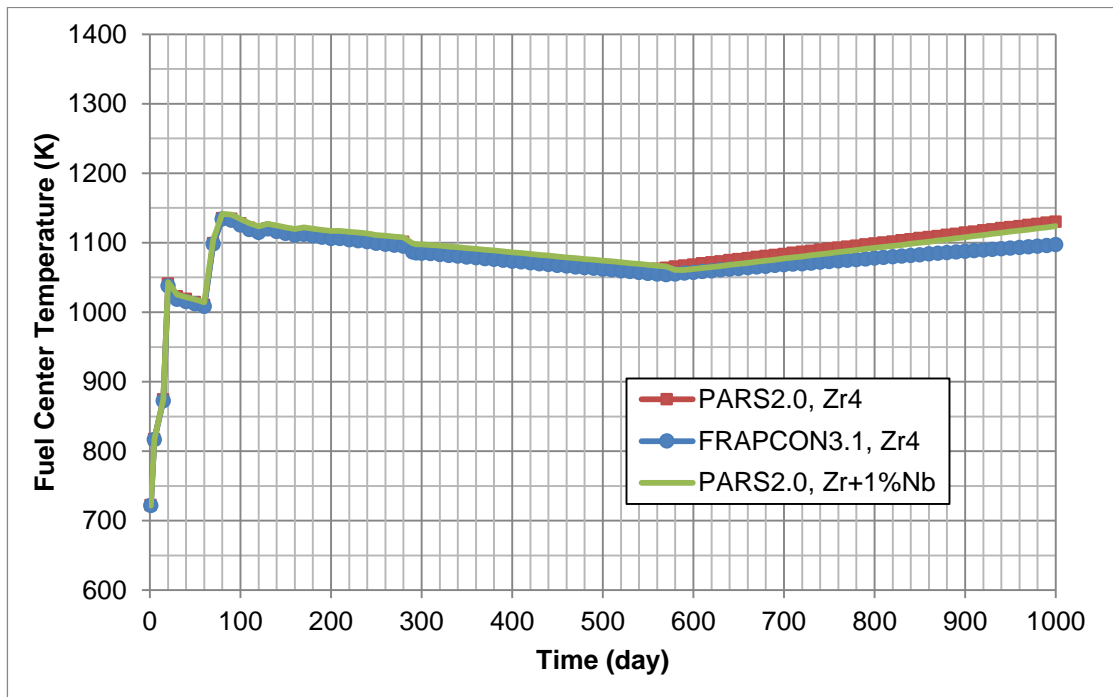
شکل ۸۹: توزیع نسبی شعاعی توان در سوخت در مقطع دوم محوری در ابتدای کارکرد میله در راکتور



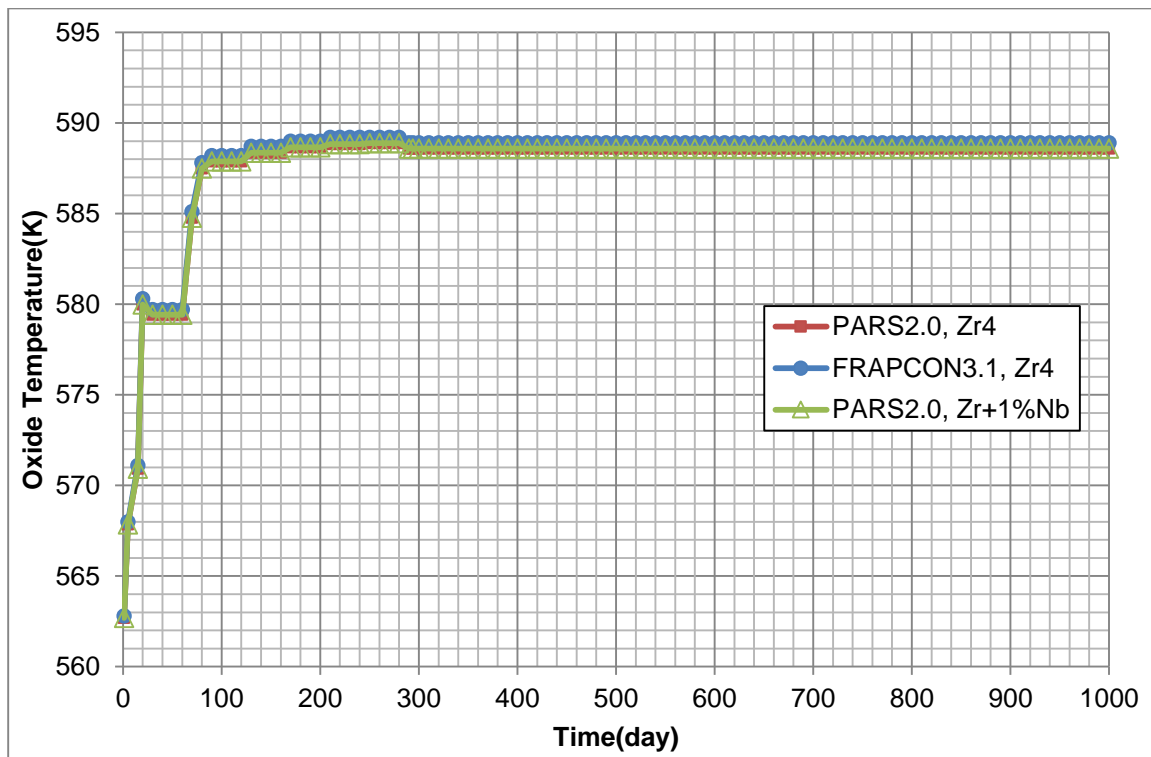
شکل ۹۰: توزیع شعاعی دما در مقطع دوم محوری میله سوخت پس از ۱۰۰۰ روز



شکل ۹۱: توزیع نسبی شعاعی توان در سوخت در مقطع دوم محوری پس از ۱۰۰۰ روز

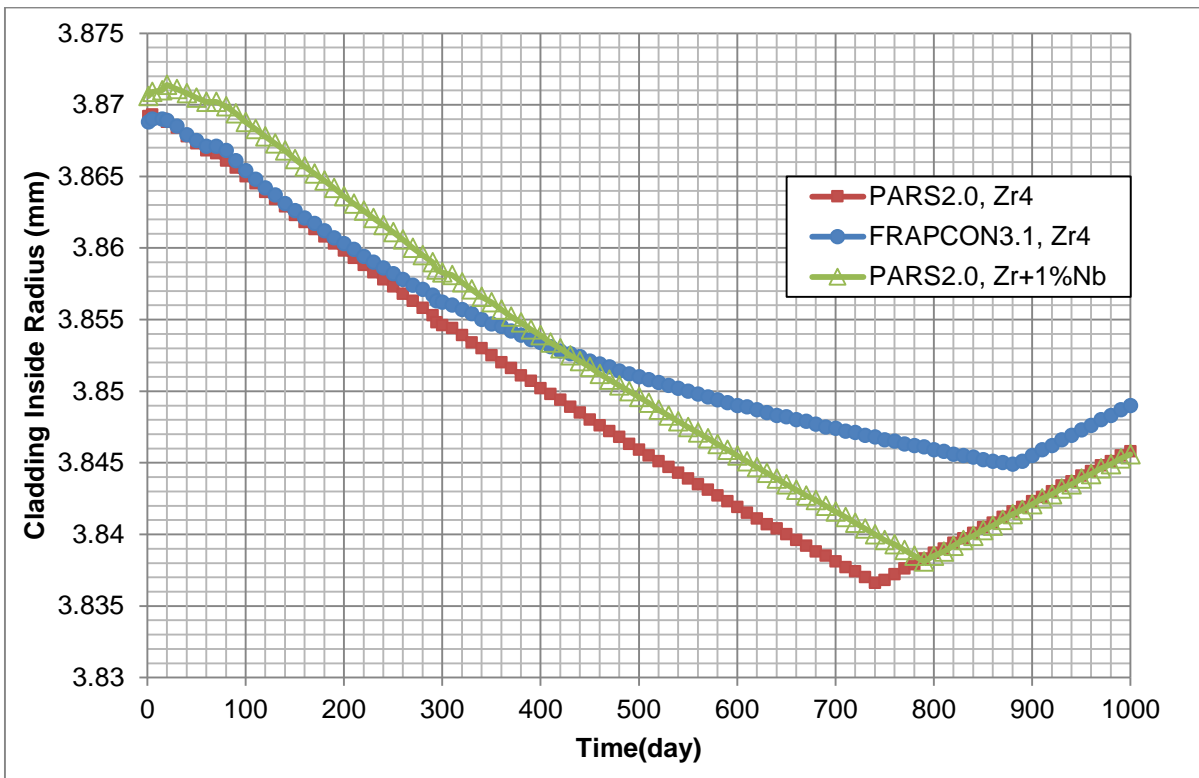


شکل ۹۲: دمای مرکز سوخت بر حسب زمان در مقطع دوم محوری میله سوخت

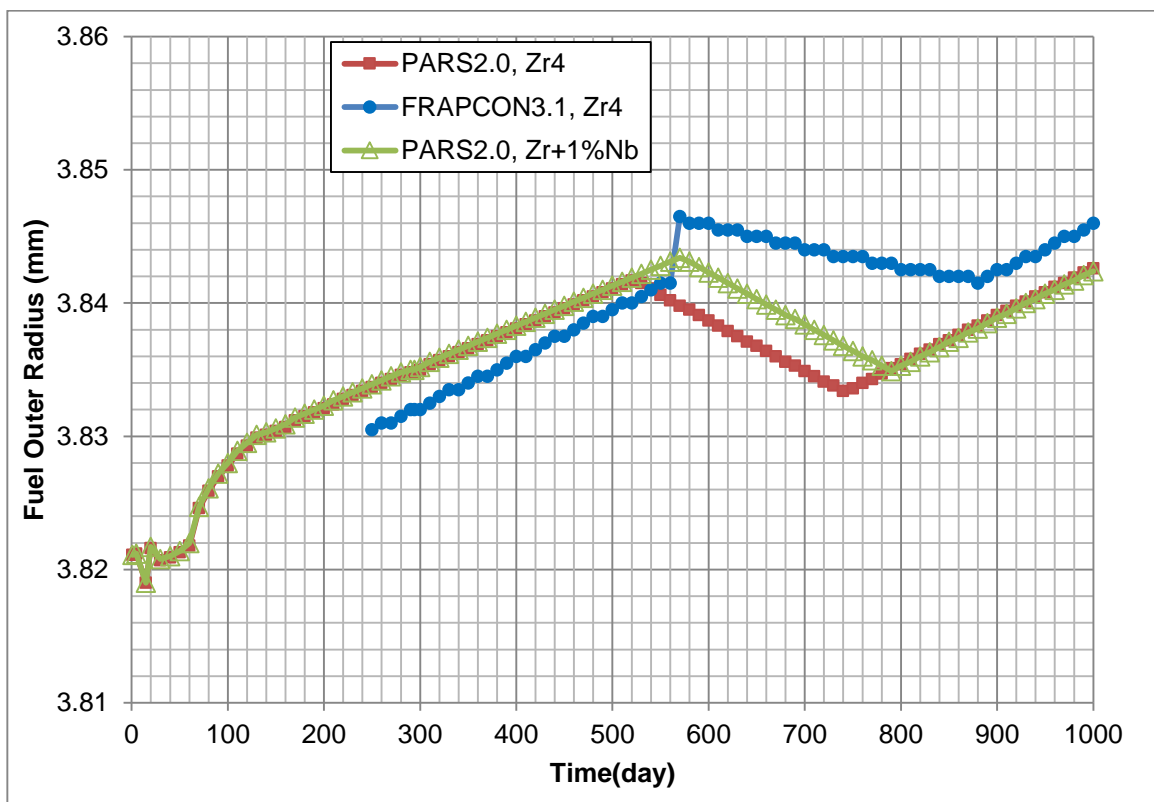


شکل ۹۳: دمای سطح لایه اکسید بر حسب زمان در مقطع دوم محوری میله سوخت

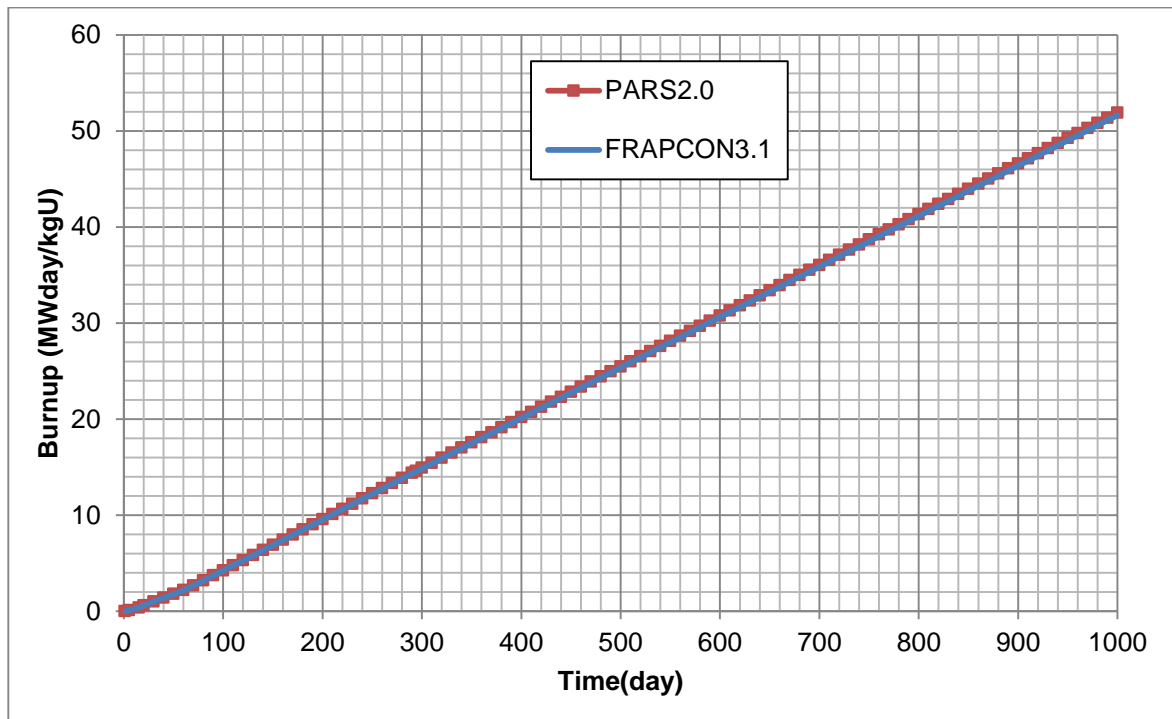
در شکل ۹۴ شعاع داخلی غلاف بر حسب زمان در مقطع دوم محوری میله سوخت حاصل از کد PARS2.0 و FRAPCON3.1 ارائه شده است. تفاوت در خواص غلاف از جنس زیرکالوی ۴ و Zr+1%Nb تفاوتی در نتایج ایجاد نموده که محسوس می‌باشد. این تفاوت‌ها ناشی از تفاوت در ضریب انبساط حرارتی، ضریب مدول یانگ و خزش در دو نوع غلاف است. مدل استفاده شده برای پدیده خزش برای غلاف Zr+1%Nb مدل دوم ( معادله (۸۵-۸) ) است که نتایج آن در شکل ۹۴ آمده است. شعاع خارجی سوخت در شکل ۹۵ در مقطع دوم محوری میله سوخت بر حسب زمان حاصل از کد PARS2.0 و FRAPCON3.1 ارائه شده است. در کد FRAPCON مختصات شعاع خارجی سوخت در مقطع محوری داغ در هر گام زمانی چاپ می‌شود. با توجه به اینکه در گام‌های زمانی قبل از ۲۴۰ روز بخش‌های محوری دیگری مقطع داغ است، نتایج برای مقطع محوری دوم چاپ نشده و داده‌ها ناقص است و نمودار مربوطه در شکل ۹۵ به صورت ناقص دیده می‌شود. با توجه به یکسان بودن مدل‌های تغییر شکل برای پدیده‌های انبساط حرارتی، تورم، تراکم و جابجایی ناشی از ترک در کد PARS2.0 و FRAPCON3.1 که مستقل از جنس غلاف است و همچنین با توجه به نتایج بسیار نزدیک حرارتی که روی نتایج تغییر شکل اثرگذار است، ملاحظه می‌شود که نتایج تغییر شکل شعاعی سوخت حاصل از کد PARS2.0 برای دو نوع غلاف بسیار به هم نزدیک است. مدل‌های خزش مختلف در دو کد PARS2.0 و FRAPCON3.1 منجر به تغییر شکل متفاوت غلاف شده و در نهایت موجب شده است که نقطه شروع تماس سوخت و غلاف در دو کد متفاوت باشد و تغییر شکل سوخت نیز تحت تأثیر این موضوع باشد و منشأ این اختلاف گردد. در نتایج کد FRAPCON3.1 دیده می‌شود که در روز ۵۶۰ روز در لحظه اولین تماس سوخت و غلاف تغییر ناگهانی در مقادیر شعاع خارجی سوخت دیده می‌شود که با پدیده‌های فیزیکی قابل توصیف نیست. همچنین در شکل ۹۶ مقدار فرسایش سوخت بر حسب زمان در دو کد در مقطع دوم محوری میله سوخت مقایسه شده است.



