

# Atomerőművek földrengés utáni állapot-értékelésére szolgáló kár-indikátorok összehasonlító vizsgálata

Katona Tamás János

MVM Paksi Atomerőmű Zrt.

7031 Paks, Pf. 71, Tel.: 20-9422225

*Földrengés után egy atomerőműben tudni kell, hogy az alapvető biztonsági funkciók megvalósításához szükséges rendszerek milyen állapotban lehetnek, ez szabja meg az üzemaovar elhárítás, illetve a földrengést követően a visszaindítás feltételeit. A pusztító hatást jellemezheti a maximális vízszintes talajgyorsulás, a válaszspektrum és a különböző műszeresen mérhető intenzitás-értékek. Ezek általában szelektívek egy-egy károsodási típusra, egyesek jól korrelálthatók úgy a rengés méretével, távolságával, mint a szerkezet-típusok viselkedésével. A cikkben megvizsgáljuk a földrengés jellemzők és a károsodási mechanizmusok közötti összefüggést, s elemezzük a földrengés jellemzők kár-indikátorként való alkalmazását a földrengés utáni visszaindíthatóság kritériumaként, illetve az állapot-értékelésre való alkalmasság és a felülvizsgálatok tervezése szempontjából.*

## Bevezetés

Földrengés után két fontos kérdésre kell megnyugtató választ találni egy atomerőműben: Egy nagy rengés után tudni kell, hogy az alapvető biztonsági funkciók megvalósításához szükséges rendszerek milyen állapotban lehetnek, míg egy kis földrengést követően a visszaindítás feltételeit, vagy ha az erőmű a földrengés hatása ellenére üzemben maradt, a leállítás feltételeit kell ismerni. Az első kérdéskörre a fukushimai tragédia irányítja rá a figyelmünket, míg a második problémakör vizsgálata a Kashiwazaki-Kariwa atomerőművet ért földrengés óta intenzíven folyik.

A földrengésre történő tervezés alapja a szabadfelszíni maximális vízszintes gyorsulás (PGA) és a válaszspektrum. A tapasztalat azt mutatja, hogy ezek nem, vagy csak egyes károsodási módok esetén jellemzik a földrengés tényleges pusztító hatását. Ezt demonstrálva láthattuk az Onagawa Atomerőmű esetében 2005-ben, a Shika Atomerőmű és a Kashiwazaki-Kariwa Atomerőmű esetében 2007-ben, a Hamaoka Atomerőmű esetében 2009-ben, illetve a North Anna Atomerőmű esetében 2011-ben, ahol, és amikor az aktuális földrengés meghaladta a tervezési alapot, de a nukleáris szabványok szerint tervezett, biztonsági osztályba sorolt rendszerek, rendszerelemek nem sérültek. Ez int arra, hogy a terv leginkább a biztonságot minősíti, de nem a sérülést. A North Anna erőmű példáját tekintve az is bebizonyosodott, hogy az elemzéssel meghatározott földrengés-tartalék valóságos minősítését adja az erőmű robusztusságának.

A földrengés pusztító hatását jellemezheti a PGA és válaszspektrum mellett valamely műszeresen mérhető intenzitás-érték, mint a Japán Meteorológiai Társaság instrumentális intenzitása, az Arias-intenzitás, vagy a rengés más, mérésből származtatható paramétere, mint a gyorsulás, a sebesség és az elmozdulás négyzetének átlagából vont négyzetgyök-érték, a kumulatív abszolút sebesség (CAV) vagy elmozdulás. A mérés, mégpedig a telephelyen végzett

mérés fontossága itt nyilvánvaló, hisz egyfelől bármely indikátort vagy intenzitást veszünk, annak pontossága a mérés környezetében a legjobb, másfelől pedig nem alapozható az erőműben sem döntés, sem intézkedés olyan jellemzőre, amely utólagos kárfelmérésre épül, mint például az MSK-64 intenzitás. A földrengés jellemzők általában szelektívek egy-egy károsodási típusra. Egyes jellemzők (PGA, CAV és műszeres intenzitások) jól korrelálthatók úgy a rengés jellemzőivel (magnitúdó, epicentrális távolság, telephelyi jellemzők), mint a szerkezet-típusok viselkedésével.

A földrengés jellemzők kár-indikátorként való alkalmazása körültekintést és előzetes vizsgálatokat igényel. Az előadásban megvizsgáljuk a földrengés jellemzők és a károsodási mechanizmusok közötti összefüggést, és összehasonlító elemzést végzünk a földrengés jellemzők kár-indikátorként való alkalmazására abból a célból, hogy azok alapján döntenünk lehessen az üzemelés folytatásának biztonságáról, a rengés utáni állapotról, s objektív alapokon tervezhetők legyenek a rengést követő inspekciók.

## Kár-indikátorként alkalmazható földrengés jellemzők

### *A maximális vízszintes gyorsulás és a válaszspektrum*

A tervezés alapja a maximális vízszintes gyorsulás-érték, a válaszspektrum, illetve az ennek megfelelően kiválasztott, vagy előállított gyorsulás időfüggvény. A sérülés, funkcióvesztés gyakorlatilag kizárható, ha a rengés jellemzői a tervezési alapban szereplő jellemzőket (PGA, válaszspektrum) nem haladják meg, de ez nem jelenti a terv szerint állapot megmaradását, hiszen az olyan extrém hatások esetén, mint a földrengés, a szerkezet bizonyos mértékben alakváltozást szenvedhet. (Lásd a 10CFR50 Appendix S to Part 50 – Earthquake Engineering Criteria for

Nuclear Power Plants szövegét a megengedett feszültségekről és alakváltozásokról).

A terv szerinti állapot megmaradását tekintve segít az alábbi kiegészítő tétel: A szerkezet, illetve a nyomástartó kontúr tervezett állapottól való eltérése a földrengés hatására nem következhet be, ha az aktuális földrengés PGA-ja nem több mint egyharmada a tervezési alapját képező biztonsági földrengés PGA-nak (az alábbiakban a biztonsági földrengést a tervezés alapját képező földrengésnek vagy angol betűszóval DBE-nek is nevezzük). Abból a feltételezésből kell kiindulni, hogy az aktuális hatásra nem jöhet létre csak rugalmas alakváltozás, illetve ha volna képlékeny alakváltozás, az a geometriai diszkontinuitások környezetére korlátozódik.

Indoklásul vegyük egy ASME BPVC Section III Class 1 komponens példáját. Hasonlítsuk össze az általános membrán, illetve az általános membrán, lokális membrán és a hajlításból eredő feszültségekre, a Service level D-re (ilyen eset a földrengés) a megengedett feszültség-intenzitás értékeket a méretezésnél (Design) megengedett feszültség értékekkel. A méretezés megengedett feszültség-intenzitás értékei  $S_m$ , illetve  $1,5S_m$ , míg a Service level D-re a  $\min(3S_m, 2S_y)$  a megengedett. Itt az  $m$  index az adott anyag tervezési hőmérsékleten megengedett maximum, az  $y$  pedig a folyáshatárhoz tartozó feszültség-intenzitásokat jelöli [1]. Belátható, hogy a nyomástartó szerkezet biztosan a lineáris tartományban működik a földrengés hatására, ha a PGA-ra megfogalmazott egyharmados feltétel teljesül. Erre a következtetésre lehet jutni a Service level D és A megengedett feszültségeinek összevetéséből is.

