

بر آورد مقاومت نهایی سکوه‌های ثابت فولادی با استفاده از تحلیل بارافزون استاتیکی و دینامیکی تحت بار گذاری امواج

محسنعلی شایانفر^۱، مصطفی خانزادی^۲، محمد مهدی معمارپور^{۳*}، مهرداد کیمیایی^۴

اطلاعات مقاله	چکیده
دریافت مقاله: آذر ۱۳۸۸ پذیرش مقاله: فروردین ۱۳۸۹	استفاده از روش بارافزون در تعیین ظرفیت نهایی سکوه‌های دریایی با فرض اینکه بیشینه بار وارد شده برابر با حداکثر بار طراحی امواج باشد، به طور وسیعی در ارزیابی سازه‌ها مورد استفاده قرار گرفته است. از آنجایی که بارگذاری امواج ماهیت تناوبی دارد، نیاز است تا رابطه‌ای منطقی بین نحوه بارگذاری در مدل با آنچه در عمل اتفاق می‌افتد، وجود داشته باشد. در صورتیکه این بار به صورت استاتیکی به سازه اعمال شود، اثرات ناشی از بار متناوب و پاسخ دینامیکی سازه ممکن است از نتایج حذف شود. از دیگر پارامترهایی که در تعیین ظرفیت نهایی سکوها موثر است می‌توان به آرایش سازه‌ای سکو و شرایط تکیه‌گاهی آن اشاره نمود. در این تحقیق سعی شده است تا الگوی مناسبی در قالب تحلیل بارافزون دینامیکی بر مبنای بارگذاری شرایط طوفانی دریا برای سکوه‌های ثابت فلزی ارائه گردد تا با بهره‌گیری از آن، مقاومت نهایی یک سکوی نمونه با دو نوع آرایش مهاربندی و نیز در نظر گرفتن شرایط تکیه‌گاهی مختلف (گیردار، مفصلی و اندرکنش خاک-شمع-سازه) ارزیابی شود که نتایج نشانگر آن است که ظرفیت دینامیکی سکوی بررسی شده کوچکتر از ظرفیت استاتیکی بوده و به عبارت دیگر تعیین ظرفیت استاتیکی همواره در جهت اطمینان نمی‌باشد.
واژگان کلیدی: سکوه‌های دریایی، ظرفیت نهایی، تحلیل بارافزون، اندر کنش خاک-شمع-سازه، بارگذاری محیطی امواج.	

۱- مقدمه

راهبردهای فوق و نیز زمان بر بودن بازبینی تک‌تک اعضای سکوها، تعیین ظرفیت نهایی سکو به لحاظ اولویت‌بندی برای بازبینی و تعویض و ترمیم بسیار حائز اهمیت است. در این راستا تحقیقات گسترده‌ای برای ارزیابی ظرفیت نهایی سکوه‌های دریایی انجام شده است [۱-۴].

یکی از روش‌های مرسوم برای تعیین مقاومت ذخیره سکوه‌های دریایی استفاده از تحلیل بارافزون استاتیکی^۲ می‌باشد به نحوی که با توجه به الگوی بارگذاری سکو در بحرانی‌ترین حالت طراحی، به تدریج بار موجود بر روی سکو اضافه شده تا نهایتاً سکو به مرز گسیختگی برسد. در

عدم انطباق طراحی سکوه‌های نفتی در حال بهره برداری با آیین نامه‌های جدید طراحی سازه‌های دریایی و همچنین تغییرات صورت گرفته در کاربری برخی از سکوها، نیاز به ترمیم و تقویت و گاهی جایگزینی سکوه‌های موجود را آشکار می‌سازد اما با توجه به هزینه‌های بسیار بالای

* پست الکترونیک نویسنده مسئول: memarpour@iust.ac.ir

۱. عضو قطب علمی پژوهش‌های بنیادین در مهندسی سازه، دانشگاه علم و صنعت ایران

۲. استادیار دانشکده عمران، دانشگاه علم و صنعت ایران

۳. دانشجوی دکتری زلزله، دانشکده عمران، دانشگاه علم و صنعت ایران

۴. استادیار دانشکده عمران دانشگاه استرالیا غربی (UWA)

² Static Push-over Analysis

نهایی سکوها بر مبنای آیین نامه طراحی سکوه‌های دریایی [۱۵] و دیگر آیین نامه های بهسازی اشاره نمود. در تحقیق حاضر سعی شده با ارائه الگوی بارگذاری مناسب برای شرایط طوفانی دریا، رفتار یک سکوی نمونه واقع در خلیج فارس با استفاده از تحلیل بار افزون استاتیکی و تناوبی دینامیکی مورد بررسی قرار گرفته و مقدار مقاومت ذخیره سکو و روند خرابی آن در زوایای مختلف تعیین شده است. همچنین با فرض طراحی یکسان، این سکو بر مبنای مهاربندهای ضربدری، بار دیگر طراحی گردیده تا میزان تاثیر ترکیب ساختاری سکو در مقاومت ذخیره سازه و تغییرشکل‌های جانبی سازه با فرض شرایط مختلف تکیه‌گاهی مشخص گردد.

۲- پاسخ دینامیکی سکوه‌های دریایی

در بررسی رفتار دینامیکی سازه‌ها علاوه بر پارامترهای موثر در تحلیل استاتیکی، عوامل دیگری نیز حائز اهمیت است. معادله تعادل دینامیکی یک سازه را می‌توان مطابق رابطه ۱ ارائه کرد [۱۶].

$$F_i(t) + F_d(t) + F_r(t) = F_e(t) \quad (1)$$

در این رابطه $F_i(t)$ بردار نیروهای مربوط به پاسخ استاتیکی سکو، $F_d(t)$ و $F_r(t)$ به ترتیب نمایانگر نیروهای میرایی و اینرسی سازه، و نیروهای خارجی اعمالی به سازه با $F_e(t)$ مشخص شده است. با توجه به رابطه فوق، ظرفیت نهایی دینامیکی سازه با در نظر گرفتن نیروهای اینرسی و میرایی می‌تواند مقدار بیشتری نسبت به ظرفیت استاتیکی سازه داشته باشد. از طرف دیگر پدیده تشدید ممکن است نیروهای اعمالی به سازه را افزایش داده و باعث ایجاد بزرگنمایی دینامیکی شود.

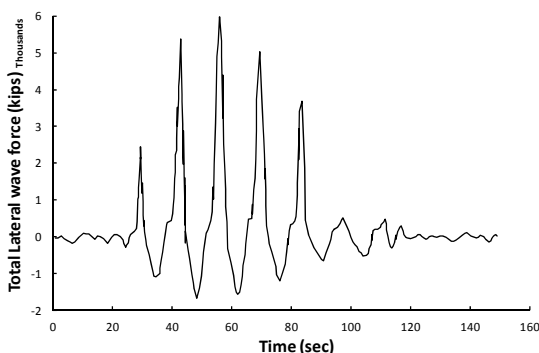
در همین راستا محققین بسیاری [۱۷ و ۱۸] در خصوص ارائه روابطی برای تعیین نسبت ظرفیت دینامیکی به استاتیکی سازه تلاش کرده‌اند که نمونه‌هایی از آن‌ها در روابط ۲ و ۳ نشان داده شده است.

این حالت ظرفیت نهایی سکو بر مبنای نسبت حداکثر باربری سازه به بار طراحی (معمولا با دوره بازگشت ۱۰۰ ساله) تعیین می‌گردد [۵].

در روش تحلیل بارافزون معمولا بارگذاری به صورت یک سوپه افزایشی اعمال می‌شود و تغییر جهتی در بارگذاری سازه در طول تحلیل رخ نخواهد داد. با توجه به ماهیت تناوبی بارهای جانبی وارده به سکوها (موج، جریان، باد) و خصوصا بارگذاری امواج در هنگام طوفان های شدید بررسی رفتار سازه تنها بر مبنای تحلیل بارافزون یک سوپه انطباق مناسبی با شرایط واقعی بارگذاری نخواهد داشت. لذا برای حصول نتایج قابل اطمینان بر مبنای الگوی بارگذاری در شرایط طوفانی روشهای تناوبی دیگری از جمله تحلیل بارافزون دینامیکی [۶] ارائه گردیده است و نیز مطالعات مختلفی در جهت رفع نقایص تحلیل بارافزون استاتیکی انجام شده که می‌توان به ابداع بار موج افزایشنده در حالت استاتیکی و دینامیکی و مقایسه نتایج در این دو حالت تحلیلی اشاره داشت [۷ و ۸].

