

Miskolci Egyetem
Műszaki Földtudományi Kar
Mikoviny Sámuel Földtudományi Doktori Iskola

A doktori iskola vezetője:

Dr. Lakatos István
egyetemi tanár, az MTA tagja

Cölöpalapok méretezése
az Eurocode 7 követelményei szerint
doktori (PhD) értekezés

Szerző:

dr. Szepesházi Róbert
okl. építőmérnök, geotechnika szakmérnök, dr. univ.

Kutatóhely:

Miskolci Egyetem
Műszaki Földtudományi Kar
Környezetgazdálkodási Intézet
Hidrogeológiai-Mérnökgeológiai Intézeti Tanszék

Témavezető:

dr. Szabó Imre
egyetemi tanár

2011. február

Tartalomjegyzék

1. Bevezető: a cölöptervezés fejlesztésének szükségessége	3
1.1. A cölöpalapozás fejlődési trendjei	3
1.2. Az Eurocode 7 kihívásai	4
1.3. A témaválasztás személyes indokai	6
1.3.1. Cölöptervezési tevékenységeim	6
1.3.2. Az Eurocode 7 honosításával kapcsolatos cölöpméretezési munkáim	6
1.4. A kutatás célja	7
2. A nyomási ellenállás számítása talajvizsgálatok alapján	8
2.1. Alapelvek	8
2.2. Szemiempírikus cölöpméretezés nyírószilárdsági paraméterekkel	10
2.2.1. Számítás kötött talajokra vonatkozóan a teljes feszültségek analízisével	10
2.2.1.1. A palástellenállás számítási módszerei	10
2.2.1.2. A talpellenállás számítási lehetőségei	12
2.2.2. Számítás a hatékony feszültségek analízisével szemcsés talaj esetén	13
2.2.2.1. A palástellenállás számítása	14
2.2.2.2. A talpellenállás számítása hatékony feszültségekből	16
2.3. CPT-n (statikus szondázáson) alapuló empirikus méretezési módszerek	18
2.3.1. Áttekintés	18
2.3.2. Hagyományos eljárások analízise	18
2.3.2.1. Schmertmann módszere talajkiszorításos cölöpökre	18
2.3.2.2. De Ruiter és Beringen módszere talajkiszorításos cölöpökre	20
2.3.2.3. A francia LCPC-módszer	22
2.3.2.4. A belga módszer	23
2.3.3. Az Eurocode 7 által ajánlott módszerek	26
2.3.3.1. A DIN 1054 ajánlásai és az EAB új kiegészítő adatai	26
2.3.3.2. A holland módszer	27
2.3.4. A hatékony CPT-csúcsellenállásra épülő számítások	29
2.3.4.1. Eslami és Fellenius módszere	29
2.3.4.2. Mahler javaslata	30
2.4. A CPT-n alapuló módszerek összegző értékelése, ajánlások	30
2.4.1. Összegző értékelés	30
2.4.2. Javaslat a CPT-n alapuló cölöpméretezés módszerére	33
2.4.2.1. Szemcsés talajba kerülő cölöpök	34
2.4.2.2. Kötött talajban készülő cölöpök	35
2.5. Az új eredmények összefoglalása, a tézisek vázlata	36
3. A cölöppellenállások szétválasztása a statikus próbaterhelés értékelése során	37
3.1. Alapelvek, elvi lehetőségek	37
3.1.1. Az ellenállás-komponensek szétválasztásának szükségessége	37
3.1.2. Az ellenállás-komponensek szétválasztásának technikai lehetőségei	38
3.1.3. Az ellenállás-komponensek szétválasztásának néhány alapkérdése	39
3.2. Az ellenállás-komponensek szétválasztásának lehetőségei	43
3.2.1. A cölöpök teherbírási vonala	47
3.2.2. A próbaterhelési görbe alakjának analízise	43
3.2.3. A süllyedések időbeli alakulásának elemzése	45
3.2.4. A cölöpösszenyomódás értékelése	48
3.3. Az új eredmények összefoglalása, a tézisek vázlata	48
4. Az új méretezési módszer megbízhatósága	51
4.1. Cölöpméretező Excel-számítás bemutatása	51

4.1.1.	Az „Adat” című munkalap	51
4.1.2.	A „Palást” című munkalap	52
4.1.3.	A „Szemcsés talp” című munkalap	54
4.1.4.	A „Kötött talp” című munkalap	56
4.2.	Próbaterhelési adatbázis összeállítása	57
4.3.	Az új méretezési módszer próbája	60
4.3.1.	A mért és számított cölöppenállások statisztikai paramétereinek összevetése	60
4.3.2.	A mért és számított cölöppenállások korrelációja	63
4.2.3.1.	Az összes adat együttes vizsgálata	63
4.2.3.2.	Az ellenállás-komponensek korrelációvizsgálata szemcsés talajokra	65
4.2.3.3.	Az ellenállás-komponensek korrelációvizsgálata kötött talajokra	66
4.4.	A számítási eljárás összegző értékelése	68
4.5.	Az új eredmények összefoglalása, a tézisek vázlata	68
5.	A cölöpméretezés biztonsága	71
5.1.	A megfeleléség hagyományos igazolása a szabványok szerint	71
5.1.1.	A megfeleléség szokásos értelmezései	71
5.1.2.	A biztonság az eddigi szabványok szerint	72
5.1.3.	Az Eurocode 7 szerinti biztonság	73
5.1.3.1.	Az ellenállási oldal biztonsági eszközei	73
5.1.3.2.	Az igénybevételi oldal biztonsági eszközei	74
5.1.3.3.	Az Eurocode-ok szerinti globális biztonság értékelése	75
5.2.	A megbízhatósági eljárás alkalmazása cölöpalapokra	76
5.2.1.	A megbízhatósági eljárás alapjai	76
5.2.1.1.	A teherbírás kimerülésének valószínűsége és a megbízhatósági index	76
5.2.1.2.	A biztonság meghatározása a megbízhatósági eljárással	77
5.2.1.3.	Az ellenállások és az igénybevételek relatív szórásának elméleti képletei	78
5.2.2.	A nyomási ellenállás relatív szórásának meghatározása	79
5.2.2.1.	A nyomási ellenállás felhasználható egyszerűsített szemiempirikus képletei	79
5.2.2.2.	A nyomási ellenállás relatív szórásának számítási képlete és bemenő adatai	80
5.2.2.3.	A nyomási ellenállás relatív szórása és értékelése	82
5.2.2.4.	A cölöpök szükséges biztonsági tényezője a megbízhatósági eljárás szerint	83
5.3.	A cölöptervezés biztonsági kérdéseinek összegzése, javaslatok	85
5.3.1.	A biztonsági eszközök áttekintése	85
5.3.2.	A parciális tényezők kívánatos értékei	86
5.3.3.	A szemcsés talajban ébredő talpellenállások bizonytalanságának kezelése	87
5.3.4.	A korrelációs- és modelltényezők felvétele	88
5.3.5.	Az igénybevételi oldal hatása	89
5.3.6.	További megfontolások	90
5.4.	Az új eredmények összefoglalása, a tézisek vázlata	89
6.	Összegzés	92
6.1.	A dolgozat összefoglalása	92
6.2.	A tézisek felsorolása	93
	Irodalomjegyzék	93
	Jelölésjegyzék	98
	Ábrajegyzék	103
	Táblázatjegyzék	104
	Tartalmi összefoglaló	105
	Summary	107
	CD-melléklet (cölöpméretező program és adatbázis)	109