Ilyen megfontolások adják az alapját annak, hogy a német biztonsági előírások, a KTA 2201.6 [2] szerint a földrengést követően az atomerőművet inspekcióna leállítani akkor kell, ha  $PGA_{\text{Shutdown}} = 0,4 \times f \times PGA_{\text{DesignBase}}$ . Itt az  $f = 1,5$ , ami 1,75-re növelhető indokolt esetben. Ennek a leállítási, illetve inspekcióna kritériumnak megalapozása hasonló, mint fenn az ASME BPVC Section III esetében. A teljesülés feltételei levezethetők a KTA 2201.6 és a KTA 2201.4 [3] és 3201.2 [4] alapján.

Az orosz PNAE szabvány [5] alapján tervezett nyomástartó komponensekre (Class 1) hasonló kitételek lehet megfogalmazni, hisz a méretezésre, illetve a földrengésre megengedett feszültségek viszonya itt is megengedi azt a következtetést, hogy a szerkezet teljesen a lineáris tartományban működik, ha az aktuális rengés PGA-ja kisebb, mint a tervezési alaphoz szereplő. A PNAE esetében a méretezésre megengedett feszültség  $[\sigma]$ , illetve  $1,3[\sigma]$ , míg a földrengésre  $1,4[\sigma]$ , illetve  $1,8[\sigma]$ , a  $(\sigma)_1$  (membrán) és  $(\sigma)_2$  (membrán+hajlításból eredő) feszültség kategóriákra. A PGA-k arányára itt ugyan nem pontosan az ASME alapján megfogalmazható  $1/3$  arány az érvényes, de ennek nincs elvi jelentősége.

A hatályos Nukleáris Biztonsági Szabályzatok 3. kötetében [6] szerepel egy követelmény (3.3.1.0300. bekezdés), amely kimondja, hogy a biztonsági osztályba sorolt rendszereket és rendszerelemeket méretezni kell a természeti eredetű külső hatásokra legalább a  $10^{-4}$ /év ismétlődési gyakoriságnak megfelelően, amennyiben a rendszerelemnek az adott helyzetben biztonsági funkciója lehet. Ez a követelmény gyakorlatilag az összes biztonsági rendszerre vonatkozik, hisz a rengés a kezdeti események szinte bármelyikét képes generálni, sőt egy időben többet is. Egy földrengés utáni

visszaindulásnak az a feltétele, hogy minden biztonsági rendszer tervszerűen működőképes legyen, s nem azt kell mérlegelni, hogy van-e funkciója az adott rendszernek földrengés esetén, vagy sem. Így, ha a követelményt kiterjesztjük minden biztonsági rendszerre, akkor ez biztosítja, hogy ha a földrengés PGA-ja nem haladja meg a biztonsági földrengés PGA-jának egyharmadát, akkor a biztonsági rendszer működőképességéhez és a továbbüzemelés biztonságához nem férhet kétség.

A terv biztosítja az alapvető biztonsági funkciók megmaradását, ha a rengés PGA-ja, illetve válaszspektruma meghaladja az üzemi rengés szintjét. Ebben az esetben a reaktor nagy bizonyossággal stabil, ellenőrzött, lehűtött állapotba kerül. A további intézkedések az erőmű állapotától függenek, amely a komponensekre gyakorolt hatás, és a szerkezetekbe beépített szilárdsági tartalékok véletlenszerűsége miatt végeredményben egy véletlen esemény. Az állapot felmérése szisztematikus, előre megtervezett és begyakorolt tesztek, bejárások útján és elemzések alapján történik. Erre ad eljárást a NAÜ Safety Report 66 [7], amely a fokozatosság elve alapján négy sérülési szintet, s ehhez illeszkedő vizsgálatokat, intézkedéseket ír elő, s ad bizonyos kritériumokat is a sérülés minősítésére, mint például a vasbeton repedés-tágasságra. A rengést követő vizsgálatok tervezéséhez azonban a tapasztalt PGA és válaszspektrum, illetve a tervezés alapját képező PGA és válaszspektrum összehasonlítása nem nyújt elegendő információt, s különösen nem, ha a rengés jellemzői a tervezési alaphoz meghaladják. Könnyen belátható, hogy az erőmű, mint komplex rendszer rengés utáni állapotának felülvizsgálatát a sérülés rendszer szintű modellezésre kell alapozni. A földrengés PSA és a földrengés hatásával szembeni tartalék elemzése (SMA - Seismic Margin Assessment) a rendszer biztonságos voltáról nyújt komplex értékelést.

### ***Rendszer modellek alkalmazása az állapot minősítésére és a felülvizsgálat tervezésére***

A földrengés PSA három lényeges elemet tartalmaz [8]: (1) a veszély jellemzését veszélyeztetettségi görbe formájában, amely egy adott PGA érték meghaladási valószínűségét adja meg; (2) az erőmű modelljének kidolgozását esemény és hibafa formájában; (3) a sérülés feltételes valószínűségét a PGA függvényében megadó sérülési görbének meghatározását. A valószínűségi módszerrel meghatározott szeizmikus tartalék az említett három elemből a másodikat és a harmadikat tartalmazza, ezért a végeredménye nem a földrengés által okozott zónaolvadás gyakorisága, hanem csak a zónaolvadás feltételes valószínűsége a PGA függvényében [9], [10].

Az elemzés alapja a rendszerelem-sérülés feltételes valószínűségének,  $P_f$  meghatározása, amely (általában) log-normális eloszlást követ:

$$P_f = P(\text{fail} | a \geq x) = \int_0^a \frac{1}{x\beta_c \sqrt{2\pi}} e^{-\frac{1}{2} \left( \frac{\ln\left(\frac{x}{C_m}\right)}{\beta_c} \right)^2} dx \quad (1)$$

ahol a  $C_m$  a medián kapacitás, a  $\beta_c = \sqrt{\beta_U^2 + \beta_R^2}$  a véletlenszerűségből adódó  $\beta_R$  és az episztemikus  $\beta_U$  bizonytalanságot kifejező standard szórás. Itt a  $\beta_U$  episztemikus bizonytalanság elhanyagolható, hisz az a sérülékenység tekintetében nem jelentős. A medián kapacitás kiszámítható a HCLPF (High Confidence of Low Probability of Failure) alapján, mint

$$C_m = \text{HCLPF} e^{2,326 \beta_c} \quad (2)$$

A HCLPF definíció szerint a következő:

$$\text{HCLPF} = \frac{C - D_{NE}}{D_E + \Delta C_E} F_\mu^{a_{RLE}} \quad (3)$$

ahol  $C$  a teljes teherviselő képesség,  $D_E$  a földrengés által okozott igénybevétel és a vele egy időben ható, üzemi terhekből származó  $D_{NE}$  igénybevétel, az  $F_\mu$  duktilitási tényező, a  $\Delta C_E$  a külső hatás által okozott egyidejű igénybevételekre fordított kapacitás, ha ilyen van (például a vasbeton merevítő falban nyírással egyidejű húzás), az  $a_{RLE}$  pedig a referencia PGA. A  $C$  meghatározása szabvány szerint történik, például a gépészeti (nyomástartó) rendszerelemekre ASME BPVC Section III Service Level D szerint, vagy az ezzel azonosnak tekinthető francia RCC-M szabvány szerint történhet. Hasonlóképp szabvány szerint történik az igénybevételek meghatározása is. A szabványtól való árnyalatnyi eltéréseket az SMA eljárás definiálja.