از دیگر پارامترهای موثر در تعیین ظرفیت نهایی سکوه‌های دریایی، اندرکنش خاک-شمع-سازه می‌باشد که در بسیاری از موارد فونداسیون شمعی سکو بحرانی‌ترین بخش سازه را تشکیل میدهد. در همین راستا عسگریان و همکاران [۹] میزان تاثیر شرایط مختلف تکیه‌گاهی را در تعیین ظرفیت نهایی سکوها با استفاده از تحلیل استاتیکی بارافزون بررسی کرده‌اند. با توجه به رفتار دینامیکی خاک و اندرکنش خاک-شمع-سازه در بارگذاری دینامیکی، مطالعات گسترده‌ای در خصوص بررسی تاثیر فونداسیون شمع در پاسخ دینامیکی سکوه‌های دریایی انجام گرفته است [۱۰-۱۳]. در تمامی این تحقیقات نتایج نشانگر آن است که پاسخ سازه حساسیت قابل ملاحظه‌ای به دقت مدل‌سازی شرایط خاک دارد. همچنین تحقیقات گسترده‌ای در خصوص تعیین ظرفیت نهایی سازه‌ها در آیین نامه‌های بهسازی صورت گرفته که می‌توان به تحقیقات گل‌افشانی و همکاران [۱۴] در مورد مقایسه نتایج ظرفیت

با توجه به اهمیت مدل‌سازی بارگذاری شرایط طوفانی، نخست نیاز است تا الگوی مناسبی برای بارگذاری این شرایط فراهم گردد. هر ساله در نقاط مختلف جهان طوفان‌های دریایی متعددی ثبت می‌گردد. در شکل ۱ نمونه از پاسخ‌های ثبت شده یک سکوی واقع در خلیج مکزیک در جریان بارگذاری طوفانی نشان داده شده است. مطابق این شکل، طی پنج سیکل بارگذاری به حداکثر خود رسیده و دوباره کاهش می‌یابد. بر همین اساس برای تعیین ظرفیت نهایی سکوهایی دریایی به روش تناوبی، الگوی بارگذاری در سه گام متوالی ارائه شده است. در این روش همانطور که در شکل ۲ نشان داده شده است در ابتدا بارگذاری محیطی با دوره بازگشت ۱۰۰ ساله طی یک روند افزایشی تناوبی از مقدار صفر تا سطح بار طراحی به سازه اعمال می‌گردد تا شرایط شروع طوفان در دریا را مهیا سازد (مرحله اول) و پس از آن در پنج سیکل متوالی، بارگذاری با ضریب مورد نظر برای حالت طوفانی به سازه اعمال می‌گردد که این تعداد سیکل بارگذاری در خصوص فراهم کردن شرایط طوفانی کفایت می‌کند (مرحله دوم) و نهایتاً کاهش بار تناوبی و رسیدن تدریجی آن به مقدار صفر (مرحله سوم)، نمایانگر خاتمه بارگذاری طوفانی و کنترل پایداری سازه در این حالت می‌باشد.



شکل ۱- تاریخچه زمانی نیروهای ثبت شده برای یک نمونه سکو در طوفان النا [۱۷]

با توجه به روش بارگذاری مذکور، تعیین یک معیار مناسب برای مشخص کردن ظرفیت نهایی سازه در بارگذاری تناوبی بسیار حائز اهمیت است. به طور کلی در

$$F_v = \frac{1}{DAF} \cdot \sqrt{\mu} \quad (2)$$

$$F_v = \frac{1}{DAF} + 0.35 \left[\left(\frac{T_n}{t_d} \right)^2 (\mu - 1) \right]^{0.5} \quad (3)$$

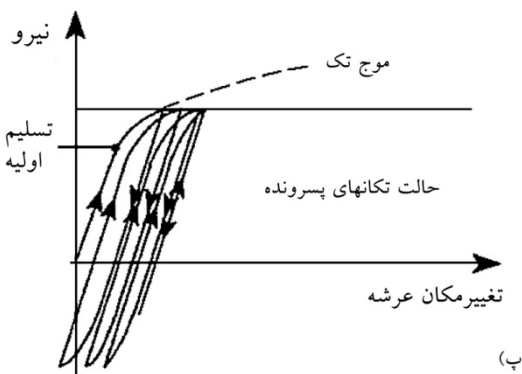
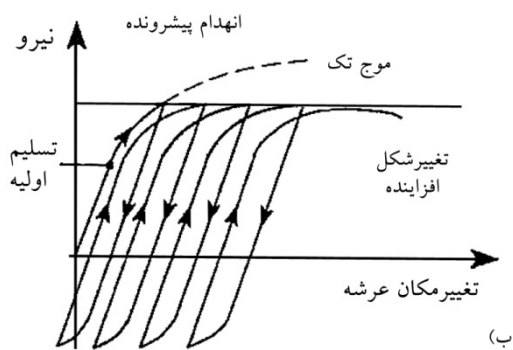
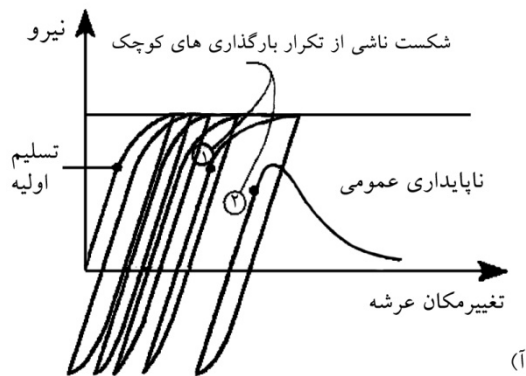
در این روابط نسبت ظرفیت دینامیکی به استاتیکی سکو (F_v) براساس ضریب بزرگنمایی دینامیکی (DAF) و شکل پذیری سکو (μ) تعیین می‌گردد. T_n نمایانگر پریود ارتعاش طبیعی سازه بوده و t_d پریود نیم موج بارگذاری محیطی را نشان می‌دهد. بر اساس این روابط می‌توان گفت که در سازه‌های با شکل‌پذیری بالا، ظرفیت دینامیکی می‌تواند به صورت نامحدودی افزایش یابد و یا به عبارت دیگر نیروهای اینرسی نقش مثبتی در ظرفیت دینامیکی سازه‌های تردشکن نخواهند داشت.

۲-۱- تحلیل بارافزون دینامیکی معیاری برای تعیین ظرفیت تناوبی سازه

با توجه به ماهیت تناوبی بارگذاری امواج، نیاز است که یک رابطه منطقی بین نحوه بارگذاری در مدلسازی با آنچه در واقعیت اتفاق می‌افتد وجود داشته باشد. در صورتیکه این بار به صورت استاتیکی و یک سویه به سازه اعمال گردد اثرات ناشی از بار متناوب ممکن است از نتایج حذف شود. بخشی از مطالعات انجام شده [۳، ۶ و ۱۹] حاکی از آن است که استفاده از تحلیل بار افزون استاتیکی می‌تواند به صورت محافظه کارانه‌ای پاسخگوی ظرفیت نهایی سازه باشد یا به عبارت دیگر منتج به مقاومت ذخیره کمتری نسبت به حالت دینامیکی شود.

تحقیقات استوارت و ترومنز [۲] نشان داد که ممکن است تجمع آسیب‌های متوالی ناشی از ماهیت بارهای تناوبی سبب کاهش ظرفیت سازه گردد. در این تحقیقات بارگذاری به صورت افزایشی تناوبی بر مبنای بارگذاری شرایط طوفانی و بار امواج طراحی ۱۰۰ ساله به سازه سکو اعمال گردیده است.

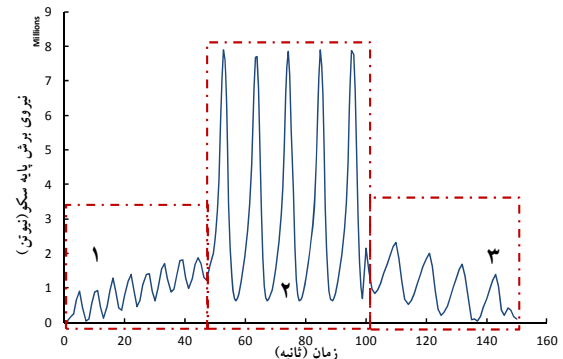
فقط نوعی از تغییر شکل های دائمی پلاستیک در سازه ایجاد خواهد شد که متناظر با تنش های پس ماند در اعضای سازه به دلیل بارگذاری امواج می باشد (شکل ۳-پ).