شکل ۹۴: شعاع داخلی غلاف بر حسب زمان در مقطع دوم محوری میله سوخت



شکل ۹۵: شعاع خارجی سوخت بر حسب زمان در مقطع دوم محوری میله سوخت

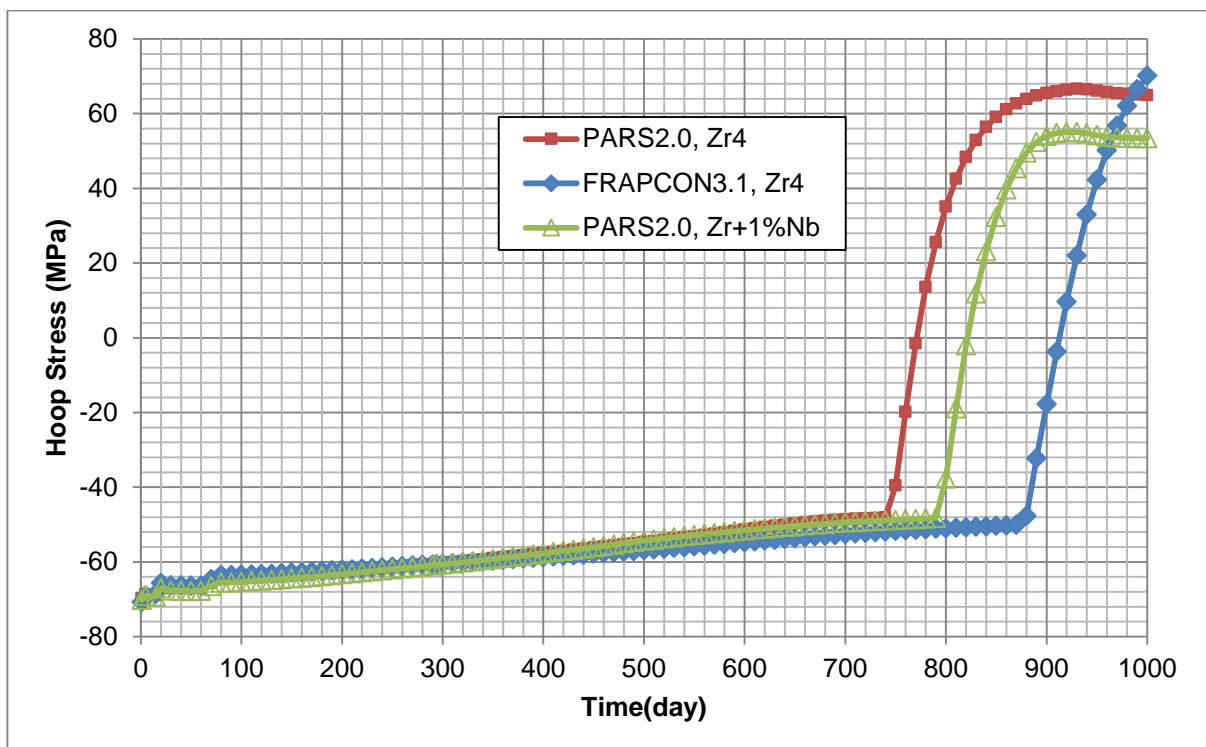


شکل ۹۶: فرسایش بر حسب زمان در مقطع دوم محوری میله سوخت

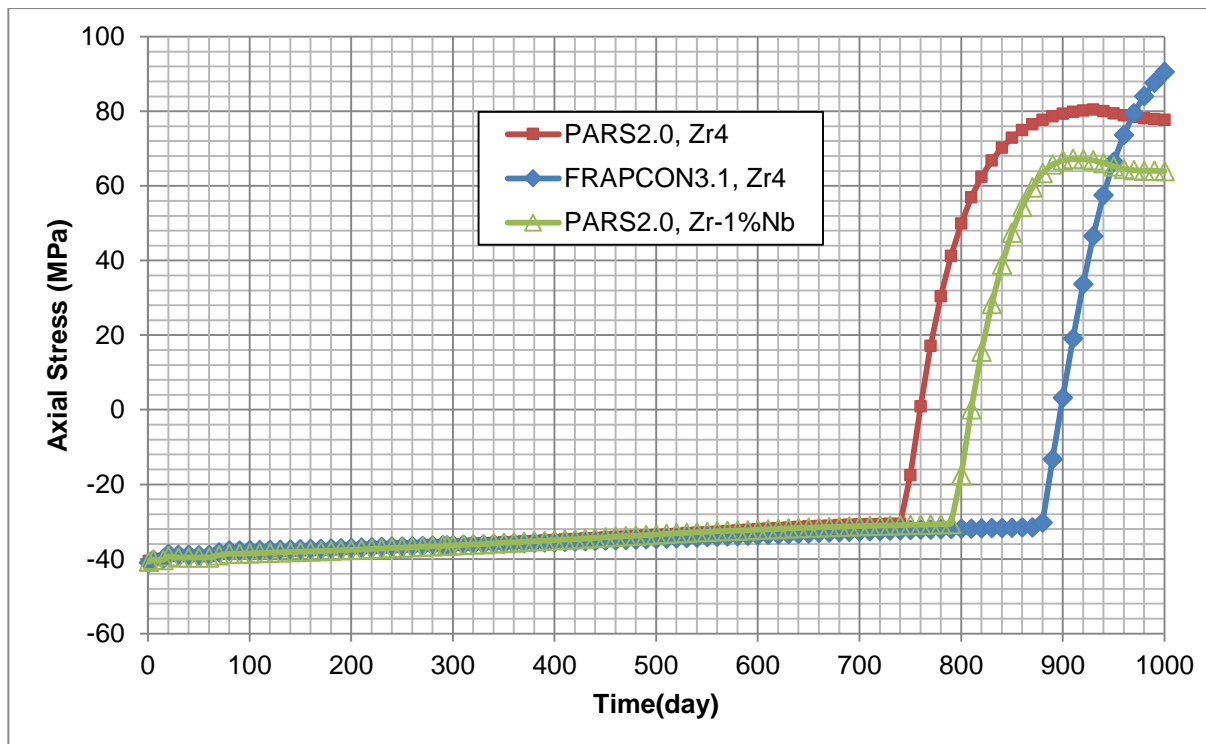
در شکل‌های ۹۷ و ۹۸ به ترتیب تنش محیطی و محوری غلاف در مقطع محوری دوم میله سوخت ارائه شده است. تا قبل از شروع تماس سخت بین سوخت و غلاف شرایط گپ باز حاکم است و مقدار تنش محیطی و محوری متأثر از فشار گاز داخل میله و فشار سیال خنک‌کننده، تغییر شکل‌های غلاف و خواص مکانیکی غلاف است. ملاحظه می‌شود که بین نتایج دو کد اختلاف اندکی وجود دارد که ناشی از عوامل یادشده است. همچنین این عوامل منجر به پیش‌بینی متفاوت برای بسته شدن گپ شده و روی مقادیر تنش نیز تأثیرگذار است.

در شکل ۹۹ فشار گاز درون میله بر حسب زمان ارائه شده است. فشار گاز وابسته به مقدار گازهای درون میله، حجم و دمای گاز در بخش‌های مختلف میله می‌باشد. در شکل ۱۰۰ مقدار کسر گازهای حاصل از شکافت آمده است. ملاحظه می‌شود با توجه به دمای نسبتاً پایین میله سوخت مقدار رهایش گاز بسیار پایین است. در شکل ۱۰۱ حجم آزاد درون میله سوخت بر حسب زمان ارائه شده است. ملاحظه می‌شود که تفاوت جنس غلاف تفاوت‌هایی را در نتایج ایجاد نموده است. این تفاوت ناشی از تغییر شکل متفاوت غلاف در دو نوع غلاف زیرکالیوم و  $Zr+1\%Nb$  است که منجر به تفاوت حجم آزاد درون میله شده و به تبع آن در فشار گاز (شکل ۹۹) نیز اثرگذار است. مقدار ضریب انتقال حرارت شکاف گازی در مقطع دوم محوری میله سوخت بر حسب زمان در شکل ۱۰۲ آمده است.

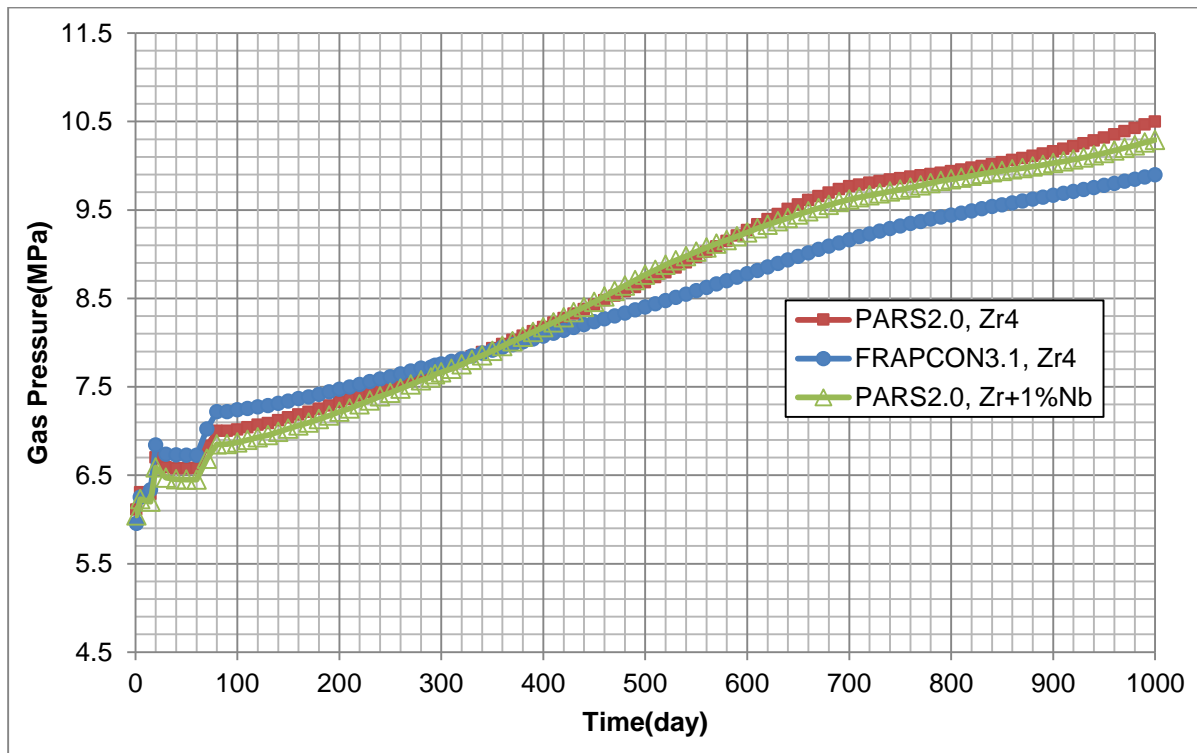




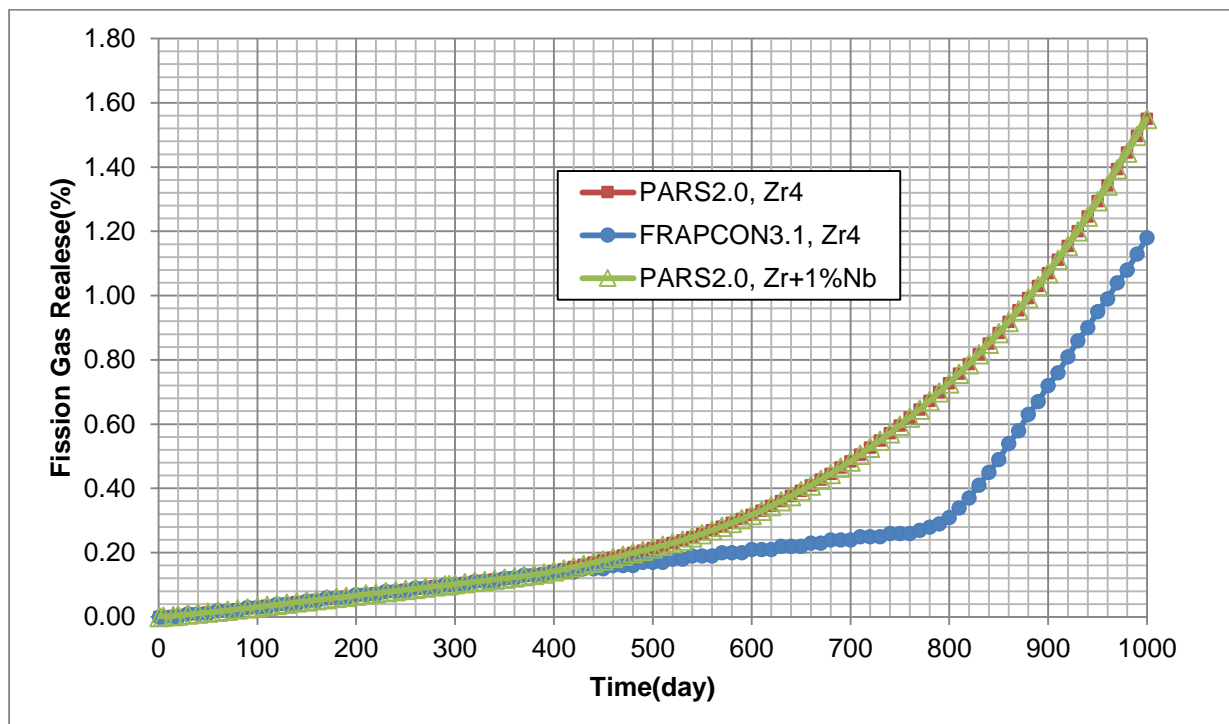
شکل ۹۷: تنش محیطی غلاف بر حسب زمان در مقطع دوم محوری میله سوخت