A fentieket alkalmazva megbecsülhetjük azt a valószínűséget, amelyet az előző fejezetben a PGA-ra megfogalmazott sérülésmentességi kritérium garantál. A számítás egyszerűsége érdekében az (1) egyenletben az integrandust az  $0 \leq x \leq a_{RLE}$  tartományban közelíthetjük egy egyenessel, ahol az  $a_{RLE}$  a HCLPF kiszámításánál felvett referenciái PGA. A rendszerelem HCLPF-jéhez asszociált sérülési valószínűsége kisebb, mint 5%, mégpedig  $\geq 95\%$  konfidenciával. A PGA-ra megfogalmazott kármentességi kritérium ennél minimum ötször kisebb sérülési valószínűséget garantál, ha teljesül, mint ahogy annak teljesülnie kell, hogy a tervezési alap PGA-ja kisebb, mint az  $a_{RLE}$ .

Építve a földrengés PSA második és harmadik elemére, ami lényegében a valószínűségi tartalék-elemzés, és a konkrét földrengés PGA-ja ismeretében a hibafák felhasználásával megadható a rendszerek, rendszerelemek sérülésének, illetve rendelkezésre állásának valószínűsége. A rendszer hibafa a nem kívánt eseményből, deduktív módszerrel épül fel, s határozza meg a nem kívánt esemény feltételeit rendszerelem szinten. Ezt fejezi ki a rendszer meghibásodásának Boole-reprezentációja (minimum cut-set). A post-event analízisben a rendszer működőképességének a megállapítása a kérdés, s a hibafa helyett a komplementer, a siker-fa megépítésére volna szükség. Ez a megközelítés jellemző az úrutazások biztonsági elemzésére, ahol a kérdés az, hogy vajon sikerül-e a legénységet visszajuttatni [11]. A hiba  $P_f$  illetve a siker  $P_s$  valószínűségére igaz, hogy  $P_s + P_f = 1$ , ha az eseményhalmaz teljes. A determinisztikus SMA analízis [12] eleve a siker-ág HCLPF-jét határozza meg Min-Max módszerrel. Itt van egy lényeges támpont a post-event analízishez. A HCLPF determinisztikus meghatározásához egy PGA-val és válaszspektrummal jellemzett referencia földrengést (Review Level Earthquake - RLE) kell felvenni, amely meghatározza a fenti, (3) egyenletben a földrengés által okozott  $D_E$  igénybevételt. Az SMA módszertan (eltekintve a magas szeizmicitású telephelyektől)  $a_{RLE} = 0,3g$  PGA-hoz kötött és a

telephely viszonyainak megfelelő, NUREG/CR-0098 szerinti válaszspektrumot javasol a számításhoz. A  $D_E$  szeizmikus igénybevétel az  $a_{RLE}$ -t, a referencia rengés PGA-ját skálázó tört nevezőjének meghatározó eleme. Az SMA elemzésben a rendszer és erőmű szintű integrálást az úgynevezett Min-Max eljárással végezzük. A Min-Max eljárás a gyenge (Min) láncszemet keresi, ha az elemek, mint a lánc szemei sorba kapcsolnak (U, illetve +), s a legerősebb láncot (Max) azonosítja, ha a láncok egymással párhuzamosan kötöttek (∩, illetve \*).

Legyen például az  $A, B, C$  és  $D$  elemből álló  $E$  rendszer Boole-algebrai reprezentációja

$$E = A \times (B + C) \times D, \quad (4)$$

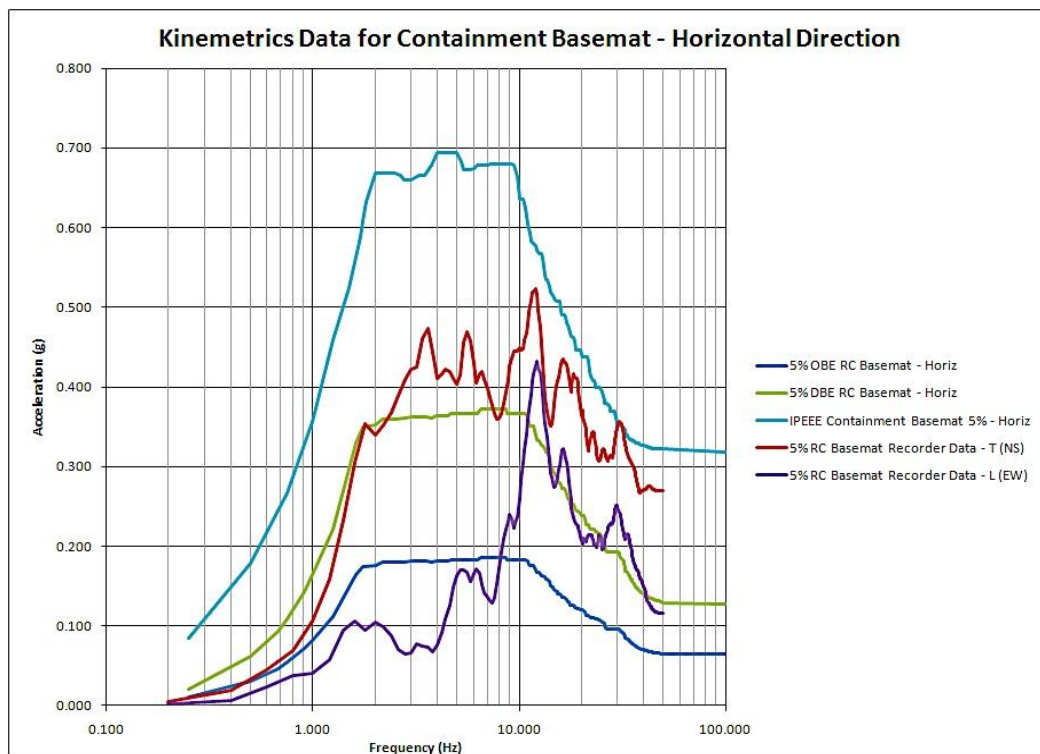
ami azt jelenti, hogy a rendszer működik, ha a három ág -  $A, D$  és  $B+C$  - valamelyike működik. A rendszerelemek HCLPF kapacitásából a szabály szerint kapjuk a rendszer HCLPF kapacitását, mint

$$\text{HCLPF}_E = \text{Max}\{\text{HCLPF}_A; \text{Min}\{\text{HCLPF}_B; \text{HCLPF}_C\}; \text{HCLPF}_D\}. \quad (5)$$

A módszer részletes kifejtését megtaláljuk a földrengéssel szembeni tartalék minősítésének példáján a NUREG/CR-4482-ben [10].