شکل ۳- انواع رفتار سازه تحت بارگذاری متناوب [۱]

نهایتاً حداکثر بارگذاری که سازه به موجب آن رفتار تکان های پس رونده را از خود نشان می دهد می تواند به عنوان ظرفیت باربری تناوبی سازه شناخته شود. در این حالت رفتار سازه مرز بین حالت (ب) و (پ) در شکل ۳ می باشد.

صورتیکه رفتار سازه به صورت الاستوپلاستیک باشد، امکان بروز سه رفتار متفاوت در بارگذاری متناوب وجود دارد [۱].



شکل ۲- مدل بارگذاری ارائه شده در ارزیابی دینامیکی سکو

شکست ناشی از تکرار بارگذاری های کوچک^۱: این حالت متناظر با تولید کرنش های غیر الاستیک بزرگ موضعی در اعضای سازه ایجاد می شود. همانگونه که در پاسخ کلی سازه در شکل ۳-آ نشان داده شده است؛ این وضعیت لزوماً نمی تواند منجر به ناپایداری کل سازه شود. ولی چنانچه این وضعیت بارها تکرار شود، می تواند باعث بروز ناپایداری در کل سازه نیز گردد.

انهدام پیشرونده^۲: این حالت زمانی رخ می دهد که حلقه های متناوب بارگذاری به صورت پیوسته مقدار قابل توجهی از بار اضافی نسبت به حد بار الاستیک (ارتجاعی) سازه را به آن تحمیل نمایند تا نهایتاً تغییر شکل های تجمع یافته در سازه منجر به انهدام کلی سازه شوند (شکل ۳-ب).

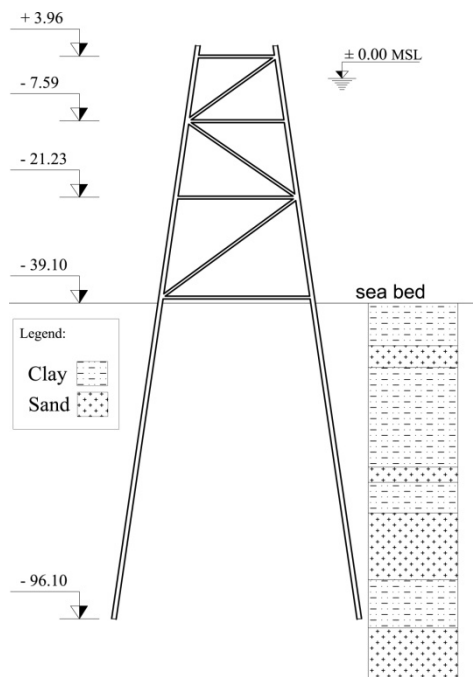
تکان های پس رونده^۳: این حالت که در واقع نوعی از پاسخ خطی سازه را به نمایش می گذارد، متناظر با حلقه های متناوب بارگذاری است که در هر مرحله تا حدودی بار اضافی (نسبت به بار حد الاستیک سازه) را به آن تحمیل می نمایند و میزان تسلیم اعضای سازه در حلقه های متوالی بارگذاری کمتر و کمتر می شود. در واقع، نهایتاً

¹ Low cycle fatigue

² Incremental collapse

³ Shakedown

سکو در شکل ۴ نمایش داده شده‌اند. تکیه‌گاه‌های شمعی این سکو از نوع محصور درون پایه‌ها (بدون استفاده از بتن در حد فاصل شمع و پایه) با عمق نفوذ ۵۷ متر می‌باشد. قطر شمع ۸۱ سانتی‌متر و ضخامت آن بین ۳/۲ تا ۵/۰ سانتیمتر متغیر است. عرشه این سکو دارای چهار طبقه می‌باشد که به صورت الاستیک در نظر گرفته شده است. در شکل ۴ نمای جاکت به صورت دو بعدی و مشخصات کلی لایه‌های خاک ارائه شده است.



شکل ۴- ترازهای سازه‌ای جاکت و مشخصات کلی خاک

با توجه به تحقیقات متعددی که در خصوص تاثیر آرایش اعضای سازه‌ای سکو و خصوصاً مهاربندهای این نوع سکوها بر روی ظرفیت نهایی سازه انجام پذیرفته است [۲۲-۲۴]؛ مهاربندی‌های قائم در سکوی LQ با مهاربندی‌های ضربدری جایگزین گردیده‌اند به گونه‌ای که وزن جاکت در شرایط جدید (با نام LQX) تنها در حدود ۰/۵ درصد بیش از وزن جاکت در شرایط قبلی می‌باشد.

نمای کلی این سکو با نام LQX در شکل ۵ ارائه گردیده است.

در این تحقیق از نرم‌افزار USFOS [۲۵] استفاده شده که بر مبنای روش عددی اجزا محدود به نحو مناسبی توانایی

در زمان رخداد تکان‌های پس رونده در سازه، با افزایش تعداد حلقه‌های بارگذاری میزان کرنش‌های پلاستیک ایجاد شده در سازه محدود می‌گردد و نهایتاً میزان تغییرات کرنش پلاستیک به مقدار ناچیزی خواهد رسید. همچنین تغییرات تنش پلاستیک نیز متناظر با این کرنش به مقدار ناچیزی محدود می‌گردد که در روابط ۴ و ۵ نشان داده شده است [۲۱].

$$\lim_{t \rightarrow \infty} \dot{\varepsilon}^p(x, t) \rightarrow 0 \quad (4)$$

$$w_p = \int_v \int_0^{t=\infty} \sigma \cdot \dot{\varepsilon}^p dt dv < \infty \quad (5)$$

در روابط فوق $\dot{\varepsilon}^p$ نرخ کرنش پلاستیک در طول زمان تحلیل (t) ، σ تنش اعضای سازه و w_p کار تجمعی پلاستیک در هر یک از اعضای سازه را نشان می‌دهد. با توجه به روابط مذکور هنگامی که در یک سازه تحت بارگذاری تناوبی رفتار تکان‌های پس رونده رخ می‌دهد. میزان کار تجمعی پلاستیک انجام شده در سازه باید به یک مقدار متناهی محدود گردد در غیر اینصورت انهدام پیشرونده در سازه قطعی خواهد بود.

۳- سکوه‌های نمونه

۳-۱- مشخصات سازه‌ای سکوها

در این تحقیق یک سکوی زیست (که از این پس آن را LQ می‌نامیم) واقع در خلیج فارس مورد ارزیابی قرار گرفته است. این سکو در آب‌های با عمق ۳۹/۱ متر واقع شده و سازه جاکت آن دارای چهار پایه فولادی با پلان مربع شکل می‌باشد. ارتفاع کلی جاکت سازه ۴۴ متر بوده و ابعاد پلان آن از ۱۳/۷ متر در زیر عرشه به ۲۶/۵ متر در بستر دریا می‌رسد. مهاربندهای قائم جاکت در سه تراز سازه‌ای از نوع تک^۱ بوده و مهاربندهای افقی در نمای کلی

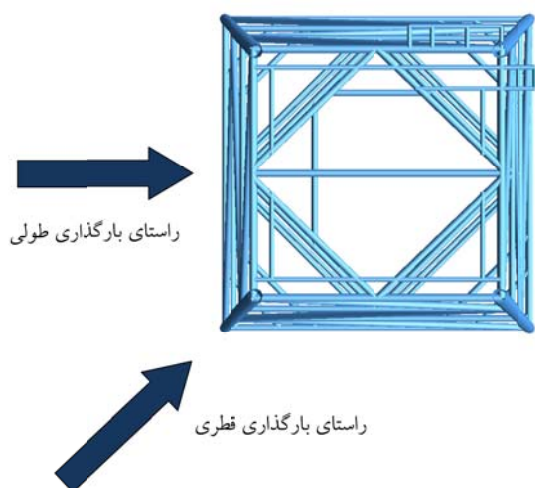
^۱ Single bracing

۳-۳- بارگذاری سکوها

در حالت حد نهایی بارهای ثقلی که بر این سکوها اعمال می‌گردد شامل ۱۸۸۴۰ کیلونیوتن بار مرده (با کسر نیروی شناوری) و ۱۰۷۶۰ کیلونیوتن بارهای زنده می‌باشد. همچنین بارهای جانبی با دوره بازگشت ۱۰۰ ساله شامل، موج با زمان تناوب ۱۱/۵ ثانیه و ارتفاع ۱۱/۸ متر، سرعت جریان ۰/۸ و ۱/۲۹ متر بر ثانیه به ترتیب در بستر و سطح دریا و سرعت باد ۳۳/۵ متر بر ثانیه در تراز ۱۰ متری از سطح دریا می‌باشد که مجموع بارهای جانبی در حالت برش پایه بیشینه به ۳۵۸۰ کیلونیوتن می‌رسد.