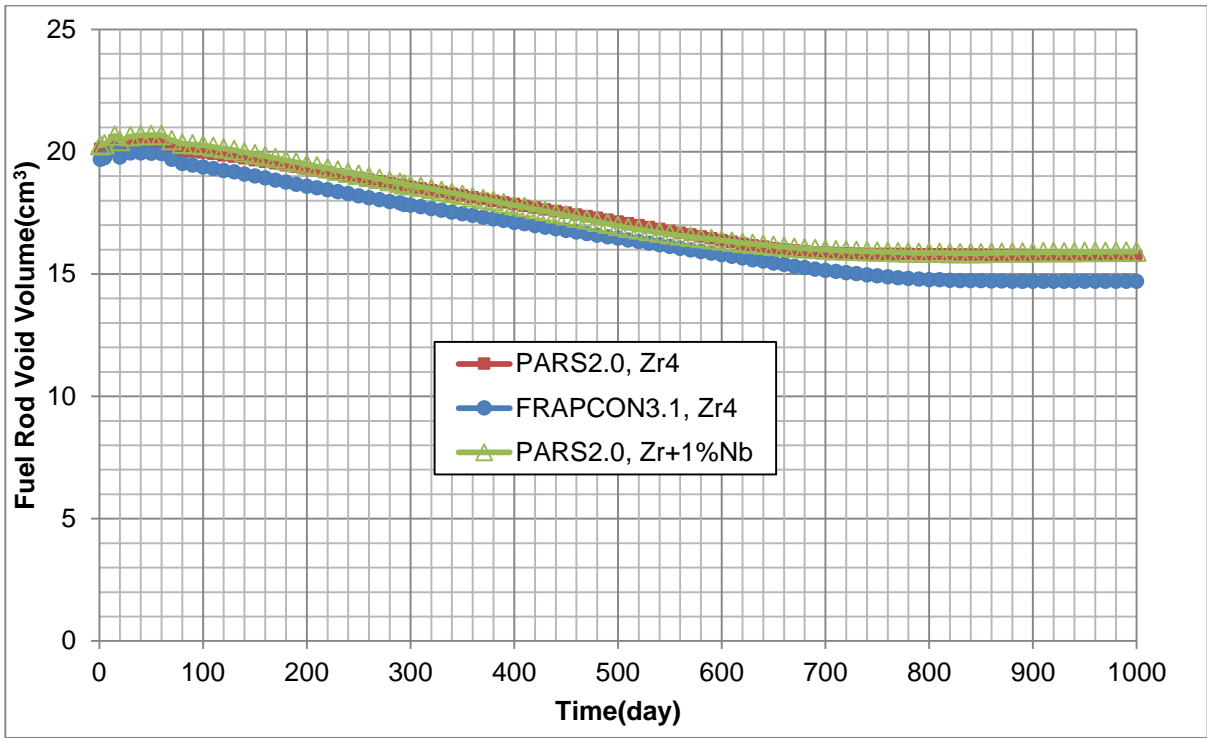
شکل ۹۸: تنش محوری غلاف بر حسب زمان در مقطع دوم محوری میله سوخت



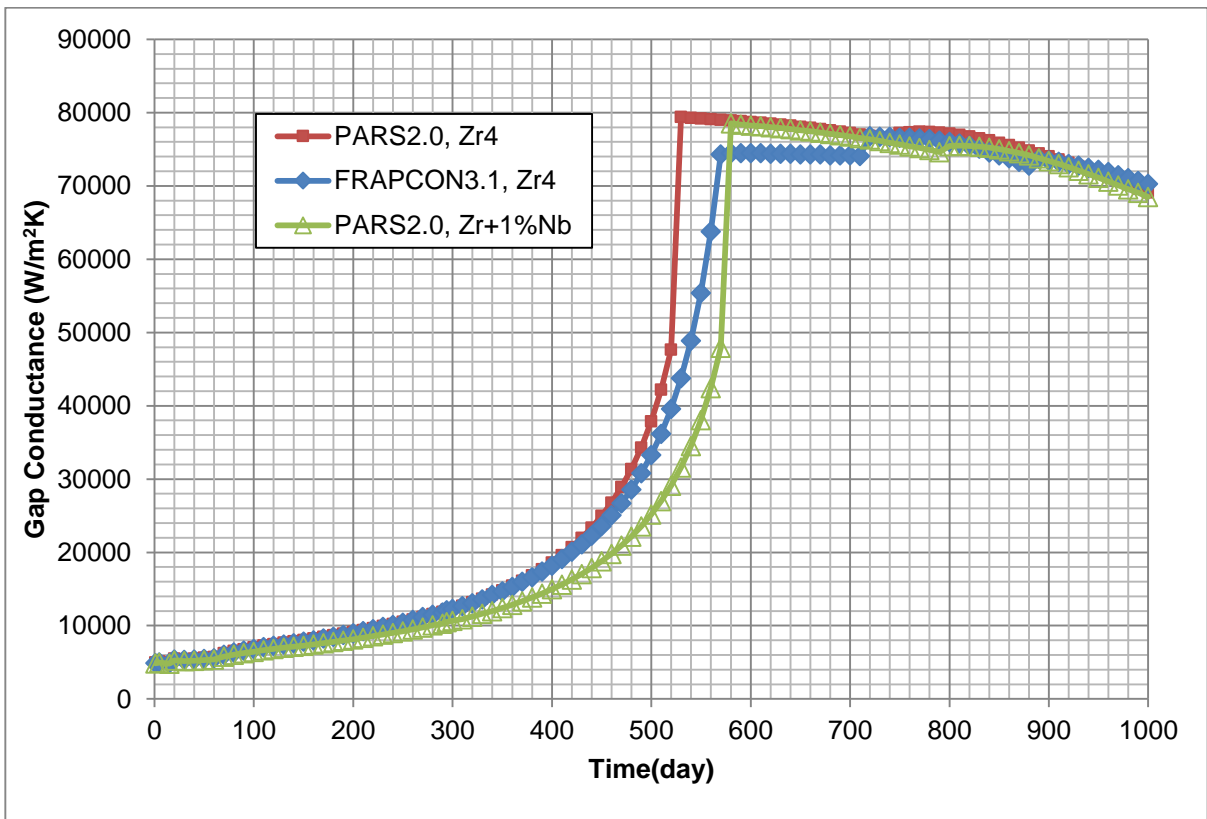
شکل ۹۹: فشار گاز درون میله سوخت بر حسب زمان



شکل ۱۰۰: نسبت گازهای حاصل از شکافت رها شده به تولید شده در کل میله سوخت بر حسب زمان

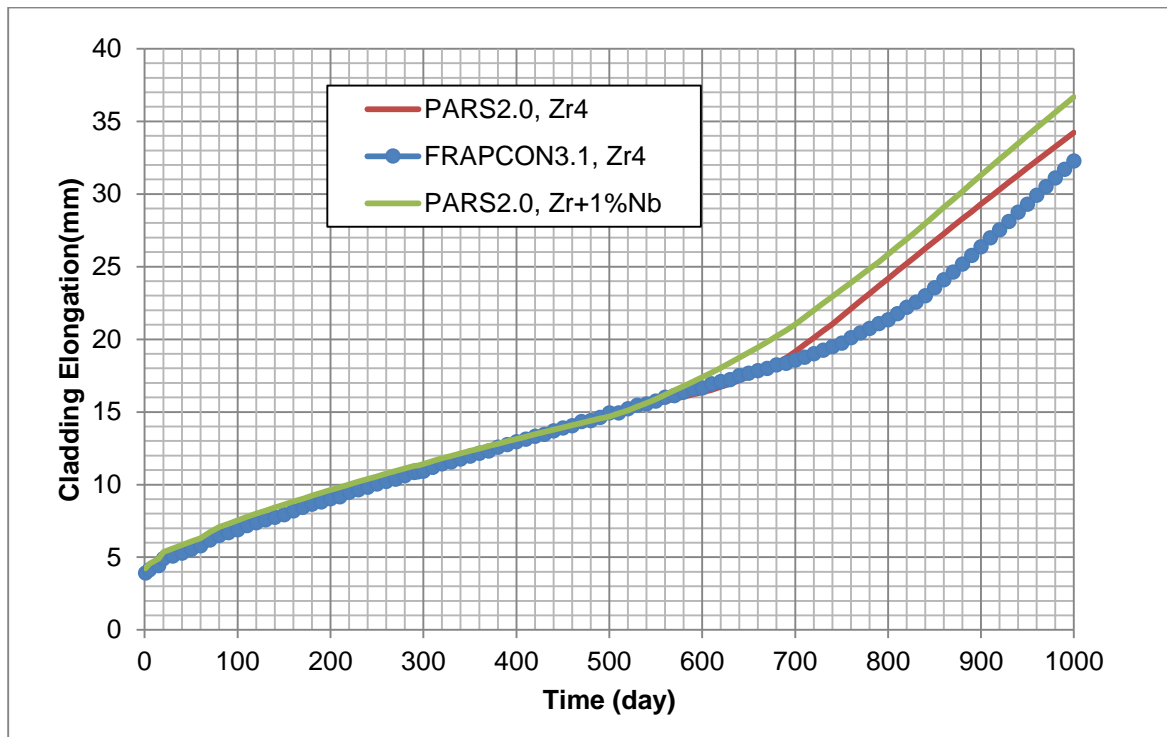


شکل ۱۰۱: حجم گاز درون میله سوخت بر حسب زمان

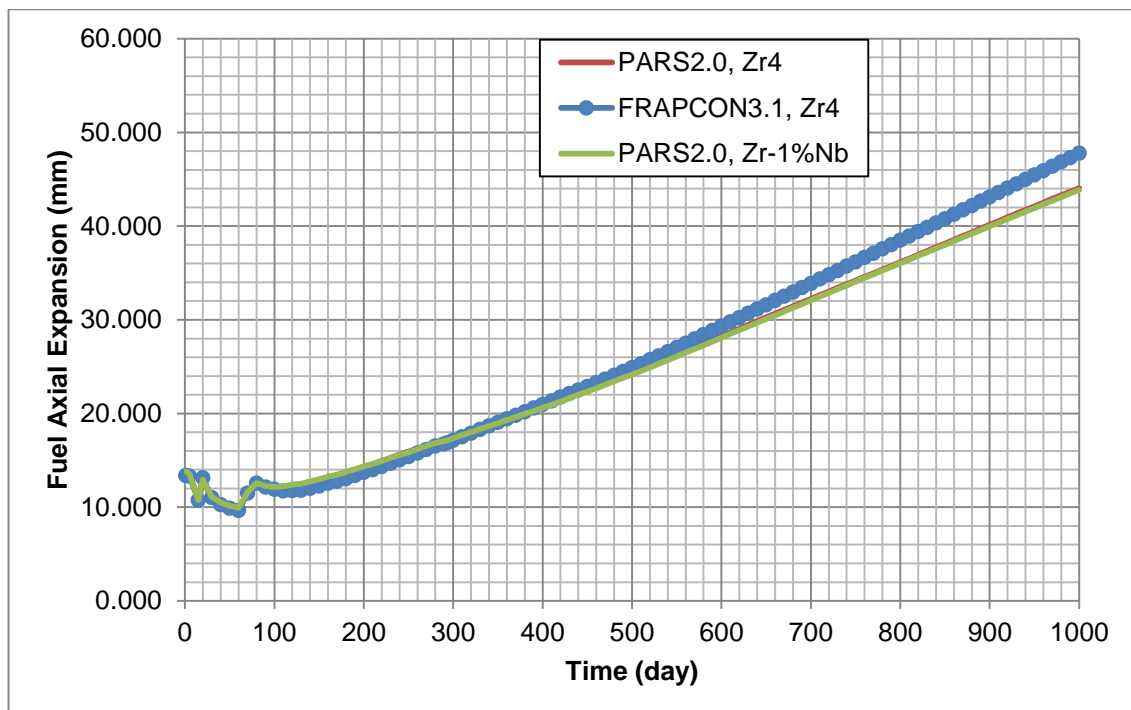


شکل ۱۰۲: ضریب انتقال حرارت شکاف گازی بر حسب زمان در مقطع دوم محوری میله سوخت

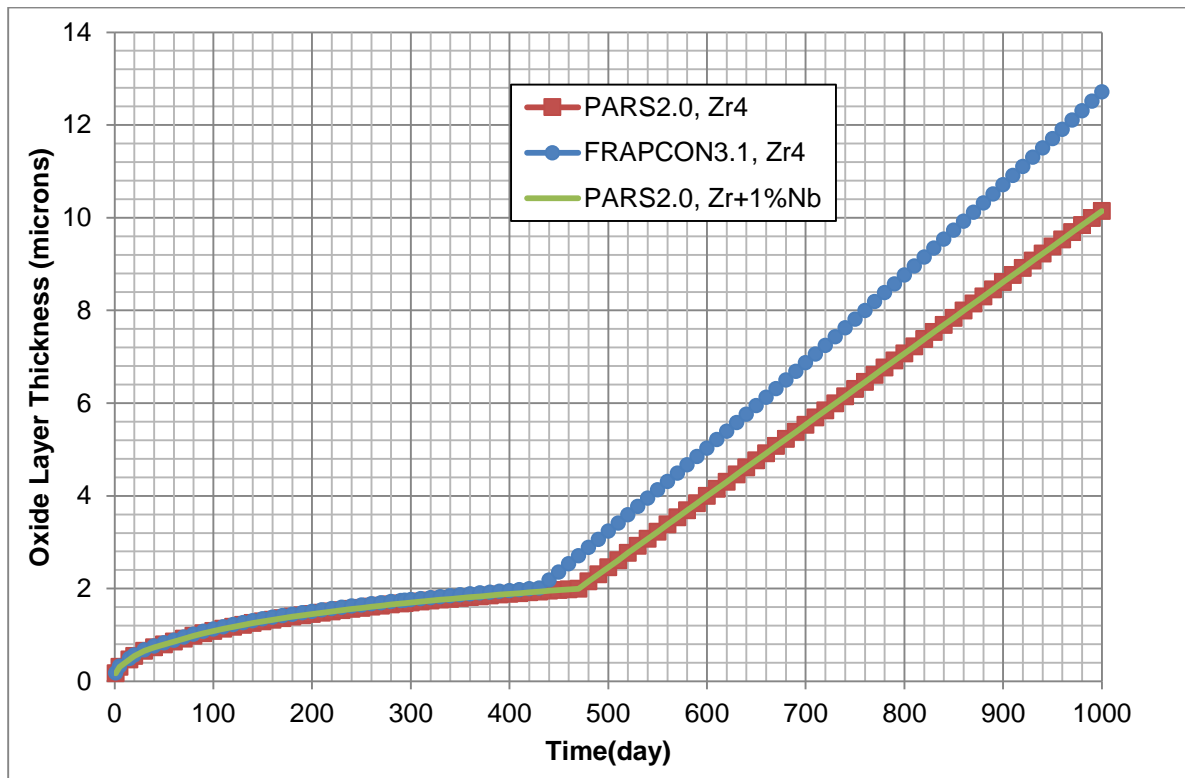
در شکل ۱۰۳ نتایج حاصل از کد PARS2.0 در مقایسه با کد FRAPCON3.1 برای تغییر ارتفاع غلاف در طی شرایط کاری در راکتور ناشی از همه پدیده‌های تأثیرگذار (انبساط حرارتی، رشد محوری ناشی از تشعشع، کرنش الاستیک و خزش) آمده است. لازم به ذکر است که روابطی برای تغییر شکل محوری غلاف ناشی از نوترون‌های سریع برای غلاف از جنس  $Zr+1\%Nb$  در دسترس نبوده و از روابط تجربی مربوط به زیرکالوی ۴ استفاده شده است. همچنین در شکل ۱۰۴ تغییر ارتفاع کل سوخت ناشی از پدیده‌های انبساط حرارتی، تورم و تراکم نمایش داده شده است که هر دو از انطباق نسبتاً خوبی برخوردار می‌باشند. ملاحظه می‌شود با توجه به یکسان بودن مدل‌های تغییر شکل سوخت در دو کد و سه مدل‌سازی مختلف نتایج از انطباق خوبی برخوردار است ولی در مورد تغییر شکل محوری غلاف با توجه به خواص متفاوت در زیرکالوی ۴ و  $Zr+1\%Nb$  و تفاوت در نتایج فشار، تنش و کرنش‌ها منجر به نتایج اندک متفاوتی شده است. در شکل ۱۰۵ و شکل ۱۰۶ به ترتیب ضخامت لایه اکسید و غلظت هیدروژن موجود در غلاف در مقطع دوم محوری بر حسب زمان ارائه شده است. ملاحظه می‌شود در شرایط زیرکالوی ۴ دو کد PARS2.0 و FRAPCON3.1 از انطباق خوبی برخوردار هستند. در بخش ۶-۷ توضیح داده شد که روابط موجود برای رشد لایه اکسید برای غلاف از جنس  $Zr+1\%Nb$  برای کدهای تحلیل عملکرد میله سوخت در شرایط گذرا و دما بالا در دسترس است و استفاده از روابط اکسایش دما بالا برای شرایط کارکرد عادی مطلوب نمی‌باشد لذا از همان روابط زیرکالوی ۴ برای غلاف از جنس  $Zr+1\%Nb$  بهره گرفته شده است. این در حالی است که با توجه به خوردگی کمتر در میله‌های سوخت نوع VVER، استفاده از روابط راکتورهای PWR با آلیاژ زیرکالوی ۴ منجر به مقادیر بیشتری از لایه اکسید شده و نتایج محافظه‌کارانه‌ای به دست می‌آید.