A tartalék elégséges voltáról, s egyben a várható működőképességről ítéletet mondhatunk, ha az aktuális és az RLE rengés PGA-ját és válaszspektrumát összehasonlítjuk. A post-event vizsgálatok és elemzések tervezését pedig az SMA jelentős mértékben segíti, hisz a rendszerek gyenge pontjainak ismeretében irányított inspekciokat, tesztek végezhetünk. Gyakorlati példaként tekintsük a Dominion North Anna Atomerőmű (USA) esetét. Az erőművet 2011. augusztus 23-án megrázta egy 11 mérföldre kipattant, sekély fészku, 5,8 magnitúdójú földrengés. A két blokk leállt, nukleáris biztonságot veszélyeztető kár nem történt. Az erőmű tervezési alapját képező rengés PGA-ja 0,12 g, illetve 0,18 g (az épületek alatti talajtól függően), ezzel szemben a rengés PGA-ja 0,26 g volt. A több mint két hónapig tartó felülvizsgálat több mint százezer szakember óra munkát és 21 millió USD ráfordítást igényeltek (ne feledjük, ez a fukushimai tragédia évében történt!) [13]. A blokkokat 2011. november 11-én visszaindították.

Az 1. ábrán látható a tervezés alapját képező biztonsági (DBE) és üzemeltetési (OBE) rengések konténment alaplemezeire vonatkoztatott horizontális gyorsulás-komponenseinek válaszspektruma, és a tapasztalt rengés e gyorsulás-komponenseinek válaszspektruma. Ahogy az 1. ábra mutatja, a rengés válaszspektrumát tekintve a horizontális komponensek spektrális amplitúdói átlagosan 12 %-kal, a vertikális gyorsulás válaszspektrum amplitúdói pedig átlagosan 21 %-kal meghaladták a tervezési válaszspektrum spektrális amplitúdó értékeit [14]. Látható továbbá, s ez a szempontunkból a lényeges, a determinisztikus SMA referencia földrengés alaplemezeire vonatkozó válaszspektruma is. A tervezési alap meghaladás egyértelmű. Megállapítható ugyanakkor, hogy az SMA számításban a 0,3 g PGA-hoz rendelt NUREG/CR-0098 válaszspektrum burkolja a tapasztalt rengés válaszspektrumát. Az SMA számításoknál mindössze néhány komponens esetében kaptak 0,3 g értéknél kisebb HCLPF értéket, de e komponensek esetében sem tapasztaltak sérülést. Ez az első eset, amikor az SMA gyakorlati, empirikus ellenőrzése megtörténhetett és teljesen sikeresnek minősíthető.



1. ábra: A North Anna Atomerőműben a 2011. augusztus 23-án tapasztalt földrengés az alaplemezen mért vízszintes gyorsulás komponenseinek (NS-ÉD és EW-KNy) 5 % csillapítás mellett számolt válaszspektrumai (lila és piros színnel jelölve), a biztonsági (DBE) és az üzemi (OBE), valamint az SMA referencia rengés (IPEEE) vízszintes komponense válaszspektrumaihoz viszonyítva (kék, zöld és világoskék színnel jelölve) [14]

## Kumulált abszolút sebesség, mint kár-indikátor

### A CAV, mint a kármentesség indikátora

A North Anna Atomerőmű 2011. augusztus 23-i esete nem csak a determinisztikus módon meghatározott SMA adekvát voltát igazolta, hanem a kumulált abszolút sebesség,

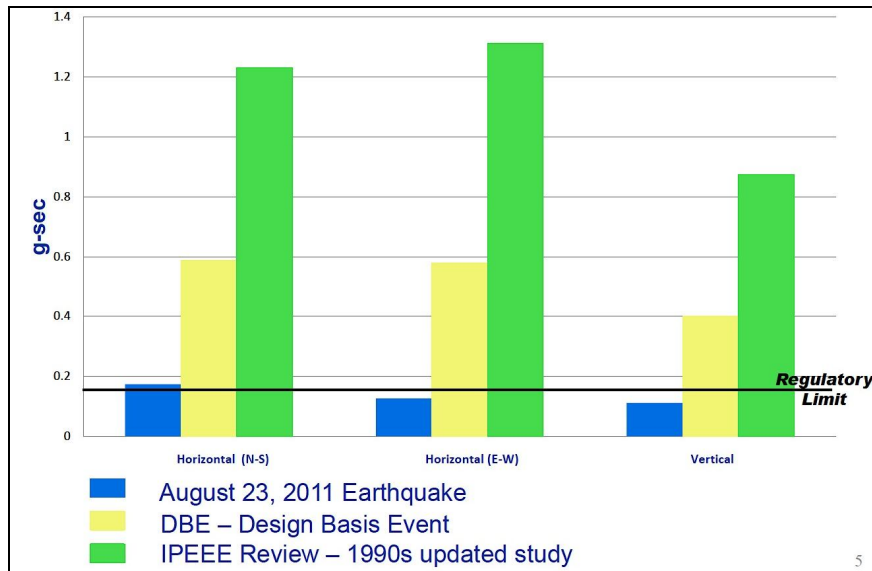
$$CAV = \int_0^T |a(t)| dt \quad (6)$$

mint kár-indikátor és kármentességi kritérium megfelelő voltát is. Itt az  $a(t)$  a szabadfelszíni gyorsulás komponensét, a  $T$  pedig a rengés időtartamát jelöli. A szabványosított CAV kiszámításánál  $a \pm 0,025$  g amplitúdójú zajt kiszűrjük [15]. A sérülés-mentesség, illetve az OBE-szint túllépésének kritériuma a  $CAV \geq 0,16$  gsec bármelyik szabadfelszíni gyorsulás komponensre. Önmagában ez nem elégséges kritérium, mert vizsgálni kell az 5 % csillapítás esetén kiszámított gyorsulás válaszspektrum amplitúdóját 2 és 10 Hz között, s annak kisebbnek kell lenni, mint 0,2 g [16]. A gyakorlatban a sebesség kritériumot figyelmen kívül hagyják (a sebesség spektrális amplitúdója az 1 és 2 Hz között legyen  $\geq 0,15$  m/s). A  $CAV \geq 0,16$  gsec kritérium a földrengésre nem tervezett szerkezetek sérülésmentességéhez tartozó feltétel, nagy biztonsági tartalékkal véve [14].