1. Bevezető: a cölöptervezés fejlesztésének szükségessége

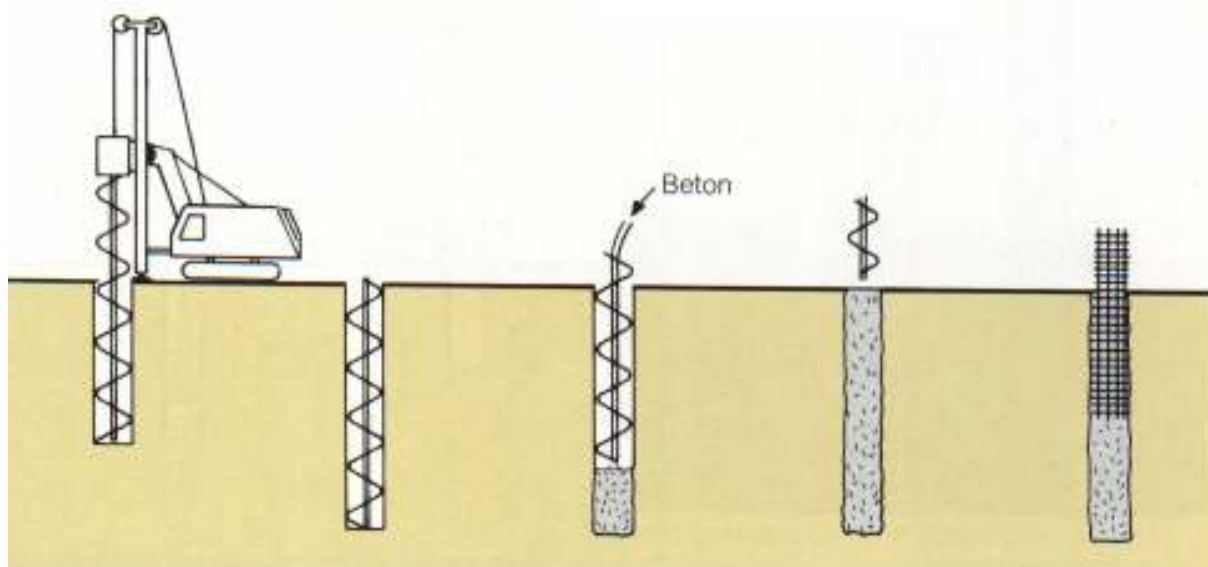
1.1. A cölöpalapozás fejlődési trendjei

Napjainkban az alapozási feladatokat mind *gyakrabban* oldjuk meg cölöpözéssel, aminek *okai* a következők:

- gyengébb altalajú területeken kell építeni, mivel a kedvezőbbek már beépültek,
- nagyobb terhelésű, süllyedésre érzékenyebb építményeket létesítünk,
- a síkalapozáshoz gyakran szükséges víztelenítést több okból is igyekszünk elkerülni,
- a cölöpkiosztással rugalmasan lehet igazodni a felszerkezet változó igényeihez,
- a technológiai fejlődés révén a cölöpözés idő- és költséghatékonyága is javult,
- a cölöpalapok méretezése sokat fejlődött.

Bizonyos szerkezeteket, főleg a hidakat csaknem kizárólag cölöpökkel alapozzuk. Uralkodóvá vált azonban a cölöpalapozás a 4÷5 szintnél magasabb lakó- és irodaépületek esetében is, sok esetben úgy, hogy a cölöpök és a rájuk kerülő (őket összefogó) lemezalapok együttes teherbírására számítunk (kombinált cölöp-lemezalap, cölöppel gyámolított lemezalap). A városok eddig üresen maradt periferiáin épülő bevásárlóközpontok, ipari csarnokok esetében a raszterméretetek növekedése indokolja a cölöpözést.

A cölöpözési *technológiákat* illetően az elmúlt 20 év leglényegesebb innovációja a CFA-eljárás (folyamatos cölöpözés) volt (1.1. ábra), a fejlett világ nagy részében ma a cölöpök kb. harmada készül ezzel. Magyarországon ugyan kicsivel később, a rendszerváltozás után jelent meg (Szepesházi, 2001), mára viszont talán már indokolatlan dominanciára jutott: legalább kétharmadra tehető a részaránya. A ma használatos berendezésekkel 24 m mélységig és biztonsággal 100 cm átmérőig alkalmazható. A szokványos 80 cm átmérő és kb. 15 m mélység (hossz) talajadottságaink közepette 3÷4 MN nyomási ellenállást biztosít, s egy ilyen cölöp 30 perc alatt elkészíthető. A támasztófoliadék vagy a béléscső védelmében lehajtott fűrt cölöpöknél olcsóbb és gyorsabb, s technológiai előnyeinek köszönhetően fajlagosan (betontérfogatra vetítve) általában nagyobb teherbírású. A hagyományos fűrt cölöpök akkor kerülnek előtérbe, ha kb. 5 MN-t meghaladó teherbírásra és ehhez nagyobb átmérőre (idehaza általában 120÷150 cm-re) és nagyobb mélységekre (idehaza kb. 25÷35 m-re) van szükség.



1.1. ábra. A CFA-cölöpözés technológiai lépései: fúrás egy menetben végtelen spirállal, betonozás a fúrószáron át annak felemelése közben, vasalás utólagos besüllyesztése

A *CFA-technológia* Magyarországon mára szinte teljesen (s nem csak a városi területekről) kiszorította a vert cölöpöket. Az előregyártott vert cölöpöket a 90-es évek közepéig még az autópályákon épülő hidak esetében is gyakran alkalmaztunk (Szepesházi, 1996). Ezek a legtöbb országban a CFA-technológiával ma is azonos piaci szegmenst foglalnak el, nálunk viszont – talán az előregyártók érdektelensége folytán – nehezen törnek át a korszerűbb (hengeres, kúpos, feszített, toldható) változatai is. A talajkiszorításos cölöpök egy másik csoportja, a veréssel, vibrálással lehajtott, helyben készülő cölöpök valamennyire mindenütt visszaszorultak, időigényessége miatt itthon szinte el is tűnt az egykor oly népszerű Franki-módszer. Terjed ugyanakkor már Magyarországon is a talajkiszorításos cölöpök új típusa, a csavart cölöp. Sokan azt várják, hogy 10 éven belül ez gyakoribb lesz, mint a CFA-cölöp, mivel a talajkiszorítás révén fajlagosan kedvezőbb teherbírást eredményez, ugyanakkor készítése nem zavarja a környezetet és ugyancsak gyors. Közismert, már az előbbieken is utaltam rá, hogy a cölöpteherbíráásban lényeges szerepe van a készítési technológiának. Az újabbak megjelenése, alkalmazási arányaik változása új feladatokat rónak a cölöpalapozásokat méretező geotechnikusokra.

A cölöpözés részarányának növekedése, az új technológiák terjedése szükségessé teszi a cölöptervezés fejlesztését segítő tudományos munkát is.

1.2. Az Eurocode 7 kihívásai

2011-től a tartószerkezeteket, ezen belül a geotechnikai szerkezeteket is, az Eurocode-ok követelményei szerint kell tervezni (Szepesházi, 2008). Ezek szerint a *nyomott cölöpök* esetében igazolni kell, hogy a következő határállapotok túllépése elfogadható mértékben valószínűtlen

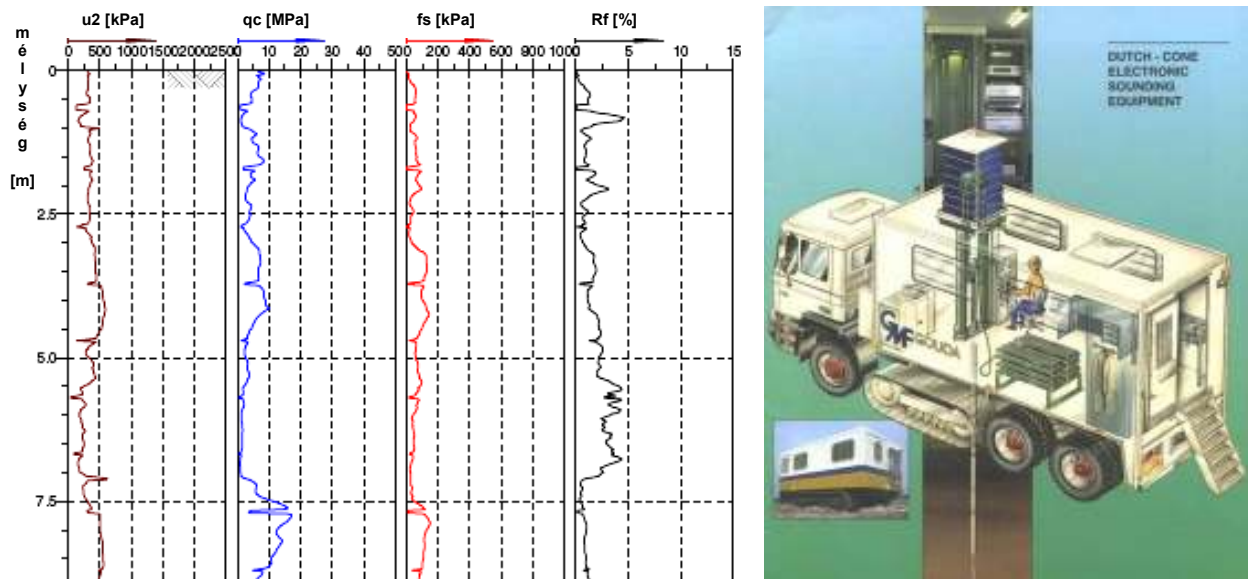
- az egyedi cölöp nyomási ellenállásának kimerülése miatt bekövetkező GEO teherbírási határállapot,
- a cölöpalap, mint összefüggő szerkezet (cölöpcsoport) nyomási ellenállásának kimerülése miatti GEO teherbírási határállapot,
- a cölöpalap nagy elmozdulása vagy elmozdulás-különbségei által okozott, a felszerkezet összeomlásával vagy súlyos károsodásával járó STR teherbírási határállapot,
- a cölöpök elmozdulása miatt az alátámasztott szerkezetben bekövetkező használhatósági határállapot.