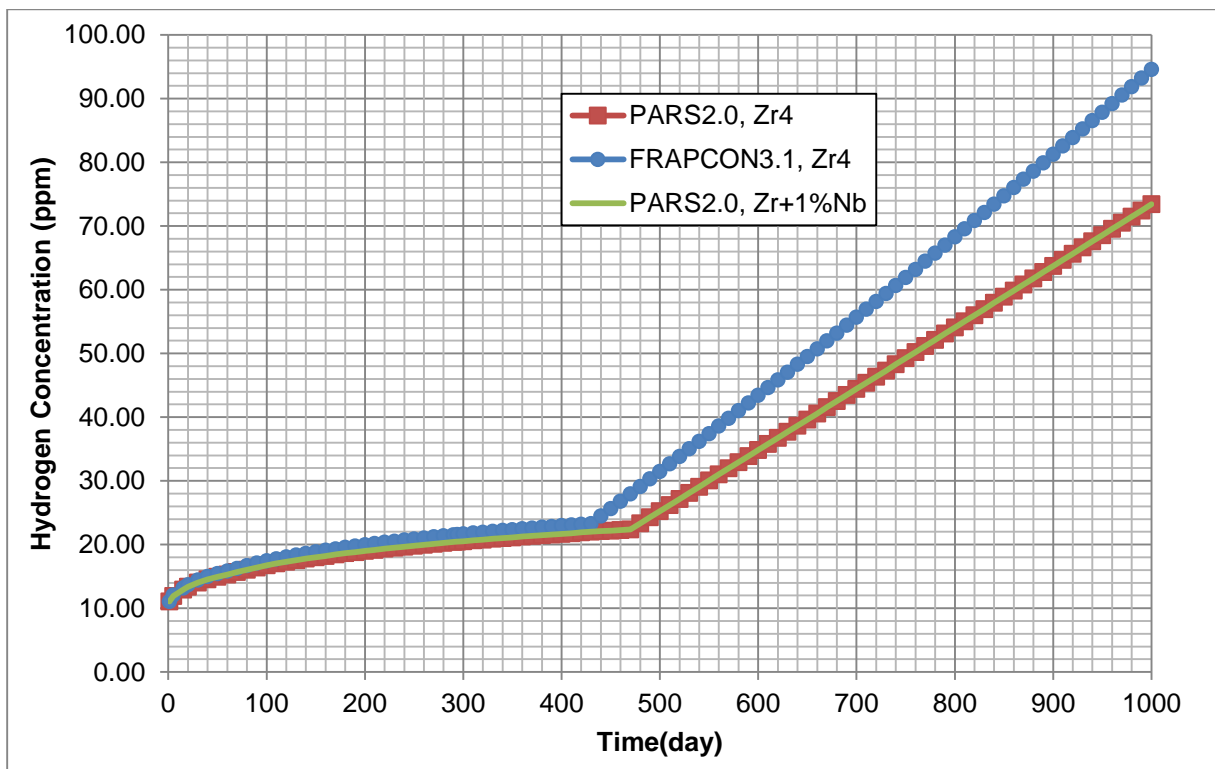
شکل ۱۰۳: تغییر ارتفاع غلاف بر حسب زمان ناشی از همه پدیده‌های تأثیرگذار در تغییر شکل محوری غلاف



شکل ۱۰۴: تغییر ارتفاع کل سوخت درون میله بر حسب زمان ناشی از پدیده‌های انبساط حرارتی، تورم و تراکم



شکل ۱۰۵: ضخامت لایه اکسید بر حسب زمان در مقطع دوم محوری میله سوخت

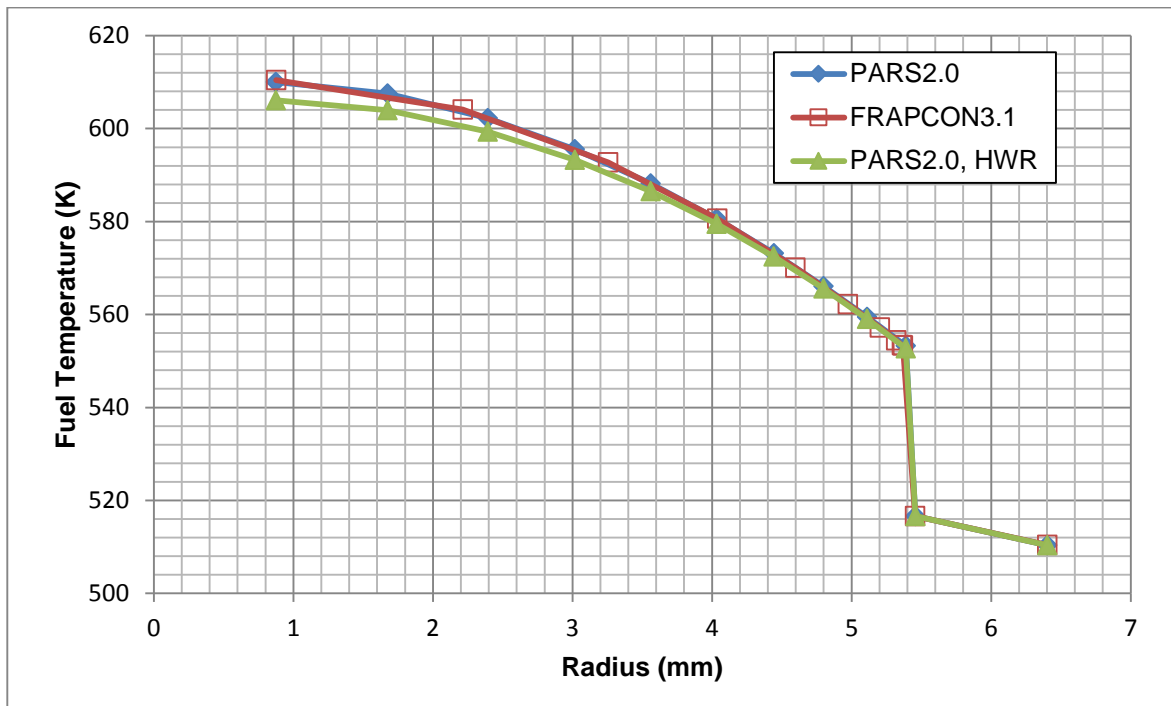


شکل ۱۰۶: غلظت هیدروژن در غلاف بر حسب زمان در مقطع دوم محوری میله سوخت

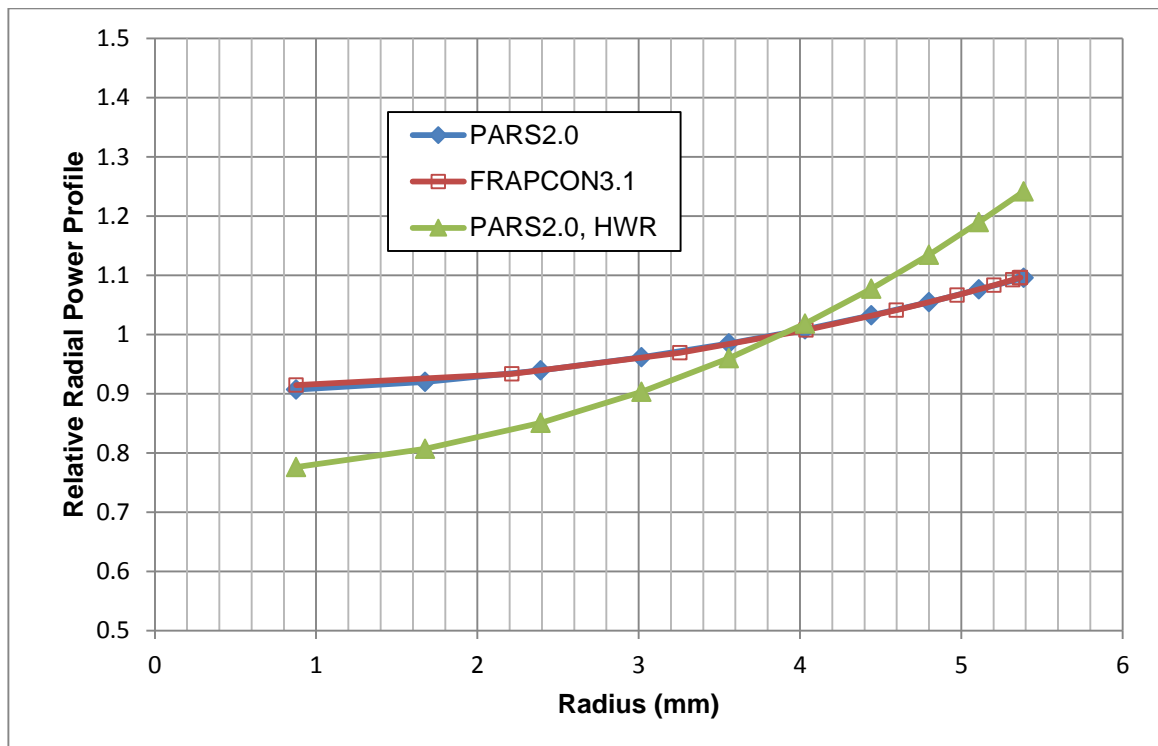
### ۱۳-۳- نتایج مسئله نمونه شماره ۳

در این مسئله نمونه مقدار شار گرمی ورودی برابر صفر قرار داده شده است و بدین معنی است که از محاسبات ترموهیدرولیکی سیال و دمای سطح خارجی غلاف صرف نظر شده است و این دماها در طول میله سوخت برابر دمای ورودی سیال در نظر گرفته می‌شود. لذا محاسبات حرارتی کدهای PARS2.0 و FRAPCON3.1 تنها شامل دمای سطح داخلی غلاف و توزیع دما در سوخت خواهد بود. در شکل ۱۰۷ توزیع شعاعی دمای میله سوخت در مقطع اول در ابتدای کارکرد میله سوخت ارائه شده است. در شکل ۱۰۸ توزیع نسبی توان میله سوخت در جهت شعاعی در ابتدای کارکرد میله در مقطع محوری اول آمده است. نتایج کد PARS2.0 و کد FRAPCON3.1 برای شرایط راکتور PWR از انطباق خوبی برخوردار است و در حالت شرایط راکتور HWR توزیع دما در کد PARS2.0 متفاوت است که ناشی از توزیع شعاعی متفاوت توان تولیدی است. همانطور که پیشتر نیز بیان شد کد FRAPCON در حالت در نظر گرفتن شرایط راکتور آب سنگین تفاوتی با حالت راکتور آب سبک ندارد. این در حالی است که با اعمال سطح مقاطع هسته‌ای مختص آب سنگین در کد PARS2.0 اختلافی در نتایج نسبت به کد مرجع دیده می‌شود. در شکل ۱۰۹ توزیع شعاعی دما و در شکل ۱۱۰ توزیع نسبی شعاعی توان تولیدی در میله سوخت در انتهای دوره کاری میله سوخت در راکتور ارائه شده است. اختلاف اندک نتایج کد PARS2.0 و FRAPCON3.1 به دلیل تفاوت در مش بندی است و اختلاف نتایج کد PARS2.0 در شرایط آب سنگین به دلیل توزیع شعاعی متفاوت توان تولیدی میله سوخت است.

همچنین شکل‌های ۱۱۱ الی ۱۱۳ به دمای مرکز و سطح سوخت و سطح داخلی غلاف در مقطع محوری اول برحسب زمان می‌باشد. اختلاف موجود در نتایج در این نمودارها به دلیل اختلاف توزیع شعاعی توان و ضریب انتقال حرارت شکاف گازی است.

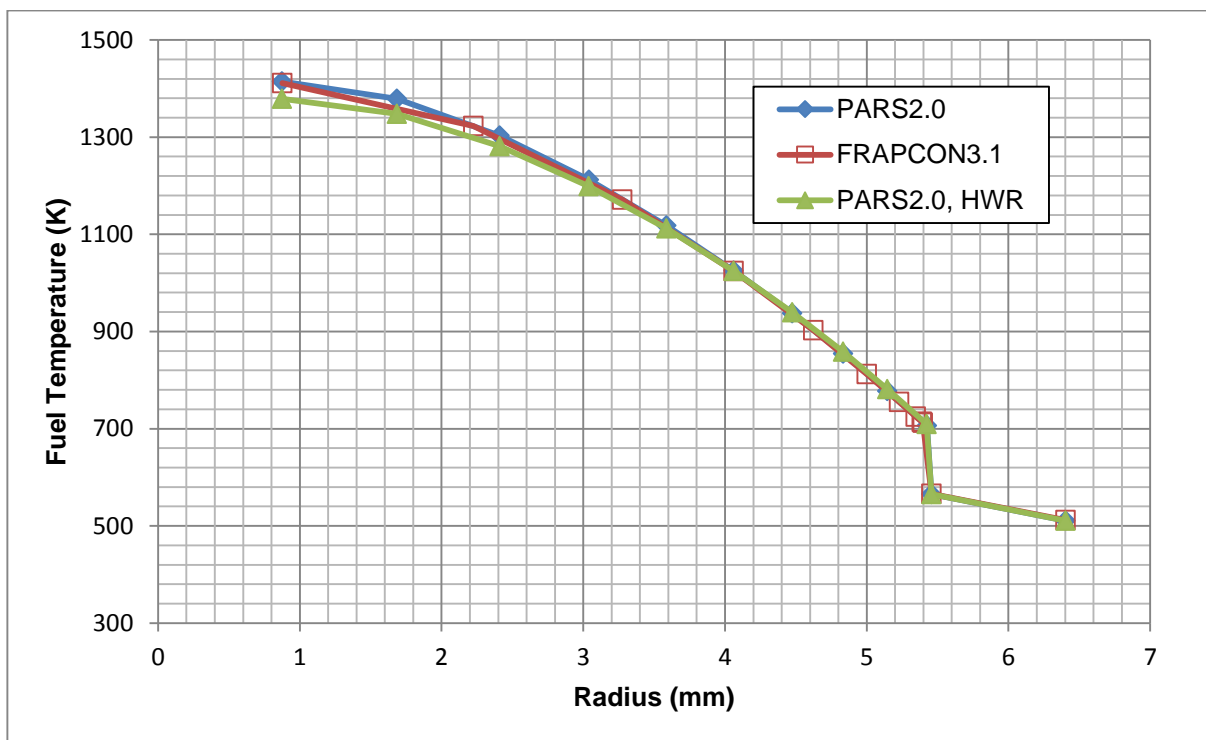


شکل ۱۰۷: توزیع شعاعی دما در میله سوخت در ابتدای کار راکتور

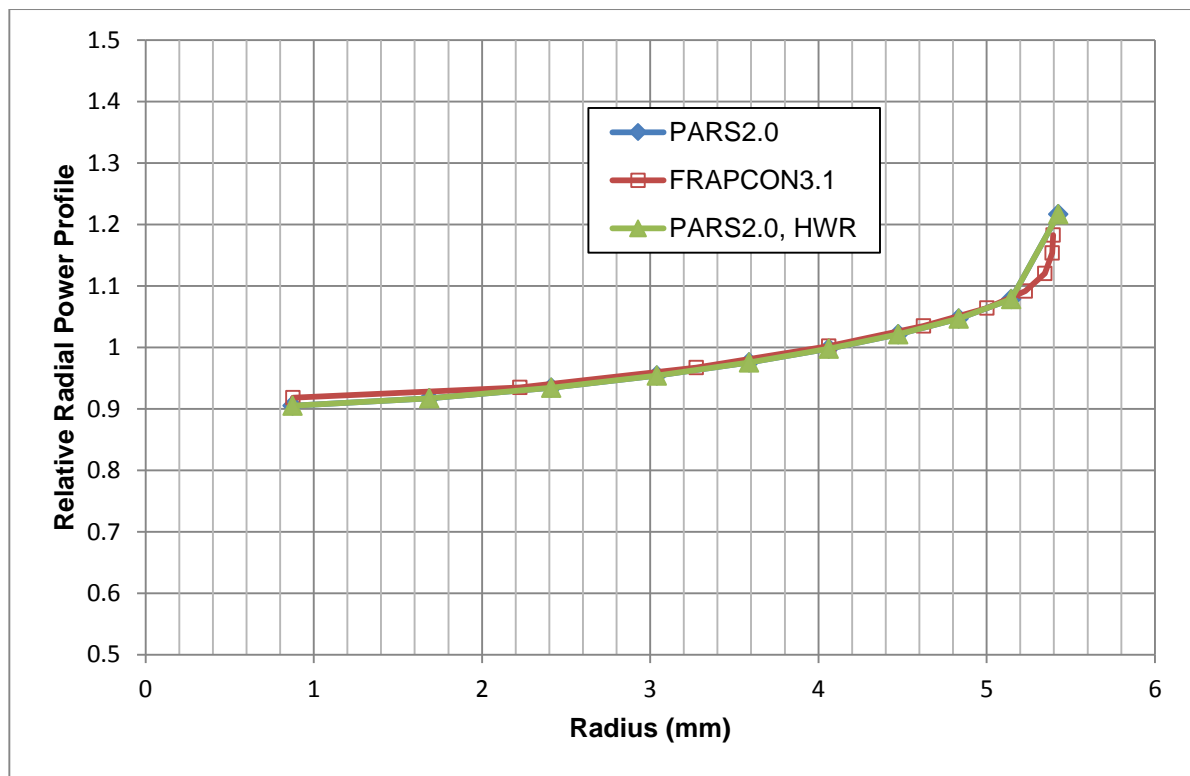


شکل ۱۰۸: توزیع نسبی شعاعی توان در سوخت در مقطع اول محوری در ابتدای کارکرد میله در راکتور