۴- نتایج تحلیل بارافزون استاتیکی

در این تحلیل با توجه به الگوی بارهای محیطی (موج، جریان و باد) بارگذاری جانبی سازه به تدریج افزایش یافته تا سازه دچار گسیختگی شود. با توجه به تقارن موجود در سکوها، ارزیابی سازه‌ها تنها در دو راستای طولی و قطری مطابق شکل ۶ مورد توجه قرار گرفته‌اند.

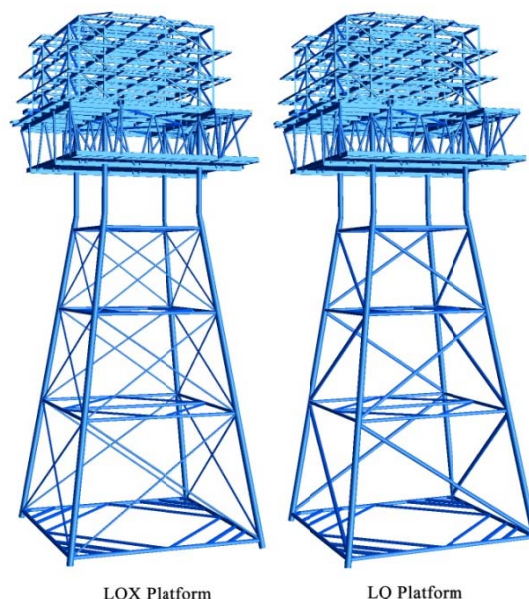


شکل ۶- جهات بارگذاری سکوهایی نمونه

۴-۱- سکوی LQ

با توجه به نتایج تحلیل بارافزون که در شکل ۷ ارائه شده روند خرابی اعضای سازه در شرایط تکیه‌گاهی گیردار

تحلیل استاتیکی و دینامیکی سازه‌های دریایی را دارا می‌باشد. در تعیین ظرفیت نهایی سکوهایی دریایی در نظر گرفتن کمانش و پس کمانش اعضای فشاری سازه، تسلیم مقاطع و تشکیل مفاصل پلاستیک، توزیع و بازتوزیع نیروها پس از ظهور مفاصل پلاستیک و یا کمانش اعضا و همچنین رفتار غیرخطی اندرکنش خاک-شمع-سازه از اهمیت بسیار بالایی برخوردار است که قابلیت آن‌ها بطور مطلوبی در این نرم افزار وجود دارد.

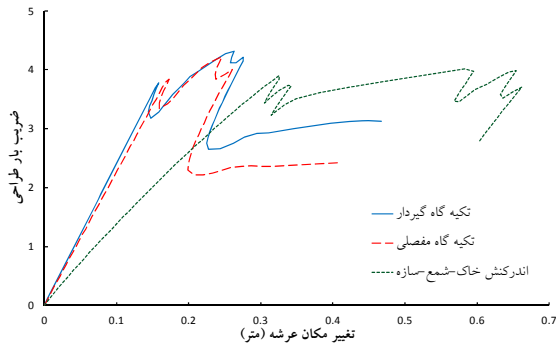


شکل ۵- نمای کلی سکوهایی LQ و LQX

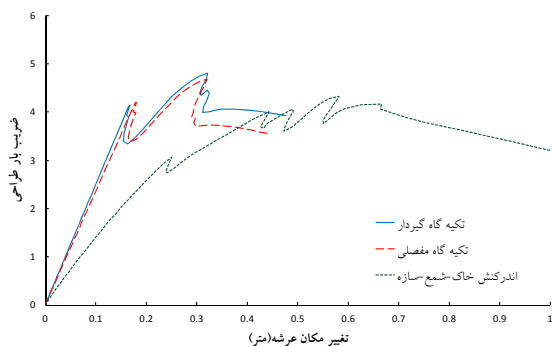
۳-۲- اندرکنش خاک-شمع-سازه

برای ارزیابی ظرفیت سکوهایی LQ و LQX شرایط مختلف تکیه‌گاهی شامل فرض مفصل بودن تکیه‌گاه شمع در بستر دریا، گیرداری تکیه‌گاه و اندرکنش خاک-شمع-سازه در نظر گرفته شده است تا میزان تاثیر شرایط تکیه‌گاهی در ظرفیت نهایی سازه مشخص شود. برای در نظر گرفتن شرایط اندرکنش از منحنی‌های $t-z$ ، $p-y$ و $q-z$ خاک که روابط آن‌ها در آیین‌نامه API [۱۵] موجود می‌باشد؛ بر اساس مشخصات لایه‌های خاک در منطقه که رفتار محوری و جانبی خاک را تعریف می‌نمایند، استفاده شده است.

نتایج تحلیل بارافزون ارائه شده در راستای قطری افزایش ۱۰ درصدی مقاومت ذخیره را نسبت به راستای طولی نشان می‌دهد و این مطلب به دلیل افزایش تعداد اعضای سازه ای مشارکت کننده در باربری نسبت به راستای طولی می‌باشد. نتایج این تحلیل در شکل ۹ ارائه گردیده و از جزئیات روند خرابی آن صرفنظر شده است.



شکل ۸- نمودار نیرو-تغییر مکان سکو LQ در راستای طولی

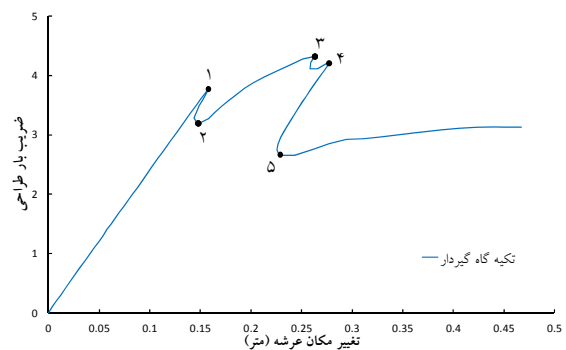


شکل ۹- نمودار نیرو-تغییر مکان سکو LQ در راستای قطری

۴-۲- سکوی LQX

میزان تاثیر آرایش ضربدري مهاربندها را می‌توان با تحلیل بارافزون سکوی LQX بررسی نمود. نتایج حاصل نمایانگر آن است که برای رسیدن به مرز گسیختگی در این سازه باید اعضای سازه‌ای بیشتری نسبت به سکوی LQ به مرحله کمانش و تسلیم برسند. با توجه به نتایج تحلیل در شکل ۱۰ با فرض گیردار بودن انتهای شمع در بستر دریا، هنگامی که بارگذاری در راستای طولی سازه اعمال گردد مهاربندهای فشاری و کششی تراز دوم و اول جاکت به صورت متوالی به حد کمانش و تسلیم می‌رسند. در انتهای

نشان داده شده است؛ به نحوی که با افزایش نیروهای جانبی، ابتدا مهاربند فشاری تراز دوم جاکت دچار کمانش شده (نقطه ۱) و افت مقاومت قابل توجهی پس از آن در سازه رخ می‌دهد (نقطه ۲). ولی با بازتوزیع نیروها، باربری سازه به طور مجدد افزایش یافته و بطور همزمان با افزایش تنش در مهاربند کششی این تراز، اعضای افقی با عملکرد فشاری-خمشی نقش موثری در باربری ایفا می‌کنند. و در ادامه با تسلیم مهاربند کششی و کمانش جزئی در المان افقی، باربری سازه در حد ناچیزی کاهش می‌یابد (نقطه ۳). پس از آن با تغییر شکل بزرگ عضو افقی کمانش یافته، سازه با افت باربری قابل ملاحظه‌ای روبرو شده (نقطه ۴) و نهایتاً با کمانش باند فشاری تراز اول سکو (نقطه ۵) سازه با تغییر شکل بزرگی به مرز گسیختگی می‌رسد. در شکل ۸ نمودار نیرو-تغییر مکان سکو LQ با شرایط تکیه‌گاهی مختلف ارائه گردیده است. در شرایط تکیه‌گاه مفصلی علاوه بر کاهش جزئی در سختی جانبی سکو و افت مقدار بیشینه باربری، مقاومت باقیمانده سازه آسیب دیده نیز کاهش یافته است ولی روند باربری بسیار شبیه حالت گیردار می‌باشد. با در نظر گرفتن اندرکنش خاک-شمع-سازه، سختی جانبی سازه به مقدار قابل ملاحظه‌ای کاهش می‌یابد و در اثر تسلیم جانبی لایه‌های سطحی خاک تغییر شکل‌های بزرگی در پاسخ جانبی سازه حاصل می‌گردد ولی در روند خرابی اعضای سازه ای تغییر محسوسی دیده نمی‌شود.