A tervezés kulcskérdése az egyedi cölöp *nyomási ellenállásának* vizsgálata, melyre az EC 7-1 három módszert fogad el:

- statikus próbaterhelést,
- talajvizsgálaton alapuló számítást,
- dinamikus próbaterhelést.

A *statikus próbaterhelést* illetően a jól ismert megközelítések jelennek meg az EC 7-1-ben, talán csak annak megengedését érdemes kiemelni, hogy a próbacölöp átmérője kissé különbözhet a szerkezeti cölöpétől, de ennek hatását mérlegelni kell. A próbaterhelés EC 7 szerinti követelményei általában nem különböznek a hazai szokásoktól.

A *talajvizsgálatokon alapuló számítás* módját az EC 7-1 pontosabban nem definiálja. Amint a vele foglalkozó szakkönyvekből kiderül, szondázások, elsősorban a CPT (1.2. ábra) és presszió-méteres vizsgálat és laboratóriumi nyírószilárdsági vizsgálatok eredményeire épülő számítások jöhetnek szóba. Tételelesen nem zárja ki azonban az EC 7-1 azt sem, hogy pusztán azonosító vizsgálatokra támaszkodva ítéljük meg a cölöpellendülést. A hazai gyakorlatban mindinkább a CPT-n alapuló számítás nyer teret, részben a jelen dolgozatban is bemutatott eljárások első publikálása nyomán (Szepesházi, 2001).



1.2. ábra. A CPT-vizsgálat (más néven: statikus vagy nyomószondázás) egy eredménydiagramja, egy 50 t-ás önjáró CPT-berendezés és a szondafej (u_2 = a behatolásakor keletkező pórusvíznyomás, a q_c a csúcsellenállás, f_s = a súrlódási arány és $R_f=f_s/q_c$ a súrlódási arány)

A *dinamikus próbaterhelés* legmegbízhatóbb értékelésének a mért hullámalakhoz való jelillesztést tekinti az EC 7-1. A palást- és talpellenállás közelítő megállapítását és az erő-süllyedés kapcsolat szimulációját is előállító módszert alkalmazza a hazai gyakorlat is (Berzi, 2008). A szabvány a hagyományos verési képleteket a dinamikus próbaterhelés legkevésbé megbízható változataként említi, de használatukat nem tiltja.

Fontos követelmény, hogy talajvizsgálaton alapuló számítás és a dinamikus próbaterhelés alkalmazása során csak olyan eljárások jöhetnek szóba, melyek alkalmasságát statikus próbaterheléssel hasonló talajok esetében hasonló típusú és méretű cölöpökre már igazolták. E tekintetben vannak hazai összehasonlító vizsgálatok, de megbízhatóságuk még korlátozott, s nem övezi őket szakmai közmegegyezés.

Az EC 7-1 a cölöptervezésbe többféle módon viszi be a *biztonságot*. A hatás oldalán az állandó és az esetleges hatások vagy igénybevételek egynél nagyobb ($\gamma_G=1,35$ és $\gamma_Q=1,5$) parciális tényezője a hatások inherens bizonytalansága mellett a meghatározásukra alkalmazott számítási modell bizonytalanságát is hivatott kompenzálni. Ezen az oldalon a teherkombinációkban az egynél kisebb ψ (egyidejűségi) tényezők a globális biztonságot csökkentik, mert valószínűségi alapon kizárnak fizikailag egyidejűleg lehetséges teherállásokból kiadódó hatásokat. Az ellenállás oldalán egynél nagyobb ($\gamma_R=1,1\div 1,3$) parciális tényezővel csökkentjük tervezési értéké a karakterisztikus értéket. Csökkentést kell alkalmazni azonban már a karakterisztikus érték meghatározásakor, a próbaterheléssel vagy számítással megállapított ellenállást az egynél nagyobb, a megállapítás módjától és a vizsgálatok számától függően felveendő ξ korrelációs tényezővel kell osztani. Bevezethető végül még a számításos módszer alkalmazásakor egy további biztonsági eszköz, az egynél nagyobb $\gamma_{R,d}$ modell-tényező, a számítási eljárás bizonytalanságainak kompenzálására.

E biztonsági eszközök nagyságának megadását az EC 7-1 *nemzeti hatáskörbe* utalja. Felvételük – tekintve a cölöpözés vázolt elterjedtségét – kemény gazdaságossági kérdés, mindenképpen kutatásokon alapuló szabályok megfogalmazását követeli meg.

1.3. A témaválasztás személyes indokai

1.3.1. Cölöptervezési tevékenységeim

A cölöptervezéssel szakmai pályafutásom kezdetei óta foglalkozom. *Dr. Varga László mellett* már 1988-ban részt vettem az ME 15005/2 Cölöpalapozások tervezés című műszaki előírás kidolgozásában. 1992-ben kiadott geotechnikai példatár című jegyzetemben idehaza kevésbé ismert cölöpméretezési eljárásokat mutattam be.

1995 óta végzünk a Széchenyi István Egyetem égisze alatt *statikus próbaterheléseket*, máig mintegy 140-et. Ezeket mindenkor igyekeztem úgy feldolgozni, hogy a mért teherbírásokat összevettem a számítható értékekkel. 1995-ben Hollandiában megismerkedtem a CPT-n alapuló cölöpméretezési eljárással, és – talán nem hangzik szerénytelenségnek – annak hazai bevezetésében, főleg a CFA-cölöpökről írt cikkem révén (Szepesházi, 2001) vannak érdemeim. Korábban közreműködtem vibrált, helyben betonozott mikrocölöp-csoportok tervezésének fejlesztésében is (Szepesházi és tsai, 1997).

2002 óta elsősorban a mindenkori Mérnök szakértőjeként részt veszek szinte valamennyi magyarországi *autópálya építésében*. Ennek keretében közreműködtem nagyon sok híd cölöpalapozásának kidolgozásában, köztük olyanokban is, mint a Dunapentelei Híd vagy a Kőröshegyi Völgyhíd. Néhány esetben a Tervező (elsősorban a Geoplan Kft.) oldalán dolgoztam, ezek közül kiemelem az M3 autópálya Füzesabony – Polgár szakaszának próbaterhelési programját, valamint az M6-M60 autópálya Szekszárd utáni szakaszán végzett munkánkat, melyek fő célja a próbaterhelések egy részének kiváltása volt. Ezek mellett az elmúlt 20 évben sok más projekt nagy volumenű cölöpalapozásának tervezésében működtem közre, említsem csak a legutóbbit, a Királyegyházi Cementgyárét.

2005 óta a Széchenyi István Egyetem Koordinációs Kutató Központ égisze alatt a *Hídaléptítmények tervezésének fejlesztése* című *alprogram* vezetőjeként is dolgozom. Több hazai speciális mélyépítő cég, elsődlegesen a HBM Soletanche Bachy Kft. számára készítettünk K+F munkákat, s ezek egyik súlyponti kérdése is a cölöptervezés. Ennek keretében egyebek mellett próbaterhelési cég-adatbázist állítottunk össze, CPT-alapú méretezési programot készítettem, hozzájárultam a kúpos előregyártott cölöpök hazai bevezetéséhez egy tervezési metodika kidolgozásával is (Szepesházi, 2005), új eljárást fejlesztettem ki az osztott cölöpös próbaterhelés értékelésére (Szepesházi és tsai, 2005). Jelenleg elsősorban a cölöpalapozású hidak komplex és a cölöppel gyámolított lemezalapok modellezésével foglalkozunk (Szép és tsai, 2009; Szepesházi, 2009; Ray és tsai, 2010 és 2010/a; Bak és tsai, 2010; 2010/a).

Mindezen tevékenységek keretében dolgoztam ki, fejlesztettem tovább a CPT-n és a statikus próbaterheléseken alapuló cölöpméretezés metodikáját. Ennek tudományos igényű bemutatása, összegzése képezi a jelen dolgozat nagyobbik részét.

1.3.2. Az Eurocode 7 honosításával kapcsolatos cölöpméretezési munkáim

2002 óta vezetem a Magyar Szabványügyi Testület MSZT/MB 126 Különleges alapozások műszaki bizottságát, s dolgozom az új európai szabványok, mindenek előtt az *EC 7 honosításán*. Ehhez kapcsolódóan a *nemzeti melléklet* kidolgozásához, a Magyarországon alkalmazandó tervezési rendszer megválasztásához és a hazai parciális tényezők felvételéhez egy átfogó megbízhatósági vizsgálatot végeztem (Szepesházi, 2006; 2007). Ennek alapján már 2004-ben kidolgoztam az MSZ 15005 szabvány biztonsági rendszerének a hidak cölöpalapozásra alkalmazandó rendjét, mely közelített az EC-ok elveihez. Az EC 7 2006-os hazai bevezetésekor pedig a nemzeti mellékletbe azok a javaslatok kerültek be, melyeket az elvégzett analízis alapján adhattam.