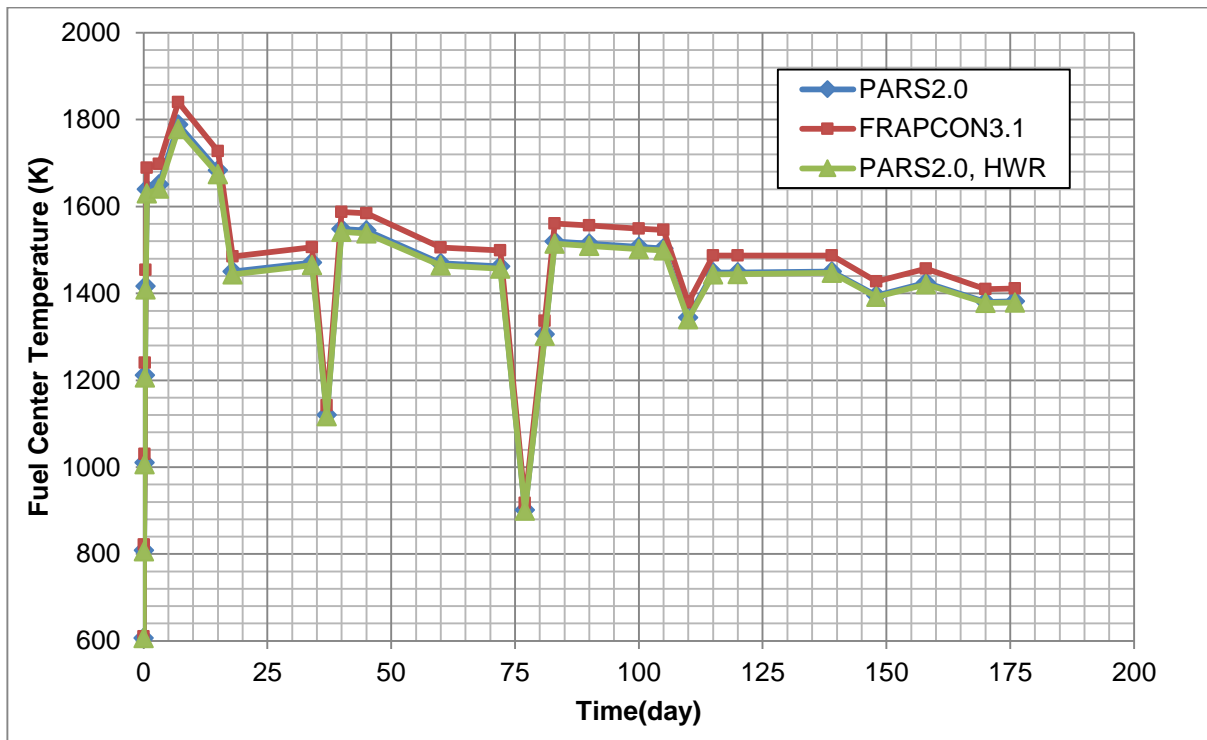




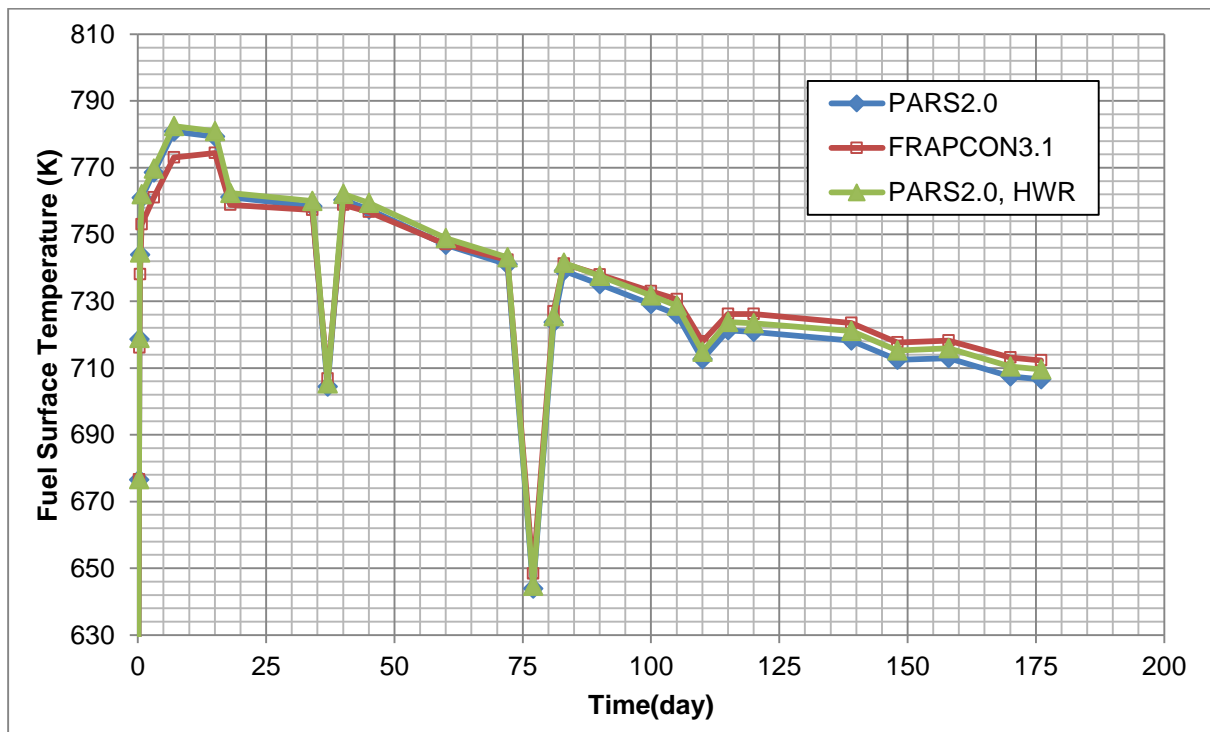
شکل ۱۰۹: توزیع شعاعی دما در مقطع اول محوری میله سوخت پس از ۱۷۶ روز



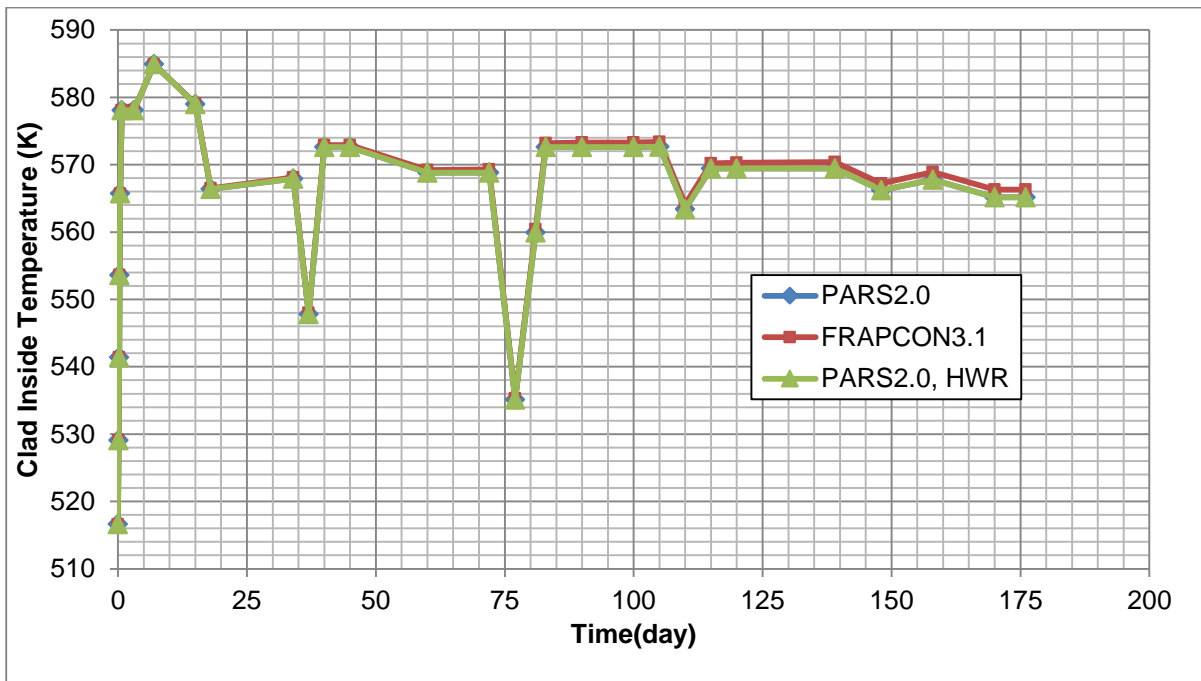
شکل ۱۱۰: توزیع نسبی شعاعی توان در سوخت در مقطع اول محوری پس از ۱۷۶ روز