Érdemes felvázolni a Paksi Atomerőműben alkalmazott eljárás alapjait. Az eredendően földrengésre nem tervezett atomerőműben a sérülésmentesség kritériumául a CAV és a válaszspektrum kritériumot lehet használni. Szükség van ugyanakkor arra is, hogy ehhez egy gyorsulás küszöbértéket rendeljünk. Ez deriválható volt a válaszspektrum kritériumból és a telephelyi szabadfelszíni gyorsulás

válaszspektrumának 2 és 10 Hz közötti átlagos nagyításából, amely hozzávetőlegesen 2,2÷2,5-szeres. A kármentesség válaszspektrum kritériumát jelentő  $\geq 0,2$  m/s<sup>2</sup> amplitúdó értéket (ami a spektrum amplifikált tartományához tartozik) a nagyítással visszaosztva kaphatunk egy  $PGA=0,08$  g értéket az üzemeltetési rengésre, amelyet egy, egynél nagyobb biztonsági tényezővel osztva kaptuk meg a földrengés esetére a riasztási és egyes izoláló szerelvények működtetési értékét. Az üzemeltetési földrengés ilyen meghatározása a sérülésmentességen túl azt is biztosítja, hogy az OBE PGA-ja kevesebb, mint egyharmada a DBE PGA-nak ( $0,08 \text{ g} \leq 0,25 \text{ g}$ ). Ez azt is jelenti, hogy a folyamatos üzem kritériumként használt  $CAV \geq 0,16$  gsec és válaszspektrum kritérium teljesülése esetén a szerkezetek biztosan a rugalmas tartományban terhelődnek, s nem kell aggódnia az integritás elvesztése miatt, ha a kritérium teljesül.

A kumulatív abszolút sebesség, mint kármentesség-kritérium adekvát voltát úgyszintén demonstrálta a North Anna Atomerőmű esete. A 2. ábrán láthatók a mért gyorsulásjel komponenseire számolt CAV értékek, amelyeket összehasonlíthatunk a tervezés alapját képező rengés, valamint az SMA referencia rengés CAV értékeivel. Ebből látható, hogy – bár a 2011. augusztus 23-i rengés PGA-ja meghaladta az DBE PGA-t – a CAV-kritérium alapján károkat nem kellett tapasztalni. Nyilvánvaló, hogy az igen rövid, 25 másodperces rengés, amely során az intenzív szakasz mindössze 3,1 másodpercig tartott, nem bírt jelentős energiával, amelyet a CAV érték igen jól mutat. Az ábrából látható, hogy a rengés CAV értéke messze alatta van a DBE-hez rendelt CAV értéknek, miközben a PGA és a válaszspektrum meghaladja azt. Ezek után nem csoda, hogy mindezt majorálja az SMA referenciarengéshez rendelhető CAV.



2. ábra: A North Anna Atomerőműben a 2011. augusztus 23-án tapasztalt földrengés CAV értéke kék színnel jelölve, illetve a biztonsági (DBE) és az SMA referencia rengés CAV értéke sárga, illetve zöld színnel, továbbá a 0,16 gs kritérium fekete vonallal jelölve [13]

Mindebből arra kell következtetnünk, hogy a PGA és a válaszspektrum igen konzervatív módon jelzi a kármentességet, illetve a kárt. Ez könnyen belátható, ha vesszük a 2. ábrán a CAV értékek arányait: a DBE CAV háromszorosa a tapasztalt rengés CAV értékének, míg az SMA RLE csaknem kilenc-tízszere a tapasztalt rengés CAV értékének. Eközben az 1. ábrából az látszik, hogy a válaszspektrum a 2 és 10 Hz tartományban alig másfélszeres a tartalék az RLE spektrumhoz képest, a mért PGA pedig csaknem eléri az RLE PGA-t és másfélszer meghaladja a tervezési alap PGA-t. Ez a tapasztalat mindenképp mutatja a PGA-ra és a válaszspektrumra épülő elemzések túlzó konzervativizmusát. A kármentesség indikációjának kérdését még érintjük később a CAV és a Japán Meteorológiai Ügynökség műszeres intenzitálásának összehasonlításánál.

A korábbi tanulmányok kimutatták, hogy a CAV, mint az energia-bevitel jellemzője igen jól korrelálható a fáradás-típusú sérülési móddal, lásd [17], [18] és [19]. Elméletileg is demonstrálható, hogy a fáradásos tönkremenetel kritériuma kifejezhető a CAV, mint független változó segítségével. Tegyük fel, hogy a földrengés okozta talajmozgás sávkorlátos véletlen folyamat, amelynek teljesítmény-sűrűség függvénye  $S_{aa}(\omega)$  közelíthető egy  $S_0$  konstanssal az  $[\omega_1; \omega_2]$  intervallumban és 0 máshol. Ekkor [17] alapján a CAV-ra vonatkozó (6) egyenlet felírható, mint:

$$CAV = T \sqrt{\frac{1}{\pi^2} S_0 \Delta\omega} \tag{7}$$

ahol a  $\Delta\omega = \omega_2 - \omega_1$  sáv szélesség. Bevezetve a közép-frekvenciát  $\omega_c = \frac{\omega_2 + \omega_1}{2}$  és az N ciklusszámot az erős rengések T időtartama alatt,  $T\omega_c = 2\pi N$ , a CAV felírható, mint:

$$CAV = \frac{2}{\omega_c} N \sqrt{S_0 \Delta\omega} \tag{8}$$

Vegyük az egyszerűség kedvéért, hogy a rengés energiáját egyetlen  $A_c = \sqrt{2S_0 \Delta\omega}$  szinusz viszi az  $\omega_c$  közép-frekvencián, akkor kapjuk, hogy

$$CAV = \frac{1}{\pi} T A_c = 2 \frac{1}{\omega_c} N A_c \tag{9}$$

Szemponunktól igen fontos, lévén a CAV a fáradás típusú tönkremenetel indikátora, hogy a valós rengések CAV értékei, illetve az erős rengés által okozott terhelési ciklusszámok hogyan viszonyulnak egymáshoz, illetve a rengés egyéb paramétereire. A kérdés fontossága belátható a (8) és (9) egyenletek alapján. Erről többek között a [20] és [21] tanulmányok szólnak.

A kumulált abszolút sebesség értelmezhető, mint a makroszeizmikus intenzitás mértéke, s mint ilyen két szempontból is vizsgálat tárgyát képezi: Egyfelől lehet a szabványosított CAV, avagy a kármentesség kritériumát jelentő feltételek és a rengés jellemzőinek, mint a momentum nagytudó, a vető síkjától mért legrövidebb távolság korrelációját, a CAV és a telephelyi viszonyok (közet vagy talaj) összefüggését vizsgálni. Másfelől a CAV felhasználható arra, hogy a telephely szeizmicitálásában csekély szerepet játszó, s kárt nem okozó távoli nagy és közeli kis magnitúdójú és igen rövid időtartamú rengéseket (ez utóbbiak PGA-ja akár igen nagy is lehet) a valószínűségi földrengésveszély-elemzésből kiszűrjük. E vizsgálatok részleteit itt nincs mód bemutatni, ezekről szólnak például a [20]-tól a [27] sorszámot viselő hivatkozások. Ezekben a munkákban a szabványos CAV mellett alkalmazzák még a CAV horizontális geometriai átlagát,  $CAV_{GM}$ , illetve a kármentesség kritériumaként, a [16] szerint meghatározott  $CAV_{DP}$ -t, ami a CAV és a válaszspektrum kritérium együttes teljesülését fejezi ki.

A fáradásos típusú tönkremenetel indikálásán túl a CAV más alkalmazását vizsgálták. A talajfolyósodás is egy sajátos, a ciklikus terhelés által okozott jelenség. A [28] és [29] munkákban a CAV 0,05 ms<sup>2</sup> amplitúdójú zajtól szűrt változatát (jelölése  $CAV_5$ ) sikerrel alkalmazták a talajfolyósodás indikátoraként.