2007 és 2009 között részt vettem a Budapesti Műszaki és Gazdaságtudományi Egyetem Hidak és Tartószerkezetek Tanszékének a *hidak Eurocode-ok szerinti* megfelelőségének *vizsgálatára* irányuló, állami megbízásra folytatott kutatásban az alapozások felülvizsgálatának társ-témavezetőjeként (BME, 2007-2009). Ennek nyomán a híd-alapozások Eurocode szerinti tervezéséhez ajánlásokat fogalmazhattam meg.

Ezeken túl számos publikáció, előadás, tanfolyam keretében ismertettem az Eurocode 7 szerinti tervezést, és ezen belül súlyának megfelelően a cölöptervezést. Kiemelendő a „*Geotechnikai tervezés az Eurocode 7 és a kapcsolódó európai geotechnikai szabványok*” című könyvem (Szepesházi, 2008).

Mindezek, illetve ezek véglegesített, pontosított változatai megjelennek a dolgozatban, főként a cölöptervezés megbízhatóságáról szóló fejezetben.

1.4. A kutatás célja

Az előbbieken vázolt igények felismerése és saját tevékenységem révén szerzett ismereteim alapján kézenfekvő volt, hogy PhD-kutatási feladatomban, dolgozatom céljává egy olyan *cölöpméretezési rendszer kidolgozását* válasszam, mely

- minden gyakran készülő cölöptípusra alkalmazható,
- a Magyarországon jellemző talajok nagy többségére érvényes lehet,
- CPT-vizsgálattal meghatározható adatokra támaszkodik,
- illeszkedik a nemzetközi gyakorlathoz, illetve hasznosítja annak eredményeit is,
- a hazai próbaterhelési eredmények tükrében kellően megbízhatónak bizonyul,
- az EC-ok biztonsági eszközeit használja a kívánatos globális biztonságot nyújtó számértékekkel,
- gyorsan, hatékonyan használható,
- egyszerű, könnyen korrigálható képleteket és szabályokat tartalmaz.

A kutatás témája szerint tehát alkalmazott kutatás: egy mindennapi mérnöki feladatnak az új európai szabványok követelményeit teljesítő megoldásához kívántam egy új eszközt nyújtani.

2. Nyomási ellenállás számítása talajvizsgálatok alapján

2.1. Alapelvek

A cölöpök nyomási ellenállásának (törőerejének) meghatározása a geotechnika klasszikus feladata. Könyvtárakat tölthetnénk meg az ezzel foglalkozó szakirodalommal, s több százra tehető a törőerő meghatározására kidolgozott összefüggések száma (Mandorlini és tsai, 2005). Mégis, ma sem rendelkezünk olyannal, melyet a szakma egyezményesen „elégge megbízhatónak” tekint, sőt még alapvető kérdésekben sincs egyetértés.

A kérdés pedig a cölöptervezés kulcsa, mert a gyakorlatban elfogadott az a nézet, hogy ha az egyedi cölöp teherbírásában kb. 2,0 biztonság van, és a cölöpök tengelytávolsága kb. $3 \cdot D$, továbbá a cölöptalp alatt nincs kirívóan gyenge talaj, akkor a cölöp-alapozás egészében is megfelelő lesz. A cölöpcsoport teherbírását és süllyedését illik ugyan ellenőrizni, de ezek ritkán teszik szükségessé a cölöpalapozás erősítését.

A cölöpök nyomási ellenállását a *talpellenállás* és a rétegenként megállapítható *palástellenállások összegeként* a

$$R_c = R_b + R_s = A_b \cdot q_b + \sum_i A_{s,i} \cdot q_{s,i} \quad (2.1)$$

képlettel szokás számítani, ahol az EC 7-1 jelöléseit alkalmazva

- R_c a cölöp nyomási ellenállása (régii fogalomrendszerünkben törőerő),
- R_b a talpellenállás,
- R_s a palástellenállás,
- A_b a cölöptalp keresztmetszeti területe,
- $A_{s,i}$ a cölöppalást keresztmetszeti területe rétegenként,
- q_b a fajlagos talpellenállás,
- $q_{s,i}$ a fajlagos palástellenállás rétegenkénti értéke.

Érdemes megjegyezni, hogy elméletileg már a két ellenállás-komponens teljes elkülönítése is vitatható, hisz nyilvánvaló az egymásra hatásuk (Smolczyk ed., 2003). Voltak továbbá olyan mérések (Fellenius, 2006) melyek kimutatták, hogy a palástellenállás az $5 \div 15$ mm (kb. $0,02 \cdot D$) elmozdulással elért csúcstérték után főleg puha kövér agyagokban kissé visszaeshet, így valójában a két komponens összegzésének helyessége is vitatható. Mégis megállapítható, hogy nem található a szakirodalomban egyetlen olyan számítási módszer sem, mely ne fogadná el premisszaként a (2.1) képletet.

Az ellenállások meghatározásában a múlt század középső harmadában az *elméleti megközelítés* volt a jellemző (Kézdi, 1975). A fajlagos palást- és talpellenállásokat földstatikai levezetések (vagy csak megfontolások) alapján kívánták meghatározni, ám a legkiválóbb tudósok megoldásai között is nagy eltérések mutatkoztak. Ez önmagában is riasztó volt, s fokozták a kétségeket a próbaterhelésekkel megállapított és az ezen elméletek alapján számított teherbírás közötti eltérések. A bizonytalanságot növelte az a felismerés, hogy a technológia – elsősorban, hogy talajhelyettesítéssel vagy talajkiszorítással készül-e a cölöp – lényegesen befolyásolja a teherbírást, amit az elméletek alig tudnak figyelembe venni.

Az előbbiek miatt a „tisztán” elméleti módszerek alkalmazása visszaszorult, illetve a kutatók nem próbálkoznak új elméleti megközelítéssel. Jó ideje legfeljebb a teherbírás-számítás kiindulópontját jelentik, s próbaterhelési tapasztalatok alapján a cölöpözési technológiát is figyelembe véve „alakítgatják” őket. Ezeket nevezhetjük *szemiempirikus számítási képleteknek*. Ilyennek tekinthető a hazai gyakorlatban korábban használt Caquot-Kerisel eljárás, vagy a nemzetközi gyakorlatban közismert α - és β -módszer.

A gyakorlat az elméleti összefüggésekre még ennyiben sem támaszkodik, hanem a próbaterhelési eredményeket (a méretek mellett) csak valamilyen egyszerűbb talajparaméterrel korrelálva állítanak fel „tisztán” empirikus képleteket. Ilyenek tekinthetők például a német szabványban, a DIN 1054-ben régóta szereplő táblázatok (DIN 1054:2005). A legutóbbi időkben pedig dominálnak és idehaza is terjedőben vannak a statikus szondázással mért q_c csúcscellenállásra alapozott képletek használata, melynek egy változata – DIN táblázatai mellett – az EC 7-2-ben (EN 1997-2:2007) is megjelent.

Mint az 1.1.2. fejezetben már említettem, az EC 7-1 cölöpalapozással foglalkozó 7. fejezete a nyomási ellenállás meghatározására három módszert ajánl, illetve ismer el. Megengedi, hogy a statikus és a dinamikus próbaterhelések mellett „talajvizsgálati eredmények” alapján határozzuk meg a teherbírást, de erre csak olyan módszereket szabad alkalmazni, melyeket cölöp-próbaterhelések és összehasonlítható tapasztalatok alapján dolgoztak ki. Egzaktabb definíciót az EC 7-1 nem ad, s a megfogalmazás általános jellege sokféle lehetőséget megenged. Ezzel hagytak teret a különböző országokban eddig alkalmazott különböző, többnyire szabványosított eljárásoknak, melyeket jól foglal össze De Cock és Legrand (1997).