شکل ۱۱۱: دمای مرکز سوخت بر حسب زمان در مقطع اول محوری میله سوخت

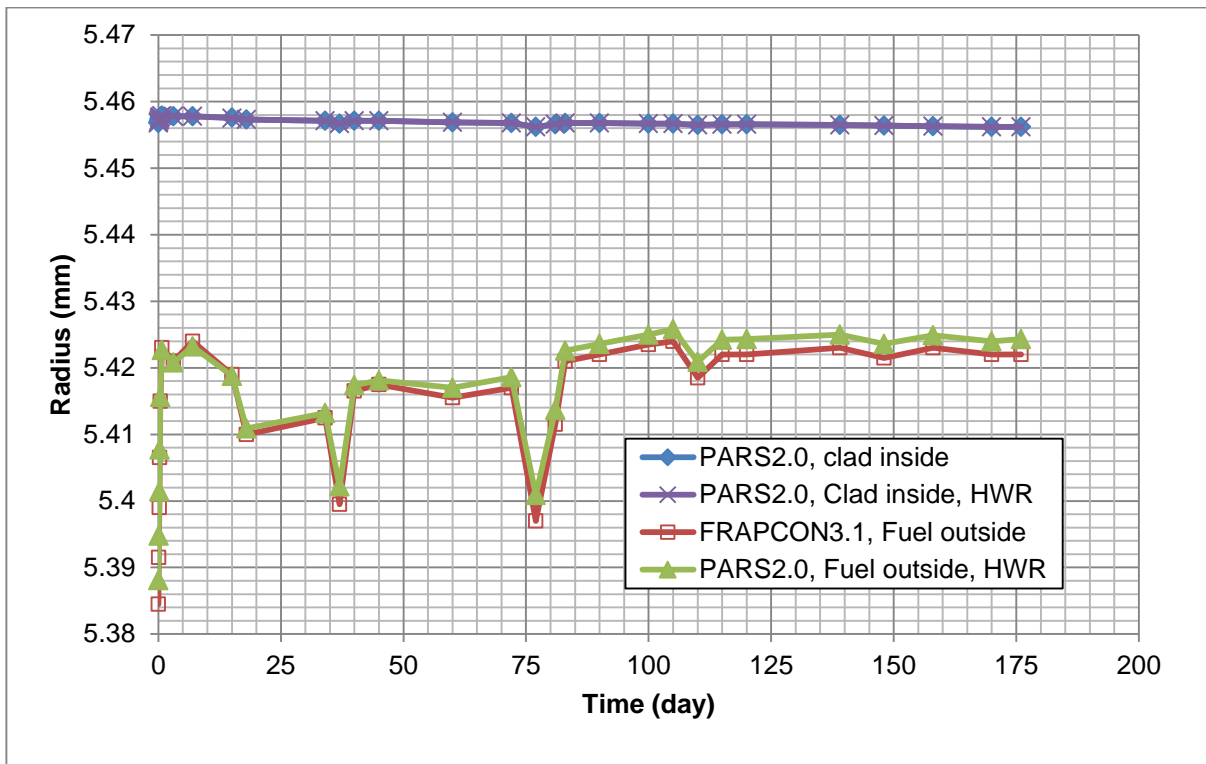


شکل ۱۱۲: دمای سطح سوخت بر حسب زمان در مقطع اول محوری میله سوخت

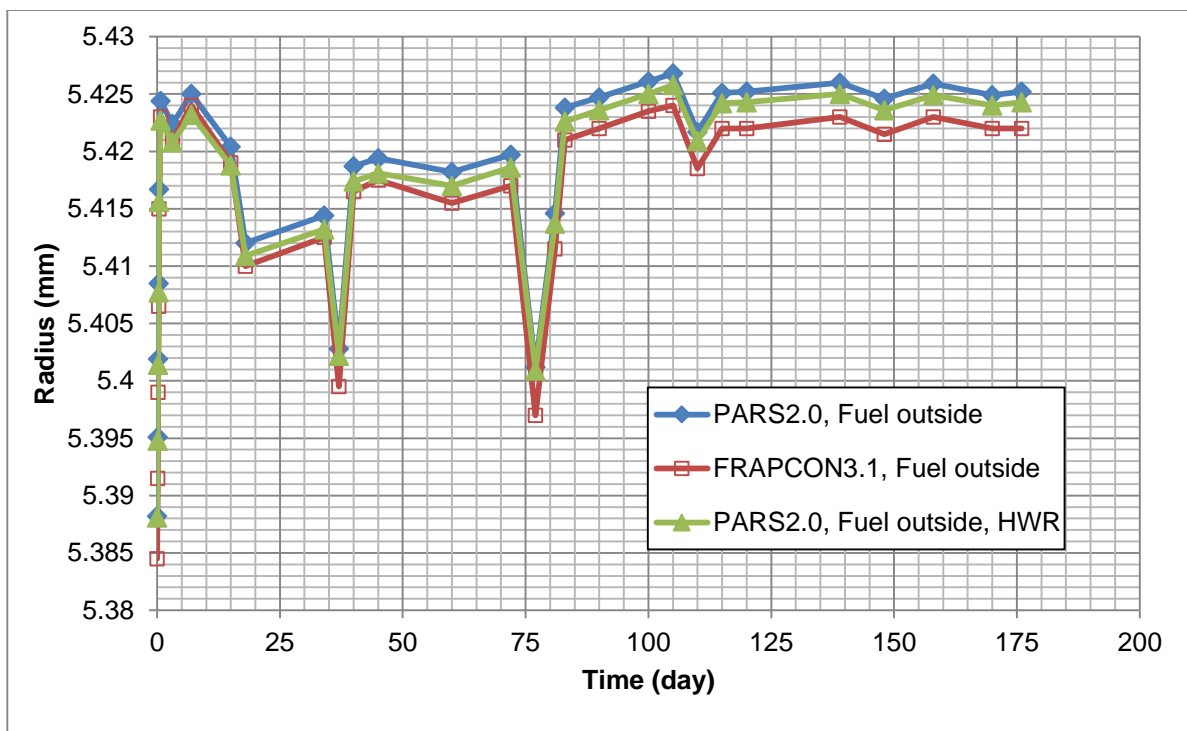


شکل ۱۱۳: دمای سطح داخلی غلاف بر حسب زمان در مقطع اول محوری میله سوخت

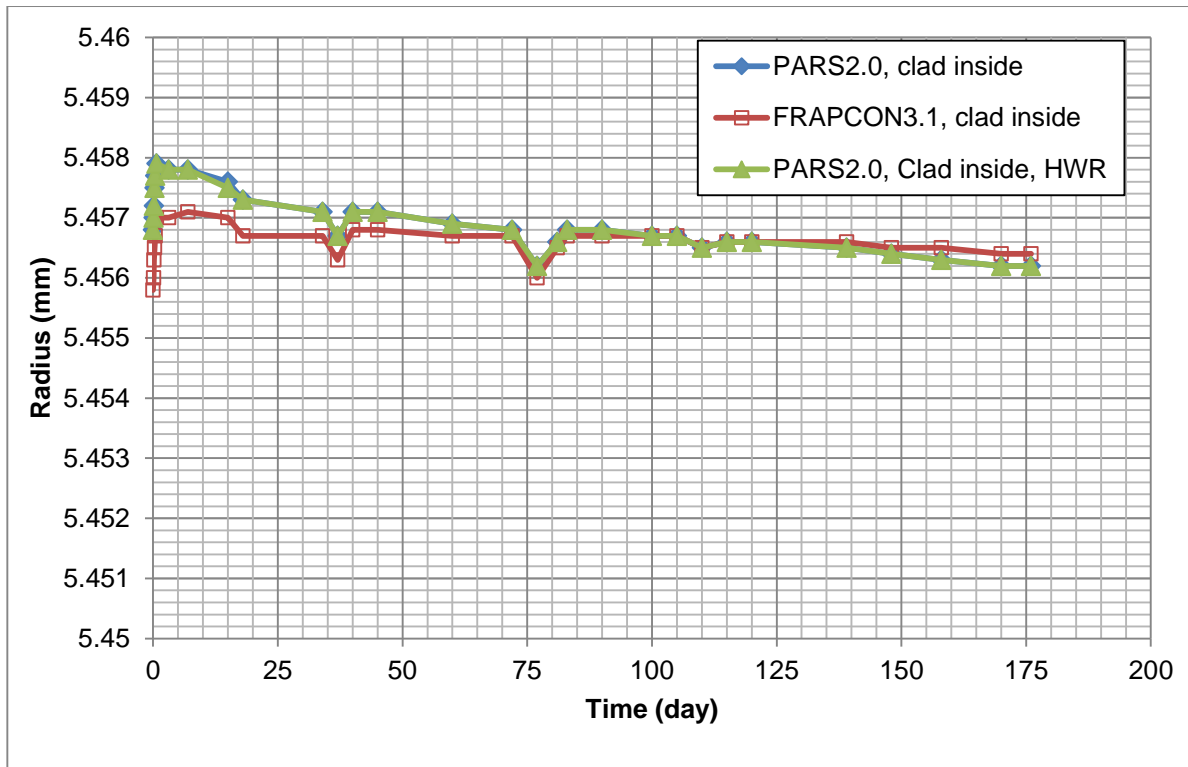
شعاع داخلی غلاف و شعاع خارجی سوخت بر حسب زمان در مقطع اول محوری میله سوخت در شکل ۱۱۴ حاصل از کد PARS2.0 و FRAPCON3.1 ارائه شده است. ملاحظه می‌شود که نتایج هر دو کد نشان می‌دهد که در این مسئله سوخت و غلاف به هم نمی‌رسند. همچنین در شکل ۱۱۵ شعاع خارجی سوخت به طور مجزا ارائه شده است. ملاحظه می‌شود که نتایج کد PARS2.0 در دو حالت آب سبک و آب سنگین اختلافی دارند و مقادیر حالت آب سنگین اندکی کمتر است. علت این امر تفاوت در توزیع شعاعی توان است. در شکل ۱۱۶ شعاعی خارجی غلاف بر حسب زمان آمده است. ملاحظه می‌شود در نقطه شروع مقادیر کد PARS2.0 بیشتر از کد FRAPCON3.1 است ولی به مرور مقادیر کد PARS2.0 به دلیل نرخ خزش بیشتر کمتر از مقادیر کد FRAPCON3.1 می‌شود. اختلاف در مقادیر ابتدایی به دلیل اختلاف در مقدار کرنش الاستیک و انبساط حرارتی در غلاف است. در شکل ۱۱۷ مقدار اندازه شکاف بین سوخت و غلاف بر حسب فرسایش حاصل از نتایج دو کد مقایسه شده است. همچنین در شکل ۱۱۸ مقدار فرسایش بر حسب زمان در دو کد در مقطع اول مقایسه شده است.



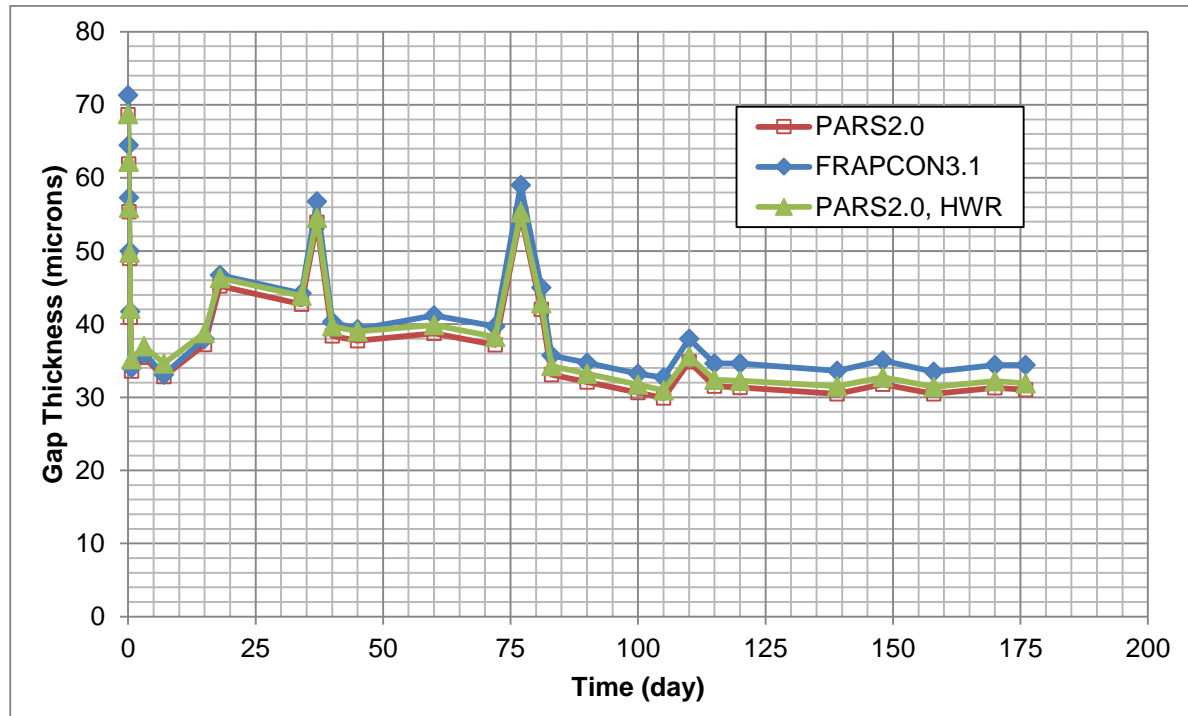
شکل ۱۱۴: شعاع داخلی غلاف و شعاع خارجی سوخت حاصل از کد PARS2.0 بر حسب زمان در مقطع اول محوری میله سوخت



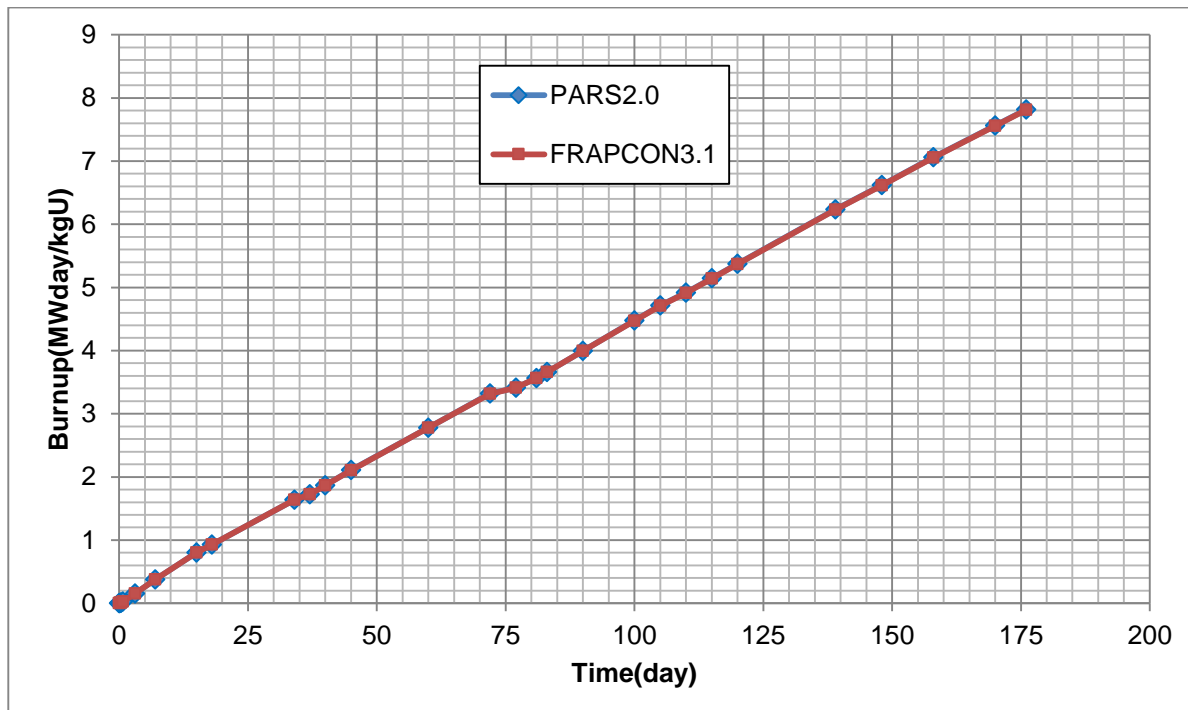
شکل ۱۱۵: شعاع خارجی سوخت بر حسب زمان در مقطع اول محوری میله سوخت



شکل ۱۱۶: شعاع داخلی غلاف بر حسب زمان در مقطع اول محوری میله سوخت



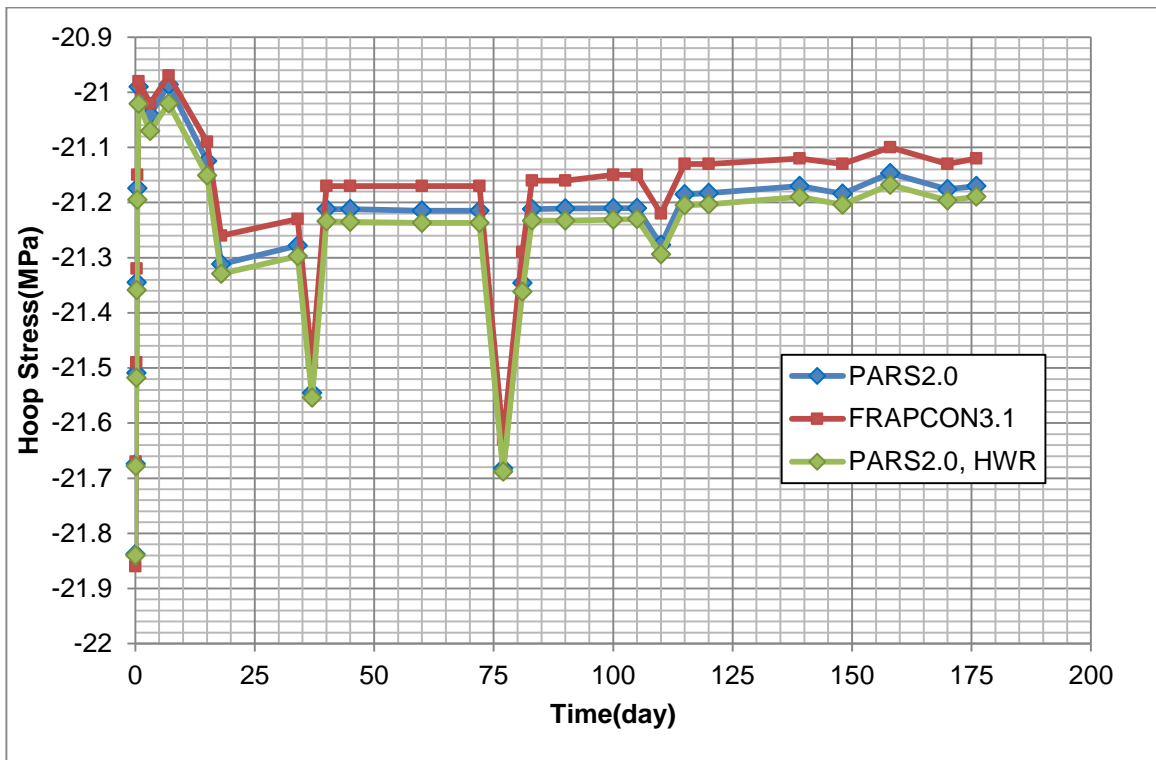
شکل ۱۱۷: اندازه شکاف بین سوخت و غلاف بر حسب فرسایش در مقطع اول محوری میله سوخت



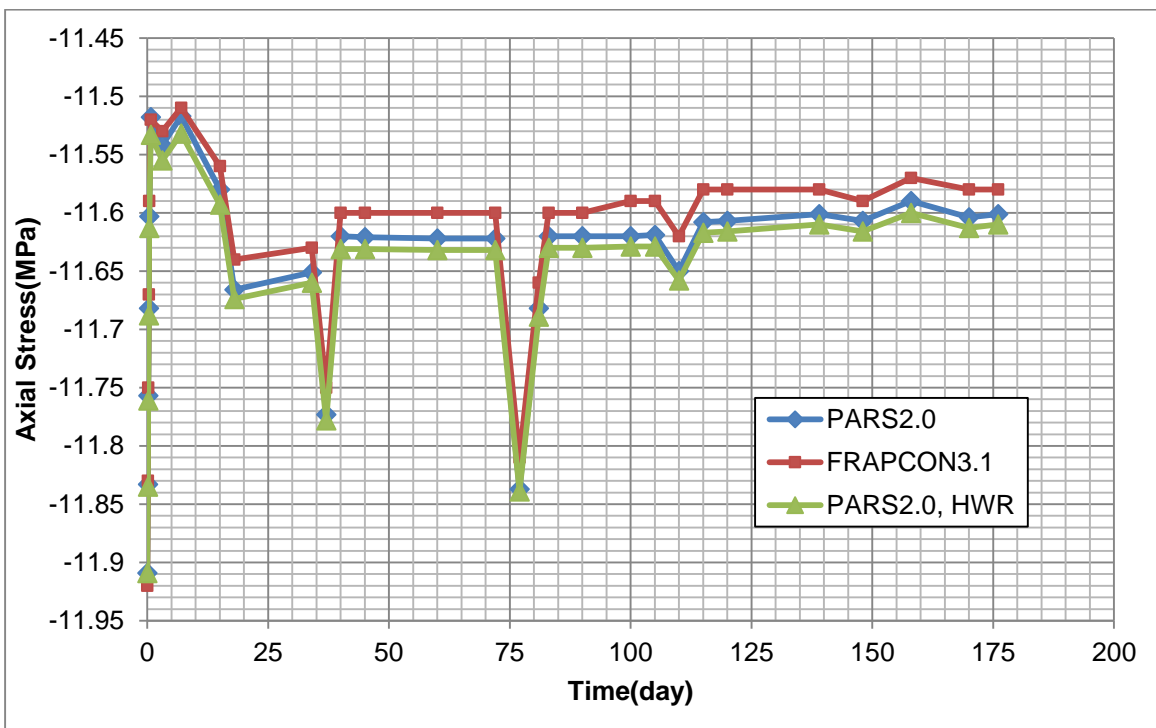
شکل ۱۱۸: فرسایش بر حسب زمان در مقطع اول محوری میله سوخت

در شکل ۱۱۹ و شکل ۱۲۰ به ترتیب تنش محیطی و محوری غلاف ارائه شده است. با توجه که در این مسئله در طی کل دوره زمانی مدل سازی شده در شرایط شکاف باز می باشد مقدار تنشهای محیطی و محوری متأثر از فشار سیال خنک کننده و فشار گاز داخل (شکل ۱۲۱) میله است و اختلافات جزئی موجود بین نتایج دو کد نیز ناشی از تفاوت اندک در نتایج تغییر شکل سوخت و غلاف و فشار گاز داخل میله است.