## Egyéb kár-indikátorok

Számos tanulmány készült a megfelelő kár-indikátorok, kritériumok meghatározására. Ezek kiterjedtek a PGA és válaszspektrum mellett a különböző műszeresen mérhető intenzitás-értékek, mint a Japán Meteorológiai Társaság instrumentális intenzitása, az Arias-intenzitás, a gyorsulás négyzetének átlaga, vagy a gyorsulás, a sebesség és az elmozdulás négyzetének átlagából vont négyzetgyök-érték, az RMS, stb., mint kár-indikátor vizsgálatára. A szerkezetbe bevitt energia alkalmas arra, hogy jellemezze a kumulálódó degradációt, például a csővezetékek fáradásos törésénél [30]. Ez a mérték hasonló, mint a CAV, ha azt vesszük, hogy a sérülés kritériumának tartalmaznia kell a terhelési ciklus-számot. A vasbeton tartók szilárdsága leépülésének és tönkremenetelének jellemzésére alkalmas például a hiszterézises energia disszipáció mértéke [31]. Hátránya az ilyen károsodás kritériumoknak, hogy csak a szerkezetre jellemző, de nem a rengésre, eltekintve itt is attól, hogy a degradáció ciklusszám függő.

Szemponctunkból kitüntetettek a műszeres intenzitás skálák, amelyeket eleve kár-indikátorként alkottak meg. Ezek egy aktuális elemzését a [32] munka adja meg. Az intenzitás skálák előnye, hogy azokat nagyszámú esetre a lokális talajmozgás jellemzőivel, mint gyorsulás, sebesség, illetve a rengés magnitúdójával, a vető távolságával, irányultságával, a lokális viszonyokkal is korreláltatták, korreláltatják (a rendkívül nagyszámú tanulmány közül példaként lásd [33]), sőt egyes építési szabványok tartalmazzák is az intenzitás-gyorsulás vagy sebesség korrelációt.

## Műszeres intenzitás-skálák - $I_{JMA}$ versus CAV

A használhatóság tekintetében külön figyelmet érdemelnek a műszeres intenzitás-skálák, mert egyfelől ezek mérésen és nem csak szubjektív észlelési és kárbecslési adatokon nyugszanak, másfelől ezeket használják általában a földrengés pusztító hatásának jellemzésére és emiatt igen nagy adatbázisokra támaszkodnak. A műszeres makroszeizmikus intenzitás-adatok szempontunkból azért is fontosak, mert számos tanulmány és adatbázis létezik ezek és a földrengések tektonikai, szeizmológiai jellemzői közötti kapcsolat vizsgálatára, másfelől az egyes szerkezet típusok károsodásának globális jellemzése révén a szerkezethez és a károsodási mechanizmushoz is korreláltathatók.

A rendelkezésre álló adathalmaz tekintélyes nagysága okán elsődlegesen a Japán Meteorológiai Ügynökség műszeres intenzitás skáláját,  $I_{JMA}$ , kell említenünk. A CAV és az  $I_{JMA}$  összehasonlító elemzését tartalmazza a már említett [20], illetve a [34] tanulmány.

A [34] tanulmány a fentiekben már említett japán atomerőművek esteit dolgozza fel és megállapítja, hogy az  $I_{JMA}$  a tapasztalatok szerint jól jellemzi a nagy inercia erők által okozott összeomlást (first excursion damage), míg a CAV az energia akkumulációval jellemezhető fáradásos és a képlékeny hiszterézises degradációval arányos tönkremeneteli mechanizmusokat jellemzi. A tanulmány lényegében már előre vetítette azt a várakozást, amelyet a fentiekben taglalt North Anna Atomerőmű esete fényesen igazolt. Azaz a kármentesség CAV kritériuma ( $CAV \leq 0,16$  gs) rendkívül konzervatív. Az  $I_{JMA}$  kár-küszöb az általános ipari szabványok szerint tervezett szerkezetek és komponensek esetében  $I_{JMA} \approx 4$ , míg a nukleáris szabvány szerint tervezettek esetében  $I_{JMA} \approx 5 \div 6$ . A CAV-ra vonatkozó sérülési küszöb a

nukleáris szerkezetek és komponensek esetében feltehetően 2-2,5 gs felett lehet. Az  $I_{JMA}$  a tapasztalatok szerint lényegében telítésbe megy, míg a CAV nem. Azt is megállapították, hogy az  $I_{JMA}$ -eljárásban közbenső adatként meghatározott  $a_0$  kvázi gyorsulás-érték, amely mintegy rendelkezik a gyorsulás és a sebesség tulajdonságaival, jól korrelál az atomerőművek károsodásával. A vizsgált esetekben a nukleáris szabványok szerint tervezett szerkezetek és komponensek jelentéktelen mértékben károsodtak, így az adott tanulmány – bár úttörő értékű – is csak olyan tapasztalatokkal szolgált, amely a kármentességet, mintsem a kárt minősítette volna.

Kár kritériumként használható a tíz fokozatú (I+X) MMI műszeres intenzitás, amelyet az US Geological Survey ShakeMap is alkalmaz [35]. Az MMI műszeres intenzitás az V intenzitás értéknél kisebb értékeket a PGA alapján, az V-VII intenzitásokat a PGA és a maximális szabadfelszíni sebesség (PGV) alapján, míg a VII-nél nagyobb intenzitásokat a PGV alapján értékeli. A North Anna erőmű környezetére az intenzitás VI-VII közötti, enyhe-moderált károkat jelez [36]. A 2007. évi Niigata Chuetsu-oki,  $I_{JMA}$  hatos+ intenzitású földrengés a Kashiwazaki-Kariwa atomerőmű telephelyén jelentős hatást váltott ki a nem nukleáris szerkezetekben, az instrumentális MMI szerint VI, maximum VII fokozatúnak minősült [37]. Mint ilyen, az intenzitás értékelése a PGV szerint történik, ami nem érzékeny a vízszintes gyorsulásban tapasztalt jelentős (0,69 g a telephelyen) gyorsulás-csúcsra. Tényként rögzíthető, hogy a nukleáris biztonság szempontjából fontos rendszerelemek itt sem sérültek. Következésképp az MMI VII a nukleáris szabványok szerint tervezett és minősített rendszerelemek esetében még nem indikál károkat. A 2011. évi Nagy Tohoku rengés talajmozgásból származó hatásainak szisztematikus elemzése a szökőártól nem érintett Fukushima Dai-inci és Onagawa atomerőművekben majd jelentős tanulságokkal járhat. Ezek az erőművek a talajmozgás hatásait biztonságosan elviselték, az üzemeltető társaság és a japán hatóság közleményeiből az szűrhető le, hogy itt sem voltak a nukleáris szabványok szerint tervezett rendszerek és szerkezetek esetében funkcióvesztéshez vezető jelentős sérülések. Az említett telephelyeken az MMI intenzitás minimum VIII volt [38].