Talajvizsgálaton három dolgot érthetünk:

- *laboratóriumi nyírószilárdsági vizsgálat*, melynek eredményeként általában a hatékony feszültségekhez tartozó φ' belső súrlódási szög és c' kohéziót, vagy a teljes feszültségek szerinti analízishez c_u drénezetlen nyírószilárdságot (esetleg az utóbbi helyett φ_u és c_u nyírószilárdsági paramétereket) kaphatunk, illetve ezek mélység szerinti változását mérhetjük fel egy vagy több szelvényben,
- *terepi szondázás*, mely elsősorban CPT (statikus szondázás) lehet, s amiből elsősorban a q_c csúcscellenállás z mélység szerinti változását használhatjuk, de sok országban támaszkodnak az SPT-szondázással nyerhető N_{30} ütésszám mélység szerinti változását mutató profilokra, esetleg a nyírószondázással előállítható $c_u=f(z)$ diagramokra, illetve Franciaországban a presszióméteres vizsgálat használatos, melynek a cölöptervezésben alkalmazható lehetőségeit illetően ígéretesek Mecsi (2005) kutatásai,
- *laboratóriumi, esetleg terepi azonosító és állapotminősítő vizsgálat*, mely a talajtípus, a szemeloszlási és plaszticitási jellemzők, illetve a tömörség és a konzisztencia mélység szerinti változását szolgáltatja, aminek alapján a nyírószilárdsági paraméterek, vagy közvetlenül a fajlagos cölöpcellenállások vehetők fel.

A következőkben azt vizsgálom, hogy a vázolt fejlődés és az azzal összhangban levő EC 7 bevezetése nyomán milyen számítási módszereket választhatunk, melyek felelnek meg az EC 7 követelményeinek és alkalmazhatók a hazai gyakorlatban. Előre bocsátom, hogy a hazai gyakorlat lehetőségeit szem előtt tartva elsősorban a *CPT-alapú méretezés* javítására helyezem a hangsúlyt. A laboratóriumi nyírószilárdsági vizsgálatokon alapuló számítások alkalmazását ugyanis nagyban nehezíti, hogy a ma szokásos 10–20 m hosszú cölöpök körül levő talajrétegek nyírószilárdsági paramétereinek igényes laborvizsgálatokkal való meghatározására ritkán van mód. A szemempírikus módszerek mégis fontosak, mert értelmezhetővé tesznek sok olyan megfontolást, számítási szabályt, amelyek az empirikus módszerek körében nem feltétlenül lennének érthetőek. E módszerek alkalmasak gyors ellenőrző számításra is, ami a cölöpméretezés esetében, különösen, ha számítógépes CPT-alapú szoftvert használunk, feltétlenül kívánatos.

A nyírószilárdsági paraméterekre épülő szemempírikus és a CPT-n alapuló empirikus módszerek között „átjárást” tesznek lehetővé azok a tapasztalati összefüggések, melyek a CPT q_c csúcscellenállásából nyírószilárdsági paramétereket szolgáltatnak. Ehhez elsősorban Lunne és tsai (1997) művét tekinthetjük irányadónak.

A kötött talajok c_u drénezetlen nyírószilárdságát a számításokhoz a

$$c_u = \frac{q_c}{N_k} \quad (2.2)$$

képlettel vettem fel, a következő N_k -értékeket alkalmazva:

- $N_k=17\div 18$ kövér agyag esetén,
- $N_k=15\div 16$ közepes agyag esetén,
- $N_k=13\div 14$ sovány agyag, iszap esetén.

Ha a kötött talaj plaszticitása nem ismert, célszerű $N_k=15,5$ értékkel számolni.

A szemcsés talajok hatékony *belső súrlódási szögét* a számításokhoz a

$$\varphi' = 13,5 \cdot \lg q_c + 23 \quad (2.3)$$

képlettel vettem fel, melybe q_c MPa-ban helyettesítendő.

A mechanikai paramétereket általában helyesebb a mért q_c csúcscellenállásnak a mért u pórusvíznyomással és a számítható σ_z' hatékony geosztatikai nyomással korrigált q_{csE} értékéből számítani. Szemcsés talaj esetén ennek kicsi a jelentősége, mert u és σ_z' a q_c -nek csak néhány %-át teszik ki. Kötött talaj esetén viszont a korrekció lényeges lehet, és Lunne és tsai (1997) szerint más N osztóval kell számolni. Tapasztalatom szerint azonban az eddigi hazai CPT-vizsgálatok során a pórusvíznyomást ritkán tudták pontosan mérni. Ezért magam a korrigálatlan q_c értékre támaszkodom, de ezt teszik idehaza mások is, s vélhetően hasonló okok miatt másutt is ez a jellemző.

2.2. Szemiempírikus cölöpméretezés nyírószilárdsági paraméterekkel

2.2.1. Számítás kötött talajokra vonatkozóan a teljes feszültségek analízisével

A kötött talajba kerülő cölöpök tervezésére a teljes feszültségek analízisének alapuló számítást javasolják, s a $\varphi_u=0$ feltételezéssel élnek, így a talajt a c_u drénezetlen nyírószilárdsággal jellemzik. Ezt az indokolja, hogy a cölöpök általában gyorsnak minősíthető terhelése közben konszolidáció nem következik be, így a cölöpcellenállás az aktuális terhelést megelőzően kifejlődött c_u drénezetlen nyírószilárdságából keletkezhet.

2.2.1.1. A palástellenállás számítási módszerei

A drénezetlen nyírószilárdságból való számításra alkalmazott, Skempton-tól (1959) eredő eljárást a szakirodalom általában *α -módszernek* nevezi. A név onnan ered, hogy a fajlagos palástellenállást a drénezetlen nyírószilárdság α -szorosaként a

$$q_s = \alpha_u \cdot c_u \quad (2.4)$$

képlettel számítják.

Az α_u *adhéziós szorzót* különböző kutatók próbatelhelésekből számították vissza, s azt észlelték, hogy α_u nem állandó, hanem a c_u növekedésével csökken. Ennek magyarázata lehet, hogy minél szilárdabb a kötött talaj, annál inkább „kisimul” a cölöp és a talaj érintkezési felülete a cölöp leverése vagy helyének kifúrása nyomán. (Természetesen α_u úgy csökken, hogy egy szilárdabb talajban a palástellenállás nagyobb marad.)

A szakirodalomban, a különböző nemzeti szabványokban (Lancelotta, 1995; Poulos, 2001, De Cock és Legrand, 1997; Tomlinson, 2001; Smoltczyk ed., 2003; API, 1993; ME 15005/2:1990; DIN 1054:2005; EAB, 2007) sok, kissé különböző $\alpha_u=f(c_u)$ összefüggés található, ezeket foglalja össze a 2.1. ábra. A grafikonok eltérései a technológia hatását fejezik ki, de érzékelhető, hogy nagyobbak a grafikonokon belül a különbségek.

Az $\alpha_u=f(c_u)$ összefüggés valójában annak a „beismerése”, hogy a (2.4) képlet „félrevezető”, hiszen nem lineáris az összefüggés q_s és c_u között. Ezért formailag talán helyesebb az a megoldás, melyet például a DIN 1054 vagy az EAB (2007) alkalmaz: c_u -hoz táblázattal rendelnek q_s értékeket, vagy amit az *ME 15005/2 kidolgozásakor* Varga Lászlóval a 2.1. ábra és a (2.4) képlet összevonásaként a

$$q_s = q_{s0} \cdot \sqrt{\frac{c_u}{c_1}} \quad (2.5)$$

képlettel adtuk meg (Varga és Szepesházi, 1989), ahol

- q_{s0} a cölöptípust jellemző constans: 180 kPa vert és 140 kPa fúrt cölöp esetén,
- c_1 1000 kPa (a gyökjel alatti mennyiség dimenziótlánítására szolgál).

A (2.4) és a (2.5) képletből levezethető, hogy

$$\alpha_u = q_{s0} \cdot \sqrt{\frac{1}{c_1 \cdot c_u}} \quad (2.6)$$

s így ajánlásunk szintén ábrázolható volt a 2.1. ábrán (lásd az ME 15005/2 jelű görbét).

Látható, hogy a (2.5) képlet a fúrt cölöpök esetében a sokféle ajánlás „átlagát” adja. A legfrissebb forrást, az EAB (2007) ajánlását tekintve inkább az EAB-min görbéhez van közelebb. Próbatelhelési tapasztalataim alapján viszont indokoltnak láttam a képlet konstansát $q_{s0}=150$ kPa értékre növelni, mert még ezzel is óvatosak maradhatunk. Ezért – amennyiben a számításba vett c_u érték karakterisztikus érték – a belőle nyert q_s palástellenállás is annak tekinthető. Ezt a DIN új EC-változata az általa ajánlott, a kisebb c_u -tartományban egyébként az ME-görbénél kissé nagyobb értékekre egyértelműen ki is mondja, s az EAB (2007) is karakterisztikus értékeknek tekinti a megadott görbék-ből kiadódó palástellenállásokat.