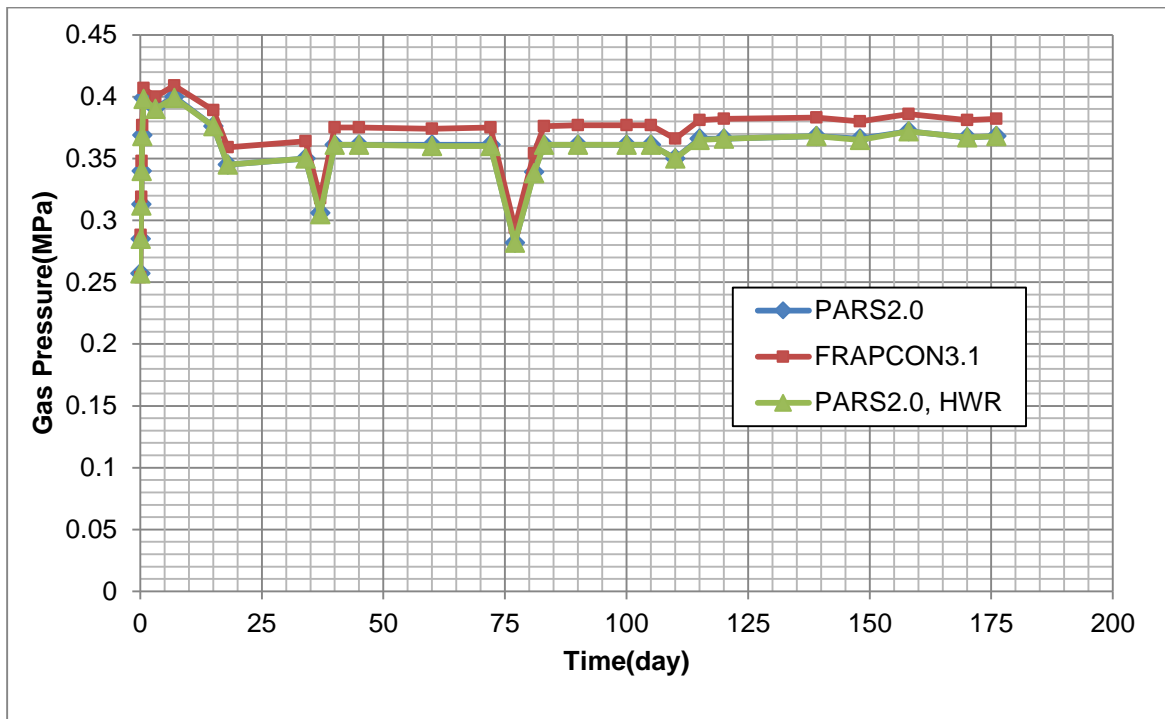
در شکل ۱۲۲ نسبت گازهای حاصل از شکافت رها شده به تولید شده در سوخت ارائه شده است. ملاحظه می شود که به دلیل فرسایش پایین و شرایط دمایی نسبتاً پایین میله سوخت مقادیر رهایش ناچیز است. البته رفتار پلکانی در نتایج کد FRAPCON3.1 در مقادیر پایین به دلیل فیزیک مسئله نیست بلکه به دلیل چاپ ارقام کم پس از اعشار در نتایج خروجی کد است. در شکل ۱۲۳ حجم آزاد درون میله سوخت بر حسب زمان ارائه شده است. تناسب بین فشار و حجم آزاد در این شکل و شکل ۱۲۱ به خوبی مشخص است. حجم کمتر در نتایج کد FRAPCON3.1 فشار گاز بیشتر در نتایج این کد را باعث می شود. همچنین ضریب انتقال حرارت شکاف گازی در مقطع اول محوری بر حسب فرسایش سوخت در شکل ۱۲۴ ارائه شده است. در ضریب انتقال حرارت شکاف گازی، خواص و مقدار گازها تأثیر زیادی در نتیجه دارد. لازم به ذکر است در این مسئله فشار اولیه گاز به شدت پایین (حدود یک اتمسفر) و محاسبات به شدت می تواند وابسته به گازهای درون میله سوخت باشد.



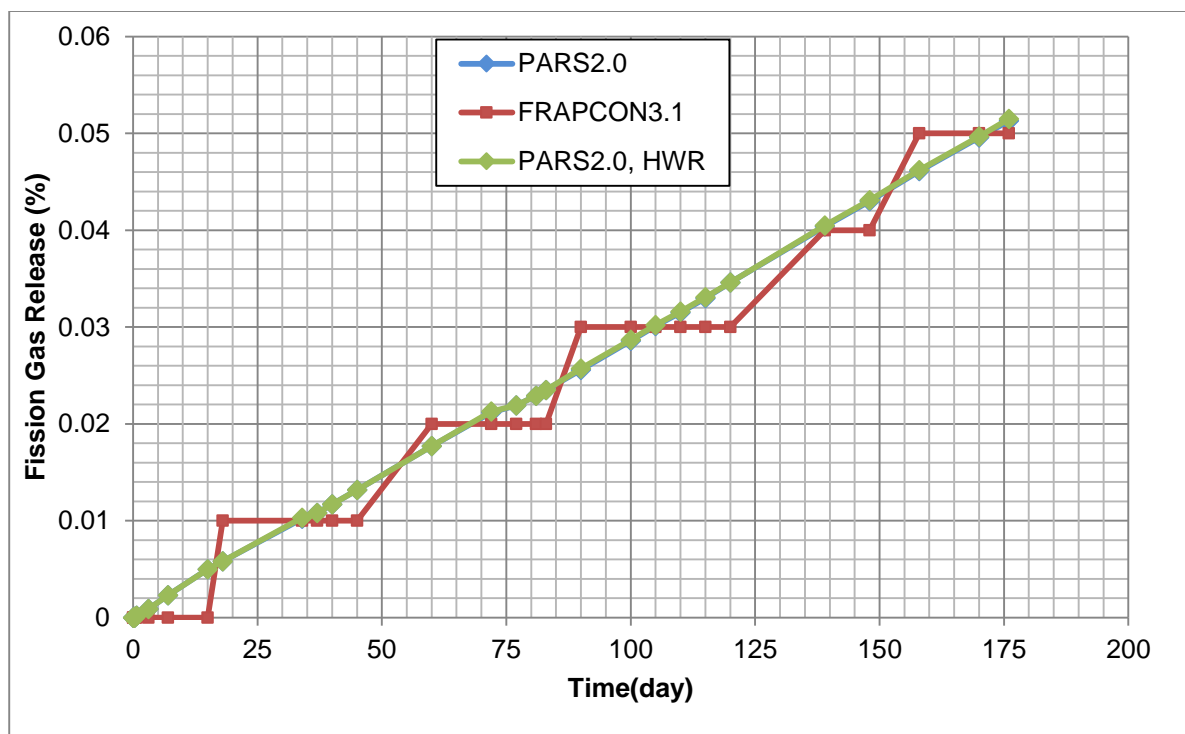
شکل ۱۱۹: تنش محیطی غلاف بر حسب زمان در مقطع اول محوری میله سوخت



شکل ۱۲۰: تنش محوری غلاف بر حسب زمان در مقطع اول محوری میله سوخت

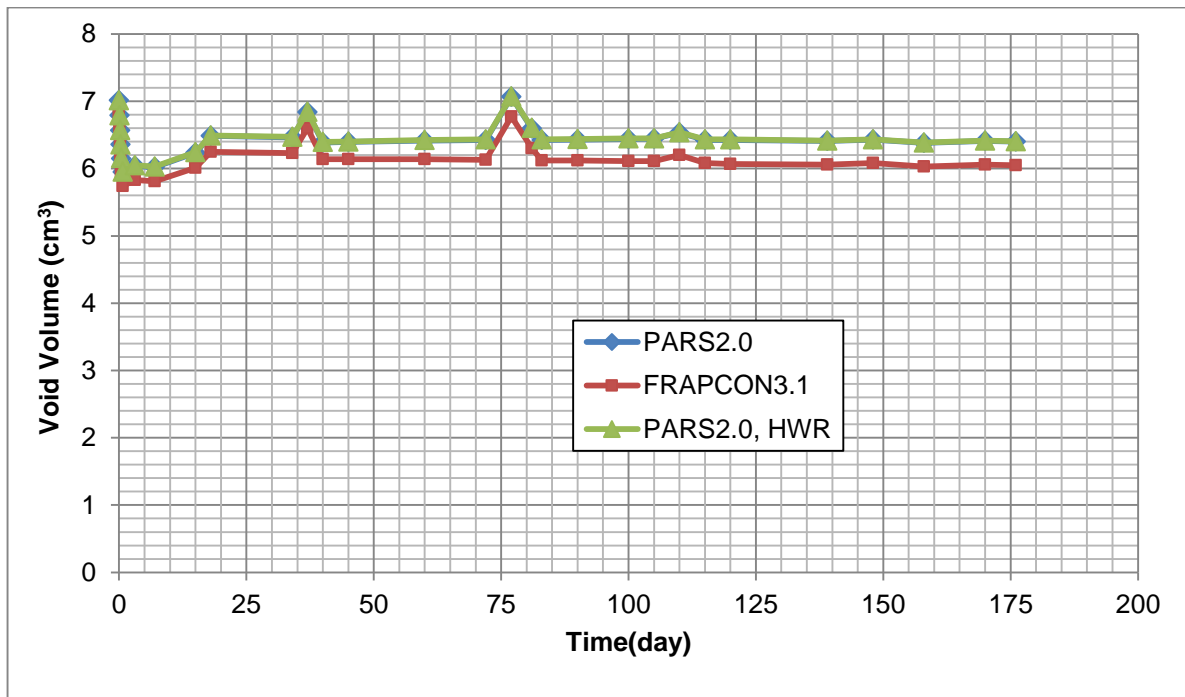


شکل ۱۲۱: فشار گاز درون میله سوخت بر حسب زمان

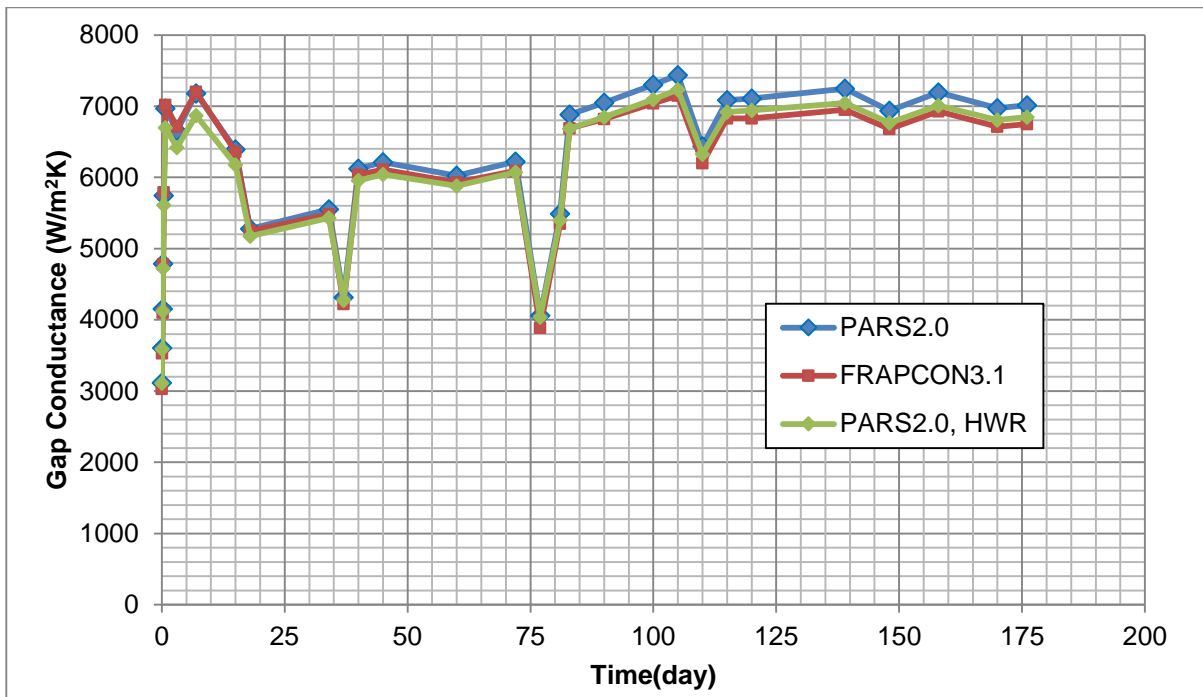


شکل ۱۲۲: نسبت گازهای حاصل از شکافت رها شده به تولید شده در کل میله سوخت بر حسب زمان





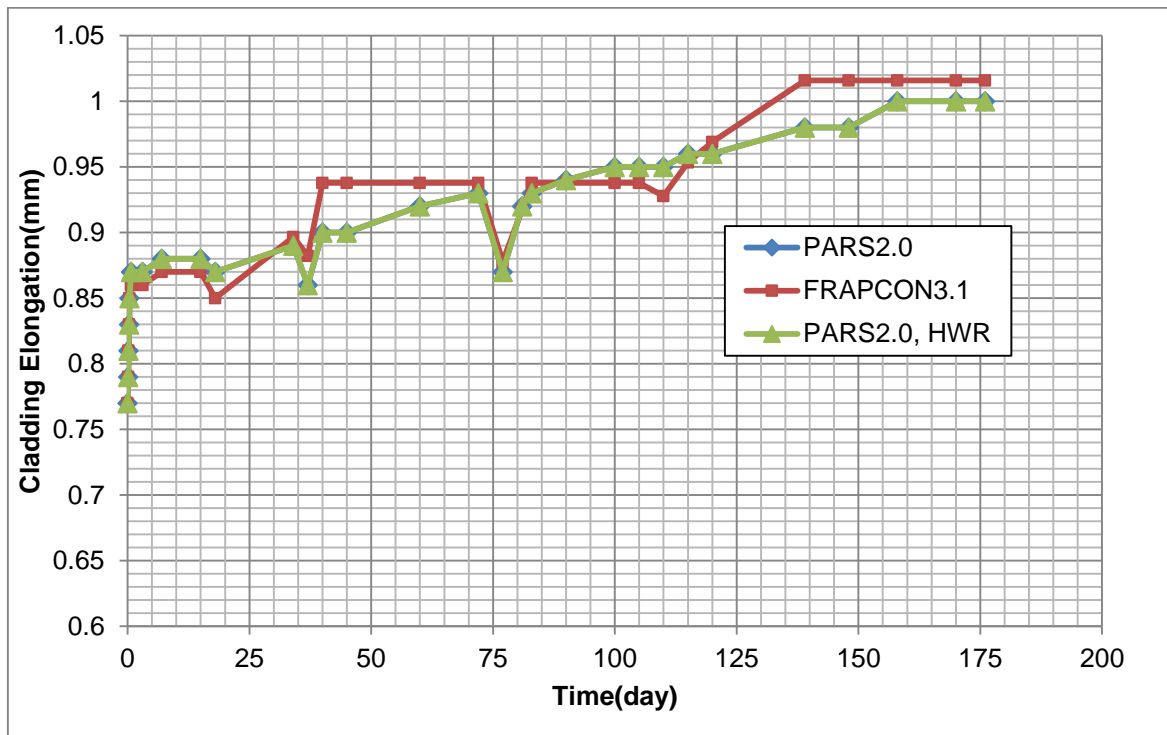
شکل ۱۲۳: حجم گاز درون میله سوخت بر حسب زمان