A néhány példa pusztá áttekintéséből, amely persze a North Anna és a Kashiwazaki-Kariwa erőművek igen alapos felülvizsgálatára támaszkodik, arra következtethetünk, hogy a műszeres intenzitások jól alkalmazható kár-indikátorok a lakóépületek és (szokványos) ipari létesítmények esetében, de ahhoz még több vizsgálat szükséges, hogy atomerőművek állapot-értékelésének és a rengés utáni intézkedéseknek alapja legyenek. Ezek a vizsgálatok – szerencsére – kisszámú káreseményre támaszkodhatnak, ezért az intenzitás-skála fizikai alapját képező jellemzőket kell a sérülés kritériumaival összevetni, ahogy azt például a CAV esetében a [17], [18] és [19] munkákban láthatjuk, s az alábbiakban még az Arias intenzitást tekintve demonstráljuk.

## Input energia és az Arias intenzitás

A CAV-hoz hasonló, a talajmozgás által a szerkezettel közölt energia, vagy ezzel arányos mértékek is jól használhatók a kár jellemzésére és az állapot becslésére. Ilyen például az Arias intenzitás

$$I_A = \frac{\pi}{2g} \int_0^{T_d} a(t)^2 dt \quad (10)$$

ahol  $T_d$  adott szint felett véve a rekord hossza, amely a rengés pusztító hatásával jól korrelál, lásd például [39] és [40]. Az Arias intenzitás és a CAV rokon értelmű mértékek, amely könnyen belátható, hisz alkalmazva az integrálás középérték tételét a (6) és a (10) egyenletekben, kapjuk

$$CAV = T \cdot E\{|a(t)|\} = T \sqrt{\frac{2}{\pi}} R(0) \quad (11)$$

$$I_A = \frac{\pi}{2g} T_d R(0) \quad (12)$$

ahol  $R(0)$  az  $a(t)$  gyorsulás-időfüggvény autokorrelációs függvényének értéke a  $\tau=0$  helyen. Feltéve, ahogy a (7) egyenlet levezetésénél is tettük, hogy a gyorsulás-időfüggvény autospektruma sávkorlátos, a (12) egyenletből kapjuk

$$I_A = \frac{\pi}{2g} T_d R(0) = \frac{1}{4g} T_d S_0 \Delta \omega \quad (13)$$

Ahogy a (7) egyenletből látható, hogy annak dimenziója  $ms^{-1}$ , ugyanúgy a (13) egyenlet is sebesség dimenziójúként határozza meg az Arias-intenzitást, amely a CAV-ra vonatkozó gondolatmenetet tovább véve a terhelési ciklusszámmal is arányosítható. Triviális, hogy a szerkezetnek átadott mozgási energia a sebesség négyzetével arányos. A CAV és az Arias-intenzitás egy-egy olyan sebesség érték, amely a random talajmozgás által a szerkezetnek átadott teljes energiát jellemzi.

## Következtetések

A földrengés kár-indikátorok vizsgálatának irodalma a fenti korántsem teljes szemle alapján is jelentősnek mondható. Ezek a vizsgálatok leginkább egy-egy kár-indikátor, vagy makroszeizmikus index egy sérülési módhoz, vagy a földrengés főbb jellemzőihez való kapcsolatának feltárására irányulnak. Jelen munkában kísérletet tettünk a problémakör nukleáris biztonsági igények szerinti áttekintésére. Ebből megállapíthatjuk, hogy a földrengést követően a hibamentesség konzervatív megítélésére alkalmas a tervezési információ, nevezetesen ha a tervezés alapját képező rengés maximális vízszintes szabadfelszíni gyorsulása, illetve válaszspektrum a tapasztalt rengés maximális vízszintes gyorsulását és válaszspektrumát burkolja, a szerkezet és komponens nagy bizonyossággal megőrzi funkcióját. A visszaindítás, illetve a folyamatos üzem feltételét a tervezési szabványokból levezethetjük, kikötve a szerkezet lineárisan rugalmas viselkedését.

A rendszerek és az erőmű rengés utáni állapotát adekvát módon csak a rendszermodellekre épülő elemzések, mint amilyen a földrengés PSA és földrengés tartalék-elemzés, birtokában lehet megítélni. Ezek az elemzések adják meg az objektív alapját a földrengést követő inspekciónak megtervezéséhez.

A North Anna Atomerőmű esete alapján egyértelműen hatékony módszernek nevezhető úgy a kumulált abszolút sebesség, mint a determinisztikus módon történő HCLPF meghatározás referencia földrengés válaszspektrumához való viszonyítás. A CAV, mint kárkritérium a Japán Meteorológia Ügynökség műszeres intenzitás skálájával együtt további szisztematikus vizsgálatok után egyértelmű alapja lehet az atomerőmű földrengés utáni állapota értékelésének.

## Irodalomjegyzék

- [1] ASME Boiler and Pressure Vessel Code (BPVC), Section III: Rules for Construction of Nuclear Power Plant Components, Division 1, Subsection NB: Class 1 Components, American Society of Mechanical Engineers / 01-Jul-2010 / ISBN: 9780791832370
- [2] KTA 2201.6, Auslegung von Kernkraftwerken gegen seismische Einwirkungen, Teil 6: Maßnahmen nach Erdbeben, Fassung Juni 1992
- [3] KTA 2201.4, Auslegung von Kernkraftwerken gegen seismische Einwirkungen, Teil 4: Anforderungen an Verfahren zum Nachweis der Erdbebensicherheit für maschinen- und elektrotechnische Anlagenteile, Fassung 6/90
- [4] KTA 3201.2, Komponenten des Primärkreises von Leichtwasserreaktoren, Teil 2: Auslegung, Konstruktion und Berechnung, Fassung 6/96
- [5] PNAE G-7-002-86, Нормы расчета на прочность оборудования и трубопроводов атомных энергетических установок, ПНАЭ Г-7-002-86, Москва, ЭНЕРГОАТОМИЗДАТ 1989
- [6] Nukleáris Biztonsági Szabályzatok, 3. kötet, Atomerőművek tervezési követelményei, 37/2012. (III. 9.) Korm. rendelet, Magyar Közlöny, 2012. évi 28. szám 2. melléklet a 37/2012. (III. 9.) Korm. rendelethez
- [7] IAEA Safety Reports Series No 66, Earthquake Preparedness and Response for Nuclear Power Plants, IAEA, Vienna, 2011, ISBN 978-92-0-108810-9
- [8] ASME/ANS RA-S-2008 „Standard for Level 1/Large Early Release Frequency Probabilistic Risk Assessment for Nuclear Power Plant Applications”, 2008
- [9] Budnitz, R.J. et al. (1985) An Approach to the Quantification of Seismic Margins in Nuclear Power Plants, Lawrence Livermore National Laboratory, NUREG/CR-4334
- [10] Prassinis, P.G., Ravindra M.K., Savay, J.D. (1986) Recommendations to the Nuclear Regulatory Commission on Trial Guidelines for Seismic Margin Reviews of Nuclear Power Plants, Lawrence Livermore National Laboratory, NUREG/CR-4482
- [11] Goldberg B.E. et al: System Engineering „Toolbox” for Design-Oriented Engineers, NASA Reference Publication 1358, December, 1994
- [12] EPRI (1988) A Methodology for Assessment of Nuclear Power Plant Seismic Margin, Electric Power Research Institute, NP-6041
- [13] Heacock D. A., North Anna Power Station Restart Readiness, November 1st 2011, Public Meeting, <http://www.nrc.gov/info-finder/reactor/na/dominion-slides-11-01-2011-meeting.pdf>
- [14] Virginia Electric and Power Company (Dominion) North Anna Power Station Units 1 and 2, North Anna Independent Spent Fuel Storage Installation - Summary Report of August 23. 2011 Earthquake Response and Restart Readiness Determination Plan, Virginia Electric and Power