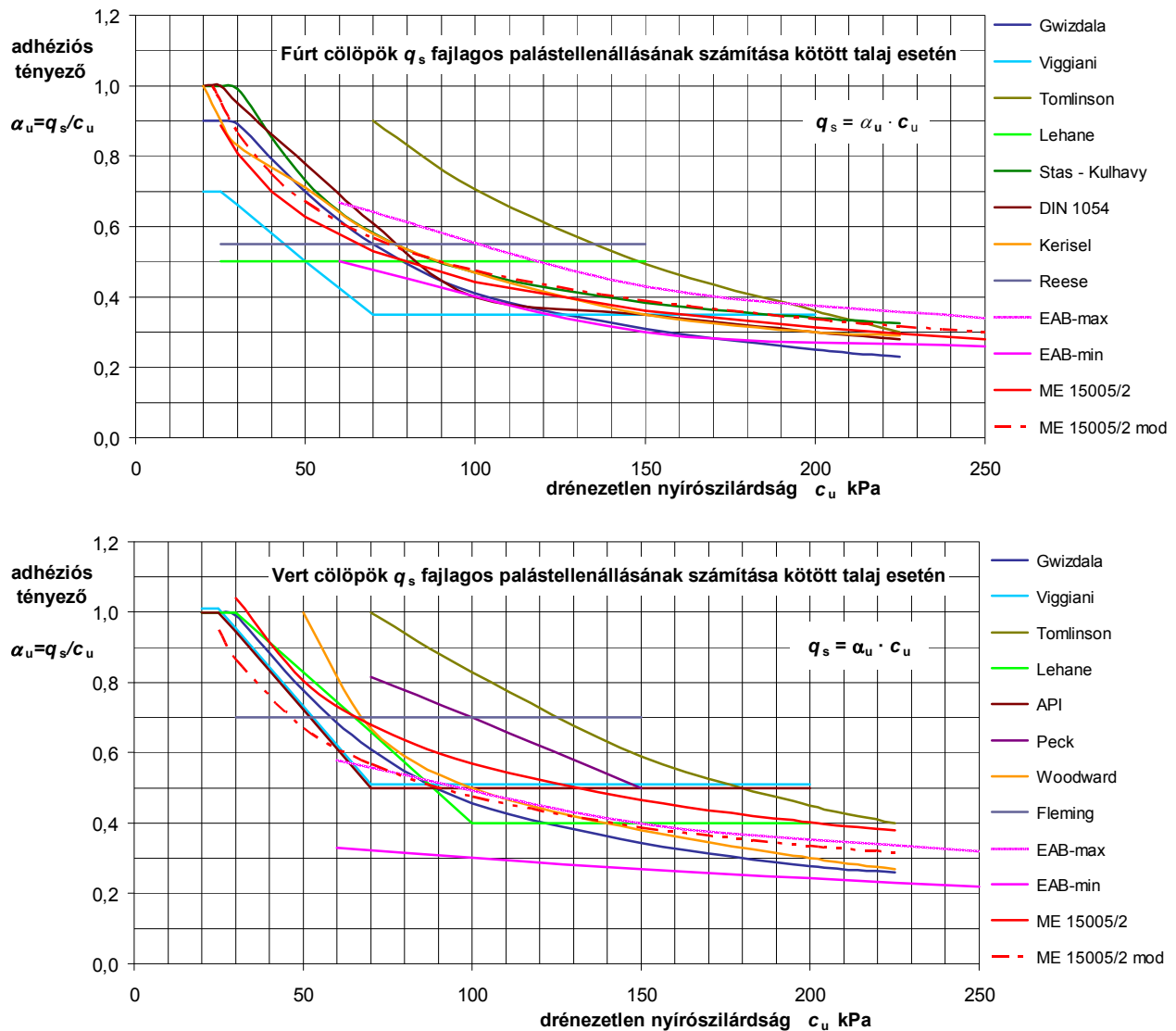
A vert cölöpöket illetően megállapítható, hogy a $q_{s0}=180$ kPa konstanssal megadott ME-görbe inkább az optimistábbakhoz közelít, s különösen merésznek látszik az EAB-min görbéhez képest, melyek előregyártott vasbeton cölöpökre vonatkoznak. E cölöptípust illetően magam kevesebb próbatelhelési tapasztalattal rendelkezem, de általában azt érzékeltem, hogy legfeljebb $q_{s0}=160$ kPa volna indokolt. Ezért az ábrán megszerkesztettem a (2.5) szerinti görbét $q_{s0}=150$ kPa értékkel is, s látható, ez jobban illeszkedik a többihez. A kis c_u -értékek esetében a görbék többségénél óvatosabb, de még mindig közelebb van az EAB-max görbéhez. Az EAB (2007) egyébként az előregyártott vert vasbeton cölöp palástellenállásához képest a vert, helyszínen betonozott cölöpre $\mu_s=1,10 \div 1,15$, az Atlas-típusú csavart cölöpre $\mu_s=1,50 \div 2,00$, az acél csőcölöpre viszont $\mu_s=0,8$ technológiai szorzónak megfelelő értékeket ajánl. (Más irodalmakban e „finom” technológiai különbségek nem merülnek fel.)

Mindezek alapján kötött talaj esetén a *fajlagos palástellenállás* óvatos értékét a *drénezetlen nyírószilárdságból* a

$$q_s = \mu_s \cdot q_{s0} \cdot \sqrt{\frac{c_u}{c_1}} \quad [\text{kPa}] \quad (2.7)$$

képlettel számolhatjuk a következő (óvatos) μ_s *technológiai szorzókkal*:

- CFA-cölöp és fúrt cölöp (támasztófolyadékös vagy béléscsőves) $\mu_s = 1,00$,
- előregyártott vert vasbeton cölöp $\mu_s = 1,05$,
- helyszínen betonozott vert vasbeton cölöp $\mu_s = 1,10$,
- helyszínen betonozott csavart vasbeton cölöp $\mu_s = 1,25$.



2.1. ábra. A drénezetlen nyírószilárdsághoz rendelendő adhéziós szorzó

2.2.1.2. A talpellenállás számítási lehetőségei

A kötött talajok fajlagos talpellenállását $q_b=2,0$ MPa-nál többre ritkán becsülik, s úgy tekintik, hogy ez kb. $s=0,1 \cdot D$ süllyedéssel mobilizálódik, az esetleges további növekményre nem számítanak. Kötött talajban készülő cölöpök teherbírásának nagyobb részét (az „üzemi” terheléskor szinte bizonyosan) a palástellenállás adja, a talpellenállás túlnyomó része egyfajta teherbírasi tartalékként funkcionál. Talán emiatt a kötött talajbéli talpellenállással kevesebbet is foglalkozik a szakirodalom, s a legtöbb szabvány, irodalmi ajánlás elfogadja Skempton (1951) *elméleti úton* levezetett

$$q_b = N_c \cdot c_u = 9 \cdot c_u \quad (2.8)$$

képletét. A számításba vehető c_u értékét kb. a talp alatti $3,0 \cdot D$ és a talp feletti $1,0 \cdot D$ *tartományra* kell „óvatos átlagolással” megállapítani.

Gyakran nem tesznek különbséget a cölöpözési technológia alapján, jóllehet a támasztófolyadékkal fúrt cölöpök esetében a talpon kialakulhat egy puha párna, a CFA-cölöp esetében pedig a fúrószerű betonozás előtti megemelések keletkező vákuum okozhat fellazulást. (CFA-cölöpök próbaterheléseit vizsgálva találtam több olyan esetet is, ahol gyakorlatilag nem volt talpellenállás.) A DIN $N_c \approx 7,5 \div 8,0$ értékre számít, s tapasztalatom szerint ez mind a támasztófolyadékos, mind a CFA-cölöp esetében telje-

síthető is. Érdekes módon az EAB (2007) inkább az előregyártott vert cölöp talpellenállásához rendel $N_c \approx 7 \div 8$ szorzót, s a fúrthoz 9-et, s az átlagtól való eltérésekre 15 %-ot valószínűsít. (A csavart cölöpre viszont a vert cölöpének kb. 2,0-szeresét tartja reálisnak.) A vert cölöpökre vonatkozóan $N_c > 9,0$ értékre is van ajánlás, de meggyőző bizonyíték nincs hozzá.