شکل ۷- نمودار نیرو-تغییر مکان سکو LQ در راستای طولی و شرایط تکیه‌گاهی گیردار

بار تحمل شده توسط سازه به بار طراحی) در جدول ۱ ارائه گردیده است. از مقایسه نتایج بدست آمده در خصوص جهات بارگذاری و شرایط تکیه‌گاهی مختلف چنین می‌توان نتیجه گرفت که با افزایش صلبیت شرایط تکیه‌گاهی در سکوهایی نمونه، مقاومت نهایی سازه از سطح بالاتری برخوردار خواهد بود. بررسی میزان تاثیر شرایط تکیه‌گاهی در ظرفیت سازه نمایانگر آن است که در سکو LQ تغییر شرایط تکیه‌گاهی حداکثر حدود ۱۰ درصد در مقاومت ذخیره سکو تاثیرگذار بوده و این مقدار در مورد سکوی LQX در حدود ۱۷ درصد می‌باشد.

جدول ۱- ضریب مقاومت ذخیره استاتیکی سکوهایی نمونه

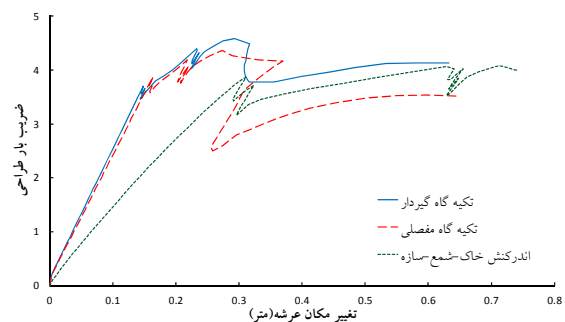
سکو	راستای بارگذاری	شرایط تکیه‌گاهی		
		گیردار	مفصلی	اندرکنش خاک-شمع سازه
LQ	طولی	۴/۳	۴/۲	۴/۰
	قطری	۴/۸	۴/۷	۴/۳
LQX	طولی	۴/۶	۴/۴	۴/۱
	قطری	۶/۱	۵/۸	۵/۰

۵- نتایج تحلیل بارافزون دینامیکی

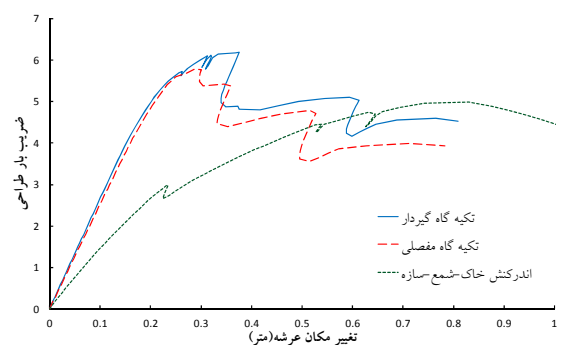
در این تحلیل مطابق الگوی بارگذاری ارائه شده در خصوص بار افزون دینامیکی، ضریب بارهای وارده به تدریج افزایش داده می‌شود تا زمانی که سکو به دلیل بارهای اعمال شده دچار انهدام گردد. در این روند معمولاً المان‌های سازه بتدریج طی سیکل‌های متوالی متحمل آسیب‌های مکرر شده و نهایتاً سبب ناپایداری کلی سازه می‌گردند. این ضریب بارگذاری بعنوان مرز انهدام و پایداری سازه سکو معرفی می‌شود. در صورتیکه ضریب بار در محدوده شرایط پایداری به سازه اعمال شود ممکن است سبب رخداد کمانش و یا تسلیم‌های جزئی در اعضای سازه‌ای گردد ولی در سیکل‌های متوالی با بازتوزیع و کاهش تنش عضو آسیب دیده کل سازه دچار انهدام و گسیختگی کلی نمی‌شود. حداکثر مقدار باری را که سازه

تحلیل با توجه به عملکرد خمشی المان‌های افقی جاکت؛ سازه آسیب دیده همچنان از باربری مطلوبی برخوردار است. در شرایط تکیه‌گاهی مفصلی به غیر از کاهش جزئی سختی جانبی نتایج تحلیل تا حد زیادی مشابه حالت گیردار می‌باشد. در حالتیکه اندرکنش خاک-شمع سازه در نظر گرفته می‌شود علاوه بر افت باربری کلی، کاهش سختی جانبی و تغییر شکل‌های بزرگ ناشی از تسلیم جانبی لایه‌های سطحی خاک نیز پدید می‌آید.

در شکل ۱۱ نتایج تحلیل بارافزون در راستای قطری ارائه گردیده است. با در نظر گرفتن اندرکنش خاک-شمع سازه روند خرابی سکو کاملاً با شرایط تکیه‌گاهی گیردار و مفصلی متفاوت است در این حالت تشکیل مفاصل پلاستیک در شمع‌های جاکت علت اصلی انهدام سازه می‌باشند.



شکل ۱۰- نمودار نیرو-تغییر مکان سکو LQX در راستای طولی

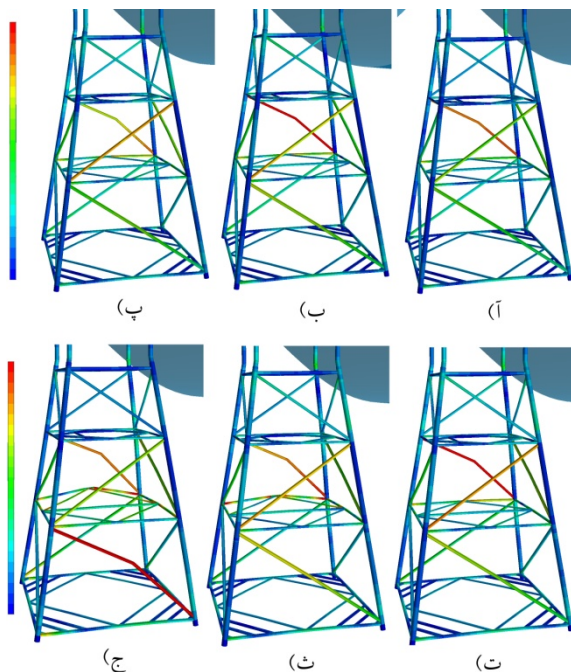


شکل ۱۱- نمودار نیرو-تغییر مکان سکو LQX در راستای قطری

نتایج کلی ارزیابی سکوها با استفاده از تحلیل بارافزون استاتیکی بر اساس ضریب مقاومت ذخیره (نسبت بیشینه

افزایش تنش چشمگیری رخ خواهد داد (شکل ۱۲-ب). در ادامه طی سیکل‌های سوم تا پنجم بارگذاری مهاربند فشاری تا حد زیادی از باربری خارج شده و مهاربند کششی و اعضای افقی بارهای اعمالی را تحمل می‌نمایند (شکل ۱۲-پ) و نهایتاً در پایان مرحله سوم بارگذاری، سازه پایداری خود را حفظ می‌نماید.

اما در صورتیکه بارگذاری در شرایط طوفانی با ضریب ۳/۱ افزایش یابد، در مرحله اول بارگذاری همانند حالت پیشین کلیه اعضای سازه دارای رفتار خطی می‌باشند. در سیکل نخست از گام دوم بارگذاری، مهاربند فشاری تراز دوم جاکت کمانش یافته و همچنین مهاربند کششی تا مرز تسلیم پیش می‌رود (شکل ۱۲-ت). در سیکل دوم و سوم این مرحله از بارگذاری اعضای افقی در تراز دوم جاکت دچار کمانش می‌شوند (شکل ۱۲-ث). در سیکل چهارم بارگذاری مهاربند فشاری تراز اول جاکت کمانش یافته (شکل ۱۲-ج) که منجر به تغییر شکل های بزرگ در سازه می‌گردد و در نهایت در شروع سیکل پنجم سکو منهدم می‌گردد.



شکل ۱۲- عملکرد اعضای جاکت سکو LQ در بارگذاری راستای طولی با فرض تکیه‌گاه مفصلی

در این حالت تحمل می‌نماید می‌توان به عنوان ظرفیت نهایی دینامیکی سکو پذیرفت.

در تعیین ظرفیت دینامیکی سازه علاوه بر الگوی بارگذاری، پدیده تشدید در پاسخ دینامیکی سازه از اهمیت ویژه‌ای برخوردار است. در جدول ۲ پیوندهای طبیعی سکوه‌های LQ و LQX در شرایط تکیه‌گاهی گیردار و مفصلی برای سه مود ارتعاشی ارائه گردیده است. با توجه به پیوندهای طبیعی سکوه‌های نمونه که حداکثر مقادیر آن ۱/۹ ثانیه بوده و پیوند بارگذاری امواج (۱۱/۵) ثانیه، پدیده تشدید در تحلیل دینامیکی سکوه‌های مذکور در عمل منتفی می‌باشد.