- Company, Richmond, Virginia 23261, September 17, 2011, [https://www.dom.com/about/stations/nuclear/north-anna/pdf/Earthquake\\_Summary\\_Report\\_and\\_Restart\\_Plan\\_091711.pdf](https://www.dom.com/about/stations/nuclear/north-anna/pdf/Earthquake_Summary_Report_and_Restart_Plan_091711.pdf)
- [15] Standardization of the Cumulative Absolute Velocity, Report No. EPRI TR-100082-T2, EPRI, Palo Alto, California, 1991
- [16] Criterion for determining accident of the operating basis earthquake, EPRI NP-5930, July 1988
- [17] Katona, T.J., (2010) Options for the treatment of uncertainty in seismic probabilistic safety assessment of nuclear power plants. *Pollack Periodica* 5:(1) pp. 121-136.
- [18] Katona T. J., Interpretation of the physical meaning of the cumulative absolute velocity, *Pollack Periodica*, Volume 6, Number 1/April 2011, pp. 9-106
- [19] Katona, T.J. (2012) Modeling of Fatigue Type Seismic Damage for Nuclear Power Plants, to be published in *Computational Material Science*, 64: pp. 22-24.
- [20] Hancock, J. and Bommer, J. J. (2004) Predicting the Number of Cycles of Ground Motion, 13th World Conference on Earthquake Engineering, Vancouver, B.C., Canada, August 1-6, 2004, Paper No. 1989
- [21] Hancock, J. and Bommer, J. J. (2005) Predicting the Number of Cycles of Ground Motion, *Earthquake Engineering and Structural Dynamics*, 2005; 34:637-664
- [22] Campbell, K.W., Bozorgnia, Y. (2010) Analysis of Cumulative Absolute Velocity (CAV) and JMA Instrumental Seismic Intensity (IJMA) Using the PEER-NGA Strong Motion Database, PEER Report 2010/102, Pacific Earthquake Engineering Research Center, College of Engineering University of California, Berkeley, February 2010 [http://www.eqsafetysys.com/cav\\_paper.htm](http://www.eqsafetysys.com/cav_paper.htm)
- [23] Campbell, K.W., Bozorgnia, Y. (2010), A Ground Motion Prediction Equation for the Horizontal Component of Cumulative Absolute Velocity (CAV) Based on the PEER-NGA Strong Motion Database, *Earthquake Spectra*, Volume 26, No. 3, pages 635-650, August 2010; © 2010, Earthquake Engineering Research Institute
- [24] Campbell, K.W., Bozorgnia, Y.: Prediction equations for the standardized version of cumulative absolute velocity as adapted for use in the shutdown of U.S. nuclear power plants, *Nuclear Engineering and Design* 241 (2011) 2558-2569
- [25] Gang Wang, Wenqi Du, (2012) Empirical correlations between cumulative absolute velocity and spectral accelerations from NGA ground motion database, *Soil Dynamics and Earthquake Engineering* 43 (2012) 229-236
- [26] Varpasuo, P.E.J. et al, Seismic Hazard Evaluation For Simo and Pyhäjoki NPP Sites Using PGA and CAV as Scaling Parameter, *Proceedings of the International Youth Nuclear Congress 2010*, 12-18 July 2010, Cape Town, South Africa, Paper No. 138
- [27] Kostov, M. (2005), Site Specific Estimation of Cumulative Absolute Velocity, 18th International Conference on Structural Mechanics in Reactor Technology (SMiRT 18), Beijing, China, August 7-12, 2005, paper SMiRT18- K03-4
- [28] Kramer, S., Mitchell, R.A., (2006) Ground Motion Intensity Measures for Liquefaction Hazard Evaluation, *Earthquake Spectra*, Volume 22, No. 2, pages 413-438, May 2006; Earthquake Engineering Research Institute
- [29] Kramer, S., Upsally, S.B., (2006) Instrumental Intensity Scales for Geohazards, 2006 ECI Conference on Geohazards, <http://services.bepress.com/eci/geohazards/11>
- [30] Minagawa, K., Fujita, S., Kitamura, S., Okamura, S., (2007) Fracture Prediction of Piping Using Energy Balance Method, *Transactions, SMiRT 19*, Toronto, August 2007, Paper # K12/5
- [31] Zhe Qu, Lieping Ye, (2010) Strength Deterioration Model Based on Effective Hysteretic Energy Dissipation for RC-members Under Cyclic Loading, *Joint Conference Proceedings, 7th International Conference on Urban Earthquake Engineering (7CUUE) & 5th International Conference on Earthquake Engineering (5ICEE)*, March 3-5, 2010, Tokyo Institute of Technology, Tokyo, Japan
- [32] Lieping YE, Qianli MA, Zhiwei MIAO, Hong GUAN, Yan ZHUGE (2011) Numerical and Comparative Study of Earthquake Intensity Indices in Seismic Analysis, *The Structural Design of Tall and Special Buildings*. (DOI: 10.1002/tal.693), Article first published online: 28 FEB 2011, <http://onlinelibrary.wiley.com/doi/10.1002/tal.693/pdf>
- [33] Panza, G.F., Cazzaro R., Vaccari F., Correlation between macroseismic intensities and seismic ground motion parameters, *Annali di Geofisica*, Vol. XL, N. 5, October 1997, pp. 1371-1382
- [34] Ochiai, K., Kobayashi, K., Chigama, A.: Damage Indicating Parameters and Damage Modes of Mechanical Components, 1st Kashiwazaki International Symposium on Seismic Safety of Nuclear Installations and Embedded Topical Meetings, November 2010
- [35] US Geological Survey, ShakeMap, <http://earthquake.usgs.gov/research/shakemap/>
- [36] <http://earthquake.usgs.gov/earthquakes/shakemap/global/shake/082311a/>
- [37] <http://earthquake.usgs.gov/earthquakes/shakemap/global/shake/2007ewac/>
- [38] <http://earthquake.usgs.gov/earthquakes/shakemap/global/shake/c0001xgp/>
- [39] Cabanas, L., Benito, B., Herraiz, M. (1997) An Approach to the Measurement of the Potential Structural Damage of Earthquake Ground Motions, *Earthquake Engineering And Structural Dynamics*, Vol. 26, 79D92 (1997)
- [40] J. Nie, J. Xu, and C. Costantino, P-CARES: Probabilistic Computer Analysis for Rapid Evaluation of Structures, NUREG/CR-6922, BNL-NUREG-77338-2006