Vannak olyan megfigyelések is, melyek szerint a cölöpátmérő növekedésével a fajlagos talpellenállás csökken. Ezért többen (Smoltczyk ed., 2003; Lancelotta, 1995) ajánlják Meyerhof (1967) következő korrekciós tényezőinek alkalmazását

– talajkiszorításos cölöp esetére

$$\kappa = (D + 0,5) / (2 \cdot D) \leq 1,0 \quad (2.9)$$

– fúrt cölöp esetére

$$\kappa = (D + 1,0) / (2 \cdot D + 1,0) \leq 1,0 \quad (2.10)$$

Nem található ugyanakkor ilyen javaslat egyetlen szabványban és több fontos szakműnyvben sem. Smoltczyk ed. (2003) kísérleti adatokra hivatkozva fejti ki az indokoltságát, ám az nem meggyőző. A nagyobb átmérőjű cölöp kisebb, illetve a kisebb átmérőjű nagyobb fajlagos talpellenállását ugyanis azonos süllyedésnél észlelték. Ha azonban elfogadjuk a törési állapot azon definícióját, hogy az az átmérő tizedének megfelelő süllyedést jelenti, akkor nyilvánvaló, hogy egy 60 cm átmérőjű cölöp esetében a vizsgált pl. 6 cm süllyedés már törési állapotot, s a „teljes” talpellenállást jelenthette, míg pl. egy 150 cm átmérőjűnél ez a mozgás még csak a talpellenállás kb. felét mobilizálhatta. A 2.9. képlet egyébként $D=0,5$ esetén 1,0-t ad, s $D=0,6$ m esetén is csak 0,91-t, ennél nagyobb talajkiszorításos cölöp pedig nemigen készíthető, így a szorzó az esetek nagy többségében valójában nem jelent korrekciót. A (2.10) képlet $0,6 \leq D \leq 1,5$ m tartományban 0,73 és 0,63 közötti értékeket ad, átlagosan tehát 1/3-os csökkentést jelent. Valójában tehát nem is a D átmérőtől való függés a (2.10) képlet lényege, hiszen az átlagtól való eltérés nem nagy, hanem inkább a talpellenállásnak a fúrásos technológia említett veszélyei miatt indokolt csökkentése.

Mindezeket egybevetve talán mégis helyénvaló, ha (2.8) képletet a μ_b technológiai szorzó bevezetésével korrigáljuk:

$$q_b = \mu_b \cdot N_c \cdot c_u = \mu_b \cdot 9 \cdot c_u \quad (2.11)$$

és μ_b értékét a következőkre vesszük:

- vert (talajkiszorításos) cölöp $\mu_b = 1,00$,
- CFA-cölöp $\mu_b = 0,90$,
- fúrt cölöp (támasztófolyadékös vagy béléscsőves) $\mu_b = 0,80$.

Az utóbbi kettő meglehetősen óvatos érték, gondos technológiával meghaladhatók, amire egy kivitelező ajánlkozhat is, és túlteljesítését próbaterheléssel bizonyíthatja.

2.2.2. Számítás a hatékony feszültségek analízisével szemcsés talaj esetén

A szemcsés talajba kerülő cölöpök esetében természetesen a hatékony feszültségek analízisének alapul szolgáló számítását javasolja a szakirodalom. Ezt azzal indokolhatjuk, hogy szemcsés talajban a cölöpök még oly gyors terhelése közben is bekövetkezik a konszolidáció. A cölöp körüli talajok nyírószilárdságát a hatékony feszültségekhez tartozó φ' belső súrlódási szöggel lehet jellemezni. Megjegyzendő, hogy a módszer alkalmazható agyagra is, különösen a következőkben bemutatásra kerülő egyszerűsített változatban.

2.2.2.1. A palástellenállás számítása

A palástellenállást e megközelítésben a cölöp és a talaj közötti súrlódási ellenállásként értelmezhetjük, melyet az érintkezési felületen működő vízszintes hatékony feszültség és a felületek közötti „köpenysúrlódási” szög szorzataként számíthatunk:

$$q_s = \sigma'_h \cdot \operatorname{tg} \delta \quad (2.12)$$

ahol

- σ'_h a vízszintes hatékony feszültség,
- $\operatorname{tg} \delta$ a köpenysúrlódási szög tangense.

A vízszintes hatékony feszültséget a függőleges hatékony feszültségből számítjuk a

$$\sigma'_h = K \cdot \sigma'_v \quad (2.13)$$

képlettel, melyben

- K földnyomási szorzó függően a talaj előterheltségétől és a technológiától,
- σ'_v a függőleges hatékony feszültség függően az átboltozódástól.

K alapértékének a nyugalmi nyomás tényezőjét tekinthetjük, mely az EC 7-1 által is elfogadott módon Jáky közismert képletének és az előterheltség gyökének a szorzata:

$$K_0 = (1 - \sin \varphi') \cdot \sqrt{OCR} \quad (2.14)$$

ahol

- φ' a hatékony feszültségekhez tartozó belső súrlódási szög,
- OCR az előterheltségi (túlkonzolidáltsági) viszonyszám.

Talajkiszorításos cölöpök esetében K a K_0 -hoz képest nyilván növekszik, attól függően, hogy milyen mértékű a készítés közbeni talajkiszorítás, illetve, hogy mennyire tömör a cölöpözés előtt a talaj. (Egyesek szerint a felszín közelében akár $K=K_p$ érték is kialakulhat.) Fúrt cölöp esetén K a K_0 -hoz képest valamelyest csökkenhet, függően a furatmegtámasztás módjától és a talajállapottól. A szakirodalomban sokféle, próbaterhelések visszszámításából származó ajánlás (Norlund, 1963, Viggiani, 1993; Broms, 2000; Poulos, 2001 és Lancelotta, 1995) lehető fel. Ezekből állítottam össze a 2.1. táblázatot.

Lancelotta (1995) és Poulos (2001) kiemelten javasolja a Kulhawy-Stas szerzőpáros által a K/K_0 viszonyszámra ajánlott értékeket, melyek közül a következők a legfontosabbak

2.1. táblázat. A K földnyomási tényező a palástellenállás számításához

cölöptípus		talajállapot	
		laza $I_D = 0$	tömör $I_D = 1,0$
talaj- kiszorításos	hengeres vagy négyszög alakú előregyártott vasbeton	1,0	2,0
	kúpos előregyártott vasbeton	1,0	4,0
	acélcső lezárt véggel	0,9	1,8
	levert és visszahúzott acélcső helye kibetonozva	1,0	3,0
fúrt		0,5	1,0
CFA cölöp		0,7	0,9
$I_D = (e_{\max} - e) / (e_{\max} - e_{\min})$ tömörségi index			

- nagymértékű talajkiszorítás esetén $K/K_0 = 1,00 \div 2,00$,
- kismértékű talajkiszorítás esetén $K/K_0 = 0,75 \div 1,25$,
- fúrt cölöp esetén $K/K_0 = 0,67 \div 1,00$.

A cölöp körül a σ'_v függőleges hatékony feszültség sokak szerint csak egy ún. *kritikus mélységig* nő lineárisan, onnantól helyesebb konstans értékkel számolni, aminek az átboltozódás az oka. A z_{krit} kritikus mélységet általában a D cölöpátmérőhöz viszonyítva állapítják meg, és a vizsgálatok szerint főleg a talaj belső súrlódási szögétől, illetve a

szemcsés talajok esetében az ezt alapvetően befolyásoló tömörségi indextől függ. A 2.2. táblázatban a Meyerhof nyomán Lancelotta (1995) által javasolt értékek láthatók, de meg kell jegyezni, hogy számosan, pl. Fellenius (2006) vitatják az indokoltságukat. Ha nem számolunk velük, akkor nagyobb figyelmet kell fordítani arra, hogy a számított fajlagos palástellenállást összevegyessük a későbbiekben megnevezendő felső korlátokkal.

A fajlagos palástellenállást meghatározó tényezőket illetően ejtsünk szót a cölöp és a talaj közötti falsúrlódás δ szögéről. Ez sok más geotechnikai feladat esetében is előfordul, s számos ajánlást lehet találni rá a hazai szakirodalomban is. Az általában a belső súrlódási szög arányában megadott képletek közül Stas és Kulhawy már idézett javaslatát emeljük ki Lancelotta (1995) nyomán:

- helyben betonozott cölöp $\delta/\varphi = 1,0$,
- előregyártott betoncölöp $\delta/\varphi = 0,8$,
- acélcső $\delta/\varphi = 0,7$.

A palástellenállás számítási eljárását ezek alapján a következő képlet foglalja össze:

$$q_s = \sigma_h \cdot \operatorname{tg} \delta = K \cdot \sigma'_v \cdot \operatorname{tg} \delta = \frac{K}{K_0} \cdot K_0 \cdot \sigma'_v \cdot \operatorname{tg}(\delta) = \frac{K}{K_0} (1 - \sin \varphi') \cdot \sqrt{\operatorname{OCR}} \cdot \sigma'_v(z, z_{kr}) \cdot \operatorname{tg} \left(\frac{\delta}{\varphi} \cdot \varphi' \right) \quad (2.15)$$

E képletet Burland (1973) nyomán gyakran a

$$q_s = \beta \cdot \sigma'_v \quad (2.16)$$

alakra egyszerűsítik, a β *súrlódási tényezőben* foglalják össze a technológia és a talajjellemzők hatásait. Ezért hívják a hatékony feszültségek analízisén alapuló módszert β -módszernek (szemben a teljes feszültségekkel dolgozó α -módszerrel). Normálisan konszolidált, tömör talajban fúrt és helyben betonozott, a kritikusnál rövidebb cölöp esetén

$$\beta \approx (1 - \sin \varphi') \cdot \operatorname{tg} \varphi' \quad (2.17)$$

Belátható, hogy β valójában alig függ φ' -től, mert a reális $25 < \varphi' < 40^\circ$ tartományban $0,27 < \beta < 0,30$. Az alsó érték a körülírt esetre első közelítésként használható is.