جدول ۲- پیوندهای ارتعاشی طبیعی سکوه‌های نمونه (ثانیه)

سکو	شرایط تکیه‌گاهی	مود ارتعاشی		
		۱	۲	۳
LQ	گیردار	۱/۸۷۶	۱/۸۶۱	۰/۸۹۴
	مفصلی	۱/۹۰۲	۱/۸۸۷	۰/۹۰۹
LQX	گیردار	۱/۰۳۱	۰/۹۸۶	۰/۹۰۱
	مفصلی	۱/۰۴۳	۰/۹۹۹	۰/۹۱۲

در ادامه روند خرابی سکوی LQ در شرایط تکیه‌گاهی مفصلی و راستای بارگذاری طولی بعنوان نمونه ارائه می‌گردد.

ظرفیت نهایی سکو با استفاده از تحلیل بارافزون دینامیکی و با در نظر گرفتن شرایط تکیه‌گاهی مفصلی و بارگذاری در راستای طولی، از تحلیل بارافزون دینامیکی ظرفیت سکو، ۳/۰ برابر بار طراحی ۱۰۰ ساله بدست آمده است. در این شرایط رفتار سازه همانطور که در شکل ۱۲ نشان داده شده است به شرح زیر خواهد بود:

در گام اول بارگذاری تمام اعضای سازه دارای رفتار خطی بوده و هیچ گونه آسیبی در المان‌ها پدید نمی‌آید. در سیکل اول بارگذاری شرایط طوفانی (گام دوم) بادبند فشاری تراز دوم دچار کمانش شده ولی باربری خود را بطور کامل از دست نمی‌دهد (شکل ۱۲-آ). در سیکل دوم این مرحله، بادبند فشاری همچنان به باربری خود ادامه داده ولی در اعضای افقی و مهاربند کششی این تراز سکو

با توجه به نتایج تحلیل سکوی LQ در راستای قطری و شرایط تکیه گاهی گیردار (شکل ۱۴)، سکو با انهدام پیشرونده تخریب می‌شود ولی در شرایط تکیه‌گاهی مفصلی و اندرکنش، ناپایداری سازه در سیکل چهارم بارگذاری ایجاد می‌گردد.

همچنین در سکوی LQX نیز تخریب سازه در اثر تسلیم اعضای کششی و کمانش اعضای فشاری در سیکل‌های مختلف بارگذاری در شرایط تکیه‌گاهی گوناگون رخ می‌دهد (شکل ۱۵). مقدار مقاومت ذخیره بدست آمده در شرایط تکیه‌گاهی گیردار و مفصلی دارای مقدار یکسان بوده ولی با در نظر گرفتن اندرکنش حدود ۵٪ مقاومت ذخیره سکو کاهش می‌یابد. یکی دیگر از نتایج تحلیل دینامیکی سکوها، تغییرشکل‌های ماندگار ایجاد شده در سازه می‌باشد. در این راستا نتایج تحلیل سکوی LQ با در نظر گرفتن اندرکنش خاک-شمع-سازه در راستای قطری گواه این مطلب است که علی‌رغم پایداری سازه در شرایط بارگذاری سکو با ضریب ۳/۲ برابر بار طراحی تغییر شکل‌های ماندگاری در حدود ۳۰ درصد تغییرشکل حداکثر سکو در انتهای تحلیل ایجاد می‌گردد که ناشی از کمانش، تسلیم و تشکیل مفاصل پلاستیک در اعضا و همچنین رفتار پلاستیک خاک می‌باشد. حال آنکه در نتایج تحلیل با ضرایب برابر واحد و دو برابر بار طراحی تغییرشکل‌های ماندگار قابل صرف‌نظر می‌باشند.

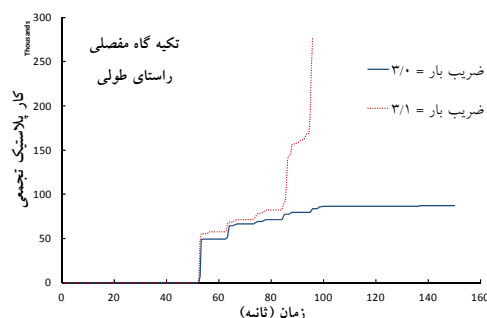
۶- مقایسه نتایج بارافزون استاتیکی و

دینامیکی

نتایج تحلیل‌های بارافزون دینامیکی صورت گرفته بر روی سکوهایی نمونه LQ و LQX در شرایط تکیه‌گاهی مختلف و جهات بارگذاری طولی و قطری در جدول ۳ نشان داده شده است. نتایج ارائه شده شامل ضریب مقاومت ذخیره دینامیکی و درصد کاهش آن نسبت به حالت استاتیکی می‌باشد.

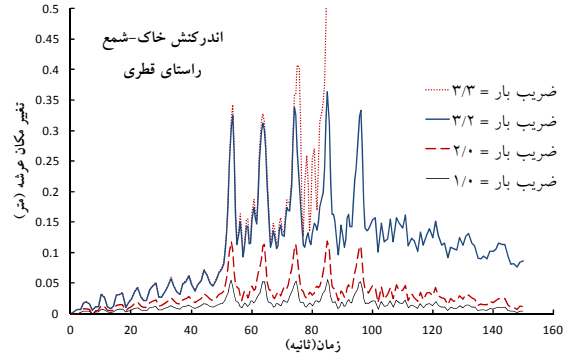
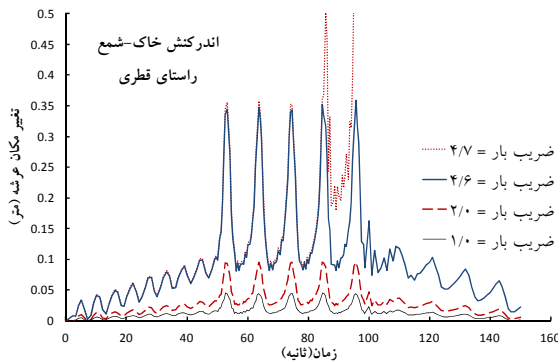
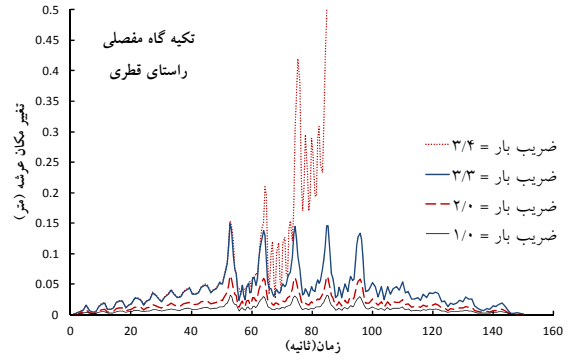
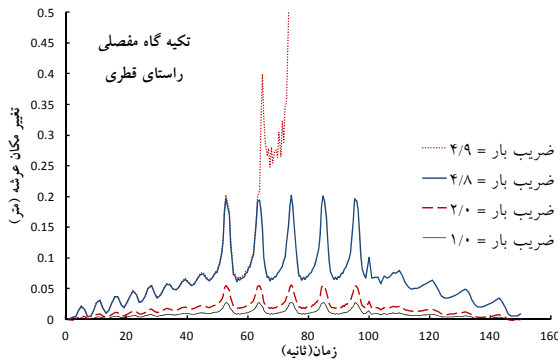
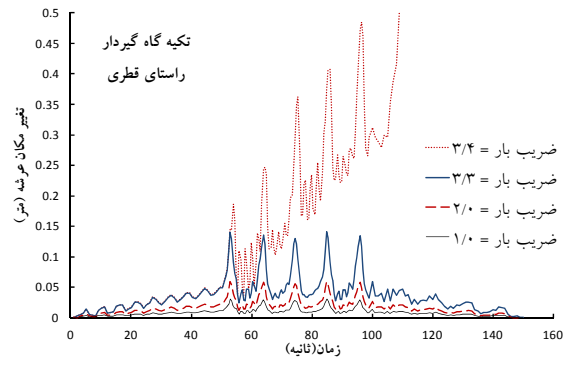
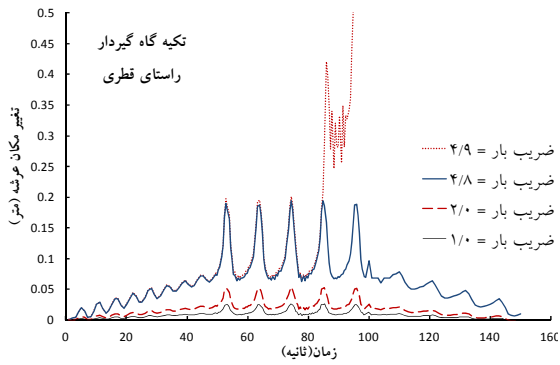
با توجه به تعاریف ارائه شده در بخش ۲-۱ این تحقیق، آخرین حد از بارگذاری جانبی که می‌تواند منجر به رخداد تکان‌های پس‌رونده در تحلیل بارافزون دینامیکی شود، نمایانگر ظرفیت نهایی دینامیکی سازه خواهد بود. راه‌های متفاوتی برای تشخیص این پدیده در سازه وجود دارد که از آن جمله می‌توان به محدود شدن مقدار کار پلاستیک تجمعی اشاره نمود. در شکل ۱۳ مقدار کل کار پلاستیک تجمعی در برابر زمان تحلیل سکوی LQ با در نظر گرفتن شرایط تکیه‌گاهی مفصلی و بارگذاری طولی بعنوان نمونه نشان داده شده است.