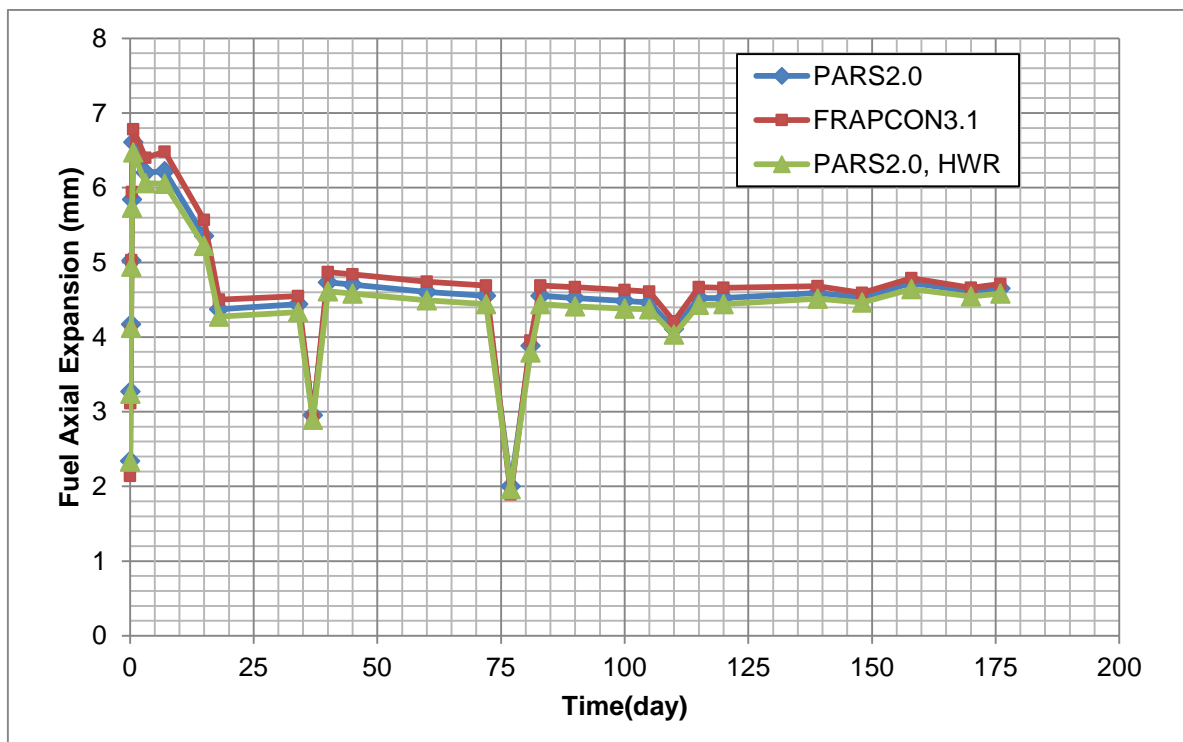
شکل ۱۲۴: ضریب انتقال حرارت شکاف گازی بر حسب زمان در مقطع اول محوری میله سوخت

در شکل ۱۲۵ نتایج حاصل از کد PARS2.0 در مقایسه با کد FRAPCON3.1 برای تغییر ارتفاع غلاف در طی شرایط کاری در راکتور ناشی از همه پدیده‌های تأثیرگذار آمده است. همچنین در شکل ۱۲۶ تغییر ارتفاع کل

سوخت ناشی از پدیده‌های انبساط حرارتی، تورم و تراکم نمایش داده شده است که هر دو از انطباق نسبتاً خوبی برخوردار است.



شکل ۱۲۵: تغییر ارتفاع غلاف برحسب زمان ناشی از همه پدیده‌های تأثیرگذار در تغییر شکل محوری غلاف



شکل ۱۲۶: تغییر ارتفاع کل سوخت درون میله بر حسب زمان ناشی از پدیده‌های انبساط حرارتی، تورم و تراکم

## ۱۴- نتیجه گیری

در این پروژه کد تحلیل عملکرد میله سوخت در شرایط پایا (PARS2.0) توسعه داده شد. این کد قابلیت شبیه سازی میله های سوخت از جنس دی اکسید اورانیوم و غلاف با آلیاژ زیرکالوی ۲ و ۴ و  $Zr+1\%Nb$  را دارا می باشد و برای راکتورهای هسته ای آب تحت فشار غربی و روسی، راکتورهای هسته ای آب جوشان و راکتورهای هسته ای آب سنگین مناسب است. با توجه به این که هدف بررسی عملکرد میله سوخت در مدت زمان سیکل کاری 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 گام های زمان های کاری مختلف نیز به صورت پایا صورت می گیرد. کد PARS2.0 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، تراکم، 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 رهایش 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 سه مسئله انتخاب گردید. نتایج کد PARS2.0 با نتایج کد FRAPCON3.1 مقایسه گردید که در اکثر نتایج تطابق خوبی بین نتایج این کد و کد FRAPCON3.1 مشاهده شد.

1. D. R. Olander, "Fundamental Aspects of Nuclear Reactor Fuel Elements", Technical information center, 1976.
2. M. Roshan Zamir, "General description of KIANA-1 structure and its application for fuel rod behavior", Annals of Nuclear Energy, 2001.
3. "GAP CONDUCTANCE CALCULATIONS", IR-360 Nuclear Power Plant (detail design)", 2011.
4. K. J. Geelhood, W. G. Luscher, P. A. Raynaud and I. E. Porter, "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. L. C. Bernard, J.L.Jacoud and P. Vesco, "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. K. J. Geelhood and W. G. Luscher, "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, "Improvement of Computer Codes Used for Fuel Behaviour Simulation (FUMEX-III)", International Atomic Energy Agency, 2013.
9. A. C. Marino, E. J. Savino and S. Harriague, "BACO (Barra Combustible) Code Version 2.20: A Thermo-Mechanical Description Of A Nuclear Fuel Rod", Journal of Nuclear Materials, 1996.
10. W. Wiesenack, "Physical Principles and Computational Codes for Fuel Behaviour Modelling", OECD Halden Reactor Project,, 2008.
11. J. Wordsworth, "IAMBUS-1 - A DIGITAL COMPUTER CODE FOR THE DESIGN IN-PILE PERFORMANCE PREDICTION AND POST-IRRADIATION ANALYSIS OF ARBITRARY FUEL RODS", Nuclear Engineering and Design, 1974.
12. K. Lassmann, C. O'Carroll, J. V. d. Laar and C. Walker, "The radial distribution of plutonium in high burnup UO<sub>2</sub> fuels", Journal of Nuclear Materials, 1994.
13. C. GYÓRI, "EXTENSION OF TRANSURANUS CODE APPLICABILITY WITH NIOBIUM CONTAINING CLADDING MODELS", KFKI Atomic Energy Research Institute, 2001.
14. S. E. T. Chairman and C. E. Beyer, "Background And Derivation Of Ans - 5.4 Standard Fission Product Release Model", U. S. Nuclear Regulatory Commission, 1981.
15. A. S. Scheglov, V. N. Proselkov, G. Passage and S. Stefanova, "Code Package to Analyze Parameters of the WWER Fuel Rod TOPRA-2 Code – Verification Data", Kurchatov Institute, 2009.
16. A. Crabtree and M. Siman-Tov, "Thermophysical Properties of Saturated Light and heavy Water for Advanced Neutron Source Applications", 1993
17. D. Incropera and L. Bergman, "Fundamentals of Heat and Mass Transfer", 2007.
18. G. A. Berna, C. E. Beyer, K. Davis and D. Lanning, "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. IAEA, "Thermophysical Properties of Materials For Water Cooled Reactors", International Atomic Energy Agency, 1997.
20. A. Shestopalov, K. Lioutov and L. Yegorova, "Adaptation of USNRC's FRAPTRAN and IRSN's SCANAIR Transient Codes and Updating of MATPRO Package for Modeling

of LOCA and RIA Validation Cases with Zr-1%Nb (VVER type) Cladding", Kurchatov Institute, 2003.

21. K. J. Geelhood, W. G. Luscher, C. E. Beyer and J. M. Cuta, "FRAPTRAN-1.4: A Computer Code for the Transient Analysis of Oxide Fuel Rods", Pacific Northwest National Laboratory, 2011.

۲۲. خزانه، رضا. روشن‌ضمیر، منوچهر. "سوخت هسته‌ای با تکیه بر استفاده از آن در راکتورهای آب تحت فشار". سازمان انرژی اتمی، ۱۳۷۶.

23. A. M. Ross and R. L. Stoute, "Heat Transfer Coefficient Between UO<sub>2</sub> And Zircaloy-2", Atomic Energy of Canada, 1962.

24. M. Rahgoshay and M. Hashemi-Tilehnoee, "Optimizing a Gap Conductance Model Applicable to VVER-1000 Thermal-Hydraulic Model", Annals of Nuclear Energy, 2012.

25. W. G. Luscher and K. J. Geelhood, "Material Property Correlations Comparisons between FRAPCON-3.4, FRAPTRAN 1.4, and MATPRO", Pacific Northwest National Laboratory, 2011.

۲۶. جانی‌پور، اصغر. بهزادی، محمدرسول. "سوخت راکتورهای هسته‌ای VVER" انتشارات دانشگاه صنعتی امیرکبیر، ۱۳۸۵.

27. R. Adamson, F. Garzarolli and C. Patterson, "In-Reactor Creep of Zirconium Alloys", Advanced Nuclear Technology International Europe AB ANT International,, 2009.

28. N. Djourellov, "Study of Zr-1%Nb Cladding Material Creep Strain Correlations Incorporated in TRANSURANUS-WWER Code", Institute for Nuclear Research and Nuclear Energy.

29. www.Wikipedia.com.

30. K. Geelhood, C. Beyer and W. Luscher, "PNNL StressStrain Correlation for zircaloy", Pacific Northwest National Laboratory, 2008.

31. L. J. Siefken, G. A. Berna and V. N. Shan, "FRAP-T6: a computer code for the transient analysis of oxide fuel rods", Nuclear Engineering and Design, vol. 88, 1984.

32. K. J. Geelhood, W. G. Luscher and J. M. Cuta, "FRAPTRAN-1.5: A Computer Code for the Transient Analysis of Oxide Fuel Rods", Pacific Northwest National Laboratory, 2014.

33. A. Moal, V. Georgenthum and O. Marchand, "SCANAIR: A transient fuel performance code Part One: General modelling description", Nuclear Engineering and Design, 2014.

34. D. D. Lanning and C. E. Beyer, "FRAPCON-3: Modifications to Fuel Rod Material Properties and Performance Models for High-Burnup Application, NUREG/CR-6534, 1nd Eddition", Pacific Northwest National Laboratory, 1997.

35. "Zr-Alloys, the Nuclear Material for Water Reactor Fuel A Survey and Update with Focus on Fuel for Pressurized Water Reactor Systems", 7th International Conference on WWER Fuel Performance, Modelling and Experimental Support, 2007.

36. I. D. Palmer, K. W. Hesketh and P. A. Jackson, "A Model for Prediction The Radial Power Profile in a Fuel Pin", British Nuclear Fuel Ltd, 1983.

37. A. Schubert, C. Gyori, J. Laar and S. Bznuni, "Verification of TRANSURANUS burn-up model for WWER fuel and (U,Gd)O<sub>2</sub> fuel", international Conference on the Physics of Reactor, 2008.

38. A. Schubert, P. V. Uffelen, J. V. d. Laar, C. T. Walker and W. Haeck, "Extension of the TRANSURANUS burn-up model", Journal of Nuclear Materials, 2008.

39. M. J. Ball, "ORIGEN: The ORNL Isotope Generation and Depletion Code", Oak Ridge National Laboratory, 1973.

40. K. Lassmann, C. T. Walker and J. v. d. Laar, "Extension of the TRANSURANUS Burnup Model to Heavy Water

Reactor Conditions", Journal of Nuclear Materials, 1998.

41. "FEMAXI-III: A Computer Code for the Analysis of Thermal and Mechanical Behavior of Fuel Rod", Japan Atomic Energy Research Institute, 1985.

42. M. H. Krohn, "Modeling of Fission Gas Release in UO<sub>2</sub>", Pennsylvania Material Technonlogy Information Brief, 2006.

43. Yang-Hyun and D.-S. Sohn, "Development of a Mechanistic Fission Gas Release Model for LWR UO<sub>2</sub> Fuel under Steady-State Conditions", Korea Atomic Energy Research Institute, 1994.

44. K. Forsberg and A. R. Massih, "Diffusion Theory of Fission Gas Migration in Irradiated Nuclear Fuel Uo<sub>2</sub>", Journal of Nuclear Materials,, 1985.

45. W. N. Rausch and F. E. Panisko, "ANS54: A Computer Subroutine for Predicting Fission Gas Release", Pacific Northwest Laboratory, 1979.

46. J. A. Turnbull and C. E. Beyer, "Background and Derivation of ANS-5.4 Standard Fission Product Release Model", Pacific Northwest National Laboratory, 2010.

47. C. A. FRISKNEY and M. V. SPEIGHT, "A Calculation on The in-Pile Diffusional Release of Fission Products Forming a General Decay Chain", Journal of Nuclear Materials, 1976.

48. H. Carlsen, "Fission Gas Release in LWR Fuel Rods Exhibiting Very High Burn-up", Riso National Laboratory, 1978.

49. C. Ronchi and J. P. Hiernaut, "Helium diffusion in uranium and plutonium oxides", Journal of Nuclear Materials 2004.

50. C. Patterson, "Processes going on in Nonfailed Rod during Normal Operation", Advanced Nuclear Technology International Analysvägen 5, SE-435 33 Mölnlycke Sweden, vol. 1, 2010.

51. D. D. Lanning, C. E. Beyer and K. J. Geelhood, "FRAPCON-3 Updates, Including Mixed-Oxide Fuel Properties", Pacific Northwest National Laboratory, 2005.

52. FSAR, "Final Safety Analysis Report", Chapte 4, 2003.

۵۳. الهی، سید محمد، بررسی رفتار حرارتی-مکانیکی میله سوخت راکتور هسته ای بوشهر (VVER-1000)

پایان نامه کارشناسی ارشد، دانشگاه شهید بهشتی، ۱۳۹۴

54. "ALBUM of neutron and physical characteristics of the 1-ST loading", ATOMSTROYEXPORT, vol. Related to Organization of Activities on BNPP-1 Commissioning, 2004.

55. B.Y. Golovanov, V.F. Viktorov, P.A. Platonov, A. Rjazantzeva, Library of Subprograms on Physical and Mechanical Properties of the N1-Alloy Fuel Rod Cladding Material, IAE-4941/11, Moscow, 1989