ملاحظه می‌شود که در ضریب بار ۳/۰ کار پلاستیک تجمعی به مقدار مشخصی محدود می‌گردد. ولی در صورتیکه بار با ضریب ۳/۱ افزایش یابد، این همگرایی وجود نداشته و قبل از به انتها رسیدن تحلیل، مقدار کل کار پلاستیک انجام گرفته روی سازه به صورت ناگهانی افزایش می‌یابد.



شکل ۱۳- کار تجمعی پلاستیک در سکوی LQ در شرایط تکیه‌گاهی مفصلی و بارگذاری راستای طولی

تغییرمکان عرشه در طول تحلیل بارافزون دینامیکی در شکل‌های ۱۴ و ۱۵ برای دو سکوی LQ و LQX در شرایط مختلف تکیه‌گاهی تحت بارگذاری قطری ارائه گردیده است. در این نمودارها تغییرمکان عرشه برای ضرایب بارگذاری بار طراحی ۱۰۰ ساله، دو برابر بار طراحی و مرز میان پایداری و انهدام سازه با توجه به ضریب بار مربوط به آن مشخص گردیده است بطوریکه با عبور از مرز پایداری، در یکی از سیکل‌های بارگذاری انهدام سکو منتج به تغییر شکل‌های بزرگ عرشه و توقف تحلیل می‌گردد.



شکل ۱۵- تغییر مکان عرشه سکوی LQX تحت بارگذاری در راستای قطری

شکل ۱۴- تغییر مکان عرشه سکوی LQ تحت بارگذاری در راستای قطری

جدول ۳- ضریب مقاومت ذخیره دینامیکی و درصد کاهش مقاومت نسبت به حالت استاتیکی سکوهایی نمونه

سکو	راستای بارگذاری	شرایط تکیه‌گاهی		
		گیردار	مفصلی	اندرکنش خاک-شمع سازه
LQ	طولی	۳/۲	۳/۰	۳/۰
	قطری	٪۲۶	٪۲۹	٪۲۵
LQX	طولی	۴/۲	۴/۱	۳/۹
	قطری	٪۹	٪۷	٪۵
		۴/۸	۴/۸	۴/۶
		٪۲۱	٪۱۷	٪۸

با بررسی نتایج مشخص می‌گردد که ضریب مقاومت ذخیره دینامیکی برای سکوهایی LQ و LQX همواره کوچکتر از حالت استاتیکی می‌باشد. با توجه به میزان افزونگی^۱ اندک سکوی LQ و عدم وجود مسیرهای موازی باربری، تفاوت بزرگتری در میزان این اختلاف برای سکوی LQ (میانگین حدود ٪۲۸) نسبت به سکوی LQX (میانگین حدود ٪۱۱) به چشم می‌خورد.

^۱ Redundancy

۷- نتیجه گیری

در این تحقیق، بر اساس الگوی بارگذاری دینامیکی ارائه شده برای شرایط طوفانی، ظرفیت نهایی استاتیکی و دینامیکی سکوهایی LQ و LQX در شرایط مختلف تکیه‌گاهی با یکدیگر مقایسه شده است.

۱- نتایج حاکی از آن است که ظرفیت دینامیکی سکوهایی بررسی شده همواره کمتر از ظرفیت استاتیکی آنها می‌باشد. این کاهش در خصوص سکوی LQ که از میزان افزونگی پایین‌تری برخوردار است به طور متوسط در حدود ۲۸ درصد می‌باشد در صورتیکه برای سکوی LQX این کاهش مقاومت به مقدار ۱۱ درصد (میانگین) محدود می‌گردد.

۲- ظرفیت استاتیکی و دینامیکی این سکوها با در نظر گرفتن اندرکنش خاک-شمع-سازه همواره کوچکتر از دیگر شرایط تکیه‌گاهی می‌باشد و این مطلب گواه آن است که صرف نظر کردن از مدلسازی اندرکنش، فرض محافظه کارانه ای نمی‌باشد.

۳- ظرفیت نهایی دینامیکی سکوها با تغییر آرایش ساختاری از مهاربندی تک به ضربدری با نسبت تنش برابر در طراحی، حدود ۳۰٪ افزایش نشان می‌دهد.

۴- در شرایط بارگذاری دینامیکی تناوبی به دلیل تجمع آسیب‌های متوالی در اعضای سازه در سیکل‌های متوالی و همچنین به دلیل تشدید نیروهای وارد بر سازه با توجه به پریود بارگذاری و پریودهای ارتعاشی طبیعی سازه، معمولا تغییر شکل‌های بزرگتری نسبت به حالت استاتیکی ایجاد می‌گردد. این مقدار در خصوص سکوی LQ با میزان افزونگی پایین به طور میانگین در حدود ۱۸٪ می‌باشد حال آنکه در مورد سکوی LQX می‌توان از آن صرف نظر نمود.

۵- همانگونه که برای سکوی LQX در حالت بارگذاری قطری و با در نظر گرفتن اندرکنش خاک-شمع-سازه مشاهده گردید؛ روند خرابی در تحلیل‌های بارافزون

علاوه بر مقایسه ضریب مقاومت سازه نیاز است تا تغییر شکل‌های استاتیکی و دینامیکی نیز با یکدیگر مقایسه گردد. در این راستا با به کارگیری ضریب مقاومت ذخیره دینامیکی در یک تحلیل بارافزون استاتیکی، تغییر مکان استاتیکی عرشه استخراج گردیده و نتایج آن در جدول ۴ نشان داده شده است.

نتایج ارائه شده حاکی از آن است که میزان اختلاف تغییر مکان استاتیکی و دینامیکی کاملا تابعی از میزان افزونگی سازه و به عبارتی دیگر، مسیرهای موازی باربری می‌باشد. در مورد سکوی LQ این اختلاف حداکثر تا ۴۶٪ هم می‌رسد و حال آنکه این اختلاف در سکوی LQX برای همه حالات به غیر از اندرکنش خاک-شمع با بارگذاری قطری تقریبا ناچیز (حداکثر ۲٪) می‌باشد. در خصوص حالت بارگذاری قطری با در نظر گرفتن اندرکنش خاک-شمع-سازه سکوی LQX همانگونه که پیشتر هم گفته شد انهدام کلی سکو در حالت استاتیکی ناشی از تشکیل مفاصل در شمع بوده که سبب بروز تغییر شکل‌های به مراتب بزرگتر از حالت دینامیکی در کل سازه می‌شود.

جدول ۴- بیشینه تغییر مکان دینامیکی و معادل استاتیکی عرشه سکوهایی نمونه (سانتی‌متر)

درصد اختلاف	تغییر شکل دینامیکی	تغییر شکل استاتیکی	شرایط تکیه-گاهی	راستای بارگذاری	سکو
۴۶٪	۱۹/۵	۱۳/۳	گیردار	طولی	LQ
۳۱٪	۱۷/۳	۱۳/۲	مفصلی		
۱۳٪	۲۶/۵	۲۳/۵	شمع		
۷٪	۱۴/۱	۱۳/۲	گیردار	قطری	
۴٪	۱۴/۵	۱۴/۰	مفصلی		
۱۰٪	۳۶/۲	۳۲/۸	شمع		
۲٪	۲۲/۴	۲۱/۹	گیردار	طولی	LQX
۱٪	۲۱/۵	۲۱/۲	مفصلی		
۱٪	۳۱/۲	۳۱/۰	شمع		
-۱٪	۱۸/۸	۱۹/۰	گیردار	قطری	
۱٪	۲۰/۰	۱۹/۸	مفصلی		
-۳۹٪	۳۵/۸	۵۸/۵	شمع		

سکو در تحلیل‌های دینامیکی و استاتیکی تاثیرگذار باشند. نتایج تحلیل‌های ارائه شده در این تحقیق برای سکوهایی مورد مطالعه نشان می‌دهند که در حالت کلی نمی‌توان مدعی شد که محاسبه ظرفیت نهایی سکوها در تحلیل بارافزون استاتیکی همواره منجر به برآورد محافظه‌کارانه از ظرفیت سکو خواهد شد.

دینامیکی می‌تواند کاملاً متفاوت از تحلیل‌های بارافزون استاتیکی باشد. میزان افزونگی سکو، خصوصیات دینامیکی سازه و به طور عمومی حساسیت سکو نسبت به بارهای دینامیکی، نزدیک بودن پریود بارگذاری به پریود ارتعاشی طبیعی سازه و همچنین نوع مکانیزم شکست سکو از جمله عواملی هستند که می‌توانند در نسبت بین ظرفیت نهایی

مراجع

- [1] Stewart, G., Moan, T., Amdahl, J., Eide, O. I. (1993). "Nonlinear re-assessment of jacket structures under extreme storm cyclic loading: Part I- Philosophy and acceptance criteria", Proceeding of International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, OMAE, Glasgow.
- [2] Stewart, G., Tromans, P. S. (1993). "Nonlinear re-assessment of jacket structures under extreme storm cyclic loading: Part II- Representative environmental load history", Proceeding of International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, OMAE, Glasgow.
- [3] Hellan, O., Tanderberg, T., and Hellevig, N. C. (1993). "Nonlinear re-assessment of jacket structures under extreme storm cyclic loading: Part IV- Case studies on existing north sea platforms", Proceeding of International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, OMAE, Glasgow.
- [4] Mirzadeh, J., Aghakouchak, A. A., Samadani, S. and Aghakouchak, A. (2008). "Ultimate strength analysis of jacket type offshore platforms due to wave, current and wind loading", Proceeding of International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, OMAE, Portugal.
- [5] Titus, P. G. and Banon, H. (1988). "Reserve strength analyses of offshore platforms", Proceeding of Offshore Southeast Asia Conference, Paper 88179.
- [6] Health and Safety Executive, HSE, (1999). "Dynamic pushover analysis of jacket structures", Offshore Technical Report-OTO-98092, UK.
- [7] Golafshani, A. A., Bagheri, V., Ebrahimian, H., and Holmas, T. (2011) "Incremental wave analysis and its application to performance-based assessment of jacket platforms", Journal of Constructional Steel Research, 67, 1649-1657.
- [8] Hellan, O., and Reitan, A. (1998) "Ultiguide Phase 2, Evaluation report on Dynamic Effects" SINTEF Civil and Environmental Engineering. Trondheim, Norway
- [9] Asgarian, B., and Lesani, M. (2009) "Pile-soil-structure interaction in pushover analysis of jacket offshore platforms using fiber elements", Journal of Constructional Steel Research, 65, 209-218.
- [10] Kimiaei, M., Shayanfar M. A., El Naggar, M. H. and Aghakoochak, A. A. (2004). "Non linear seismic pile soil structure interaction analysis of piles in offshore platforms" Proceeding of International Conference on Offshore Mechanics and Arctic Engineering, Vancouver.
- [11] Mostafa, Y. E., and El Naggar, M. H. (2004) "Response of fixed offshore platforms to wave and current loading including soil-structure interaction", Soil Dynamics and Earthquake Engineering 24, 357-368.
- [12] Memarpour, M. M., M. Kimiaei & M. A. Shayanfar. (2010). Simplified numerical model for analysis of offshore piles under cyclic lateral loading. In 2nd International Symposium on Frontiers in Offshore Geotechnics, 531-536. Perth, Australia.
- [13] Memarpour, M. M., M. Kimiaei, M. Shayanfar & M. Khanzadi (2012) Cyclic lateral response of pile foundations in offshore platforms. Computers and Geotechnics, 42, 180-192.

- [14] Golafshani, A. A., Tabeshpour, M. R., and Komachi, Y. (2009) "FEMA approaches in seismic assessment of jacket platforms (case study: Resselat jacket of Persian gulf)", *Journal of Constructional Steel Research* 65, 1979-1986.
- [15] API (2000). *Recommended Practice for Planning, Designing, and Constructing Fixed Offshore Platforms - Working Stress Design*. Report RP 2A-WSD. Dallas: American Petroleum Institute.
- [16] Moan, T., Hellan, O., and Emami Azadi, M.R., (1997) "Nonlinear dynamic versus static analysis of jacket systems for ultimate limit state check" *Advance in Marine Structures (DERA)*, Dunfermline, Scotland.
- [17] Emami Azadi, M.R., Moa, T. and Amdahl, J. (1995). "Dynamic effects on the performance of steel offshore platforms in extreme waves" *Eurosteel '95*, Prague, Czechoslovakia.
- [18] Schumcker, D.G., (1996). "Near-failure behavior of jacket-type offshore platforms in the extreme wave environment" Ph.D. thesis, *Reliability of Marine Structure Program*, Report RMS-21, Dept. of Civil Engineering, Stanford University, California, USA.
- [19] Eberg, E., Hellan, O., and Amdahl, J. (1993). "Nonlinear reassessment of jacket structures under extreme storm cyclic loading. Part III – The development of structural models for cyclic response", *Offshore Mechanics and Arctic Engineering Conference*, Glasgow.
- [20] Bea, R. G. and Young, C. (1993). "Loading and capacity effects on platform performance in extreme condition storm waves and earthquakes", *25th Annual Offshore Technology Conference*, OTC-1993, Houston, Texas, 3-6 May.
- [21] Hellan, O., Skallerud, B., Amdahl, J., and Moan, T. (1991). "Reassessment of offshore steel structure: Shakedown and cyclic nonlinear FEM analyses" *1st Int. Conf. on Offshore and Polar Engineering - ISOPE-1991*, Edinburgh, Scotland, 11-16 August.
- [22] Lloyd, J. R. and Clawson, W. C. (1984). "Reserve and residual strength of pile founded, offshore platforms", In *the role of design, inspection and redundancy in marine structural reliability*, National Research Council, National Academy Press, Washington.
- [23] Ronalds, B. F., Trench, D. J. and Pinna, R. (2007) "On the relationship between platform topology, topside weight and structural reliability under storm overload." *Journal of Constructional Steel Research* 63(8):1016–23.
- [24] Ronalds, B. F., S. Trinh, G. K. Cole, S. Tuty & E. Fakas (2003) "Environmental load distributions: influence of platform configuration." *Journal of Constructional Steel Research*, 59, 215-231.
- [25] USFOS. (2009). Website www.usfos.no.

ULTIMATE CAPACITY OF FIXED OFFSHORE PLATFORMS BY STATIC AND DYNAMIC PUSHOVER ANALYSES UNDER ENVIRONMENTAL LOADS

M. A. Shayanfar¹, M. Khanzadi², M. M. Memarpour^{3,*}, M. Kimiaei⁴

1. Assistant Professor, Centre of Excellence for Fundamental Studies in Structural Engineering, Iran University of Science and Technology

2. Assistant Professor, Civil Engineering Department, Iran University of Science and Technology

3. PhD. Student of Civil Engineering Department, Iran University of Science and Technology

4. Assistant Professor, Centre for Offshore Foundation Systems, The University of Western Australia

*Corresponding Author: memarpour@iust.ac.ir

ARTICLE INFO

Keywords:

Offshore Platform,
Ultimate Capacity,
Push-over Analysis,
Pile-soil-structure
Interaction,
Environmental Wave
Loading.

ABSTRACT

Quasi static push-over analysis is widely utilized to evaluate nonlinear behavior and ultimate capacity of offshore platforms against environmental wave loading. In reality the forces imparted by the waves traversing the structure, are dynamic loads. If these lateral dynamic loads are to be used in push over analysis, they can provide a more precise estimation of the maximum load that can be resisted by the structure compared to the value derived using quasi static approach. Other parameters that have effect on determination of the ultimate capacity of platforms are the platform structural configuration and its supporting conditions. In this paper, a comprehensive technique within a dynamic push-over analysis for jacket offshore platforms is provided. In the analyses performed herein, the ultimate capacity of a sample platform with two bracing configuration, and with different supporting conditions has been evaluated by using static and dynamic push-over analysis.