Saját próbaterhelési tapasztalataim is azt mutatták azonban, hogy a módszer a (2.17) formulával többnyire alulbecsüli a teherbírást, s nem mutatható ki vele pl. a durva kavicsok és a finom homokok teherbírásának számottevő különbsége. Valószínű, hogy ennek az az oka, hogy nem számol az eljárás olyan hatásokkal, mint pl. a durvább szemcsés talajban szétfolyó cementlé hatása, mely kvázi megnöveli a cölöppátmérőt, illetve cementálja a névleges palástfelületen és körülötte a talajt.

Példaként említem az 1992-ben az M1 autópálya Holt-Marcal hídjánál kavicsban fúrósappal készült $D=83$ cm átmérőjű cölöp VUIS-próbaterhelésének eredményeit. A felső tag kihúzódásából visszszámított fajlagos palástellenállás a valós hatékony függőleges feszültségből csak úgy jöhetett ki, hogy a névleges palástfelületen a (2.16) képlet szerint $\beta \approx 0,8$ tényező „csinált” palástellenállást, vagy a névleges palástfelületen a $\beta \approx 0,3$ alapértékből számított súrlódási ellenállás mellett még $c_a = 33$ kPa adhézió működött, vagy a $\beta \approx 0,3$ súrlódási tényező kb. $2,5 \cdot D \approx 2,0$ m (!) átmérőjű cölöppaláston „produkálta” a visszszámított palástellenállást (Szepesházi, 1993).

Ezen ellentmondások ellenére a (2.16) képlet a tervezési gyakorlat része lett, lényegében önálló életre kelt. Úgy is tekinthető ugyanis, hogy a β tényező egy, a talajtípustól és a cölöpözési technológiától függő *önálló paraméter*. Ezzel a próbaterhelések ered-

2.2. táblázat. A kritikus mélység a palástellenállás számításához

tömörség minősítése	tömörégi index	kritikus relatív mélység
	I_D	z_{kr}/D
nagyon laza	– 0,15	5
laza	0,15 – 0,35	10
közepesen tömör	0,35 – 0,65	14
tömör	0,65 – 0,85	17
nagyon tömör	0,85 –	20

ményei látványosan interpretálhatók, ill. próbaterhelésekből visszszámolva meg lehetett adni β cölöp- és talajtípusra jellemző értékeit. Ilyeneket gyűjtöttem össze a 2.3. táblázatban a szakirodalomból (Poulos, 1989; Briaud, 1991; CFEM, 1993; Lancelotta, 1995; Smoltczyk, 2003; Kempfert és Gebreselassie, 2006; Fellenius, 2006;), már a kötött talajokra is kiterjesztve az alkalmazást. Látható, hogy az értékek terjedelme még egy-egy talajfajtán belül is nagy, különösen az agyagok esetében.

2.3. táblázat. A β súrlódási tényező javasolható értékei

Talaj-típus	Fürt cölöp	Talajkiszorításos cölöp
szerves talaj	0,10 ÷ 0,20	0,15 ÷ 0,25
puha agyag $I_c < 0,50$	0,15 ÷ 0,20	0,20 ÷ 0,30
NC-agyag $I_c < 0,75$	0,20 ÷ 0,25	0,25 ÷ 0,35
OC-agyag $I_c < 0,75$	0,40 ÷ 1,00	0,50 ÷ 1,30
OC-agyag $I_c \approx 1,00$	0,70 ÷ 1,20	0,90 ÷ 1,60
iszap	0,20 ÷ 0,30	0,25 ÷ 0,50
laza homok	0,20 ÷ 0,40	0,30 ÷ 0,80
tömör homok	0,40 ÷ 0,60	0,80 ÷ 1,20
kavics	0,50 ÷ 0,70	0,80 ÷ 1,50

2.2.2.2. A talpellenállás számítása hatékony feszültségekből

A szemcsés talajokban a talpellenállás általában sokkal nagyobb, mint a kötöttekben, 5÷10 MPa is lehetséges. Ezért számítása is sokkal fontosabb, ugyanakkor alighanem ez a legbizonytalanabb eleme a teherbírás számításának. A hatékony feszültségek analízisére épülő számítás kiindulási képlete:

$$q_b = N_q \cdot \sigma'_v \quad (2.18)$$

ahol az eddigieken túl

– N_q a teherbírási tényező, melyet általában a cölöptalp alatti $4 \cdot D$ és a talp feletti $8 \cdot D$ talajzóna átlagos φ' belső súrlódási szögéből kell megállapítani.

A képletben σ'_v eredendően a cölöptalp síkjában lineáris növekedés feltételezésével számított hatékony függőleges feszültséget jelentette. A vizsgálatok azonban rámutattak arra, hogy miként a palástellenállás esetében, a talpellenállás számításakor is csak a *kritikus mélységig* helyes σ'_v lineáris növekedését feltételezni, attól kezdve közelítőleg konstans σ'_v vehető csak számításba (Smoltczyk ed., 2003). A kritikus mélységet ehhez is a 2.2. táblázat szerint szabad megállapítani.

Az N_q *teherbírási tényezőt* elméleti megoldásokból kiindulva veszik fel, közülük az ismertebbek Kézdi (1975) nyomán a 2.2. ábrán láthatók. Érzékelhető, hogy mekkora eltérések vannak az egyes elméletek közt. Közülük ma a mértékadó szakértők (Tomlinson, Poulos, Fellenius, Lancelotta) Berezancevét ajánlják. Az ábrán látható, hogy az ő görbéje a többihez viszonyítva óvatosnak minősíthető, s az ajánlók szerint az ezzel számított talpellenállások közelítik a legjobban a próbaterhelésből visszszámított értékeket.

1979-ben a hazai próbaterhelési adattár előregyártott vert cölöpökre vonatkozó adatait értékelve (Varga és tsai, 1981), magunk is arra jutottunk, hogy a teherbírást kb. kétszeresen túlbecsülő Caquot-Kerisel elmélet helyett, Berezancevét kellene használni.

Berezancev N_q -értékei csak grafikus formában ismertek. A használatát segítő ál-lítottam elő a grafikonból a következő képletet, melybe φ' radiánban helyettesítendő:

$$N_q = 17595 \cdot \varphi'^3 - 27040 \cdot \varphi'^2 + 14095 \cdot \varphi' - 2460 \quad (2.19)$$

Az N_q -értékek mellett Berezancev megadott még egy *mélység-redukciós tényezőt*, mellyel a cölöptalp szintjére lineáris növekedéssel számított σ'_v függőleges hatékony feszültséget kell folyamatosan csökkenteni (a kritikus mélység finomabb figyelembevételéről van szó.) A 2.4. táblázatban Kézdi (1975) nyomán megadott szorzókra is szerkesztettem egy függvényt, hogy vele könnyebb lehessen számolni:

$$\alpha_{\varphi} = 8,1 \cdot 10^{-4} \cdot (1,06 - \varphi') \cdot \left(\frac{z}{D}\right)^2 - 6,5 \cdot 10^{-2} \cdot (0,91 - \varphi') \cdot \frac{z}{D} + 0,90 \quad (2.20)$$

Az USA-ban leginkább Vesič tényezőjét használják, (Fellenius, 2006), mely a 2.2. ábra szerint Berezancevéhoz közel van.

Berezancev elméletét főleg a vert cölöpre találták jónak. A fúrt cölöpre egy további redukció lehet indokolt, mert a készítéskor a talp alatt a talaj fellazulhat. A csökkentés mértékére különböző ajánlások vannak: pl. Poulos $\mu_b=0,5$, Lancelotta $\mu_b=0,3 \div 0,5$, tényezőt javasol, és közvetve a DIN 1054-ben is ilyen tetemes csökkentés van. Ennél kedvezőbben ítéli meg a fúrt cölöpök talpát az EC 7-2. A CPT-alapú méretezésben a talajkiszorításos cölöp $\mu_b=1,0$ tényezője mellett a CFA-cölöp $\mu_b=0,8$, a többi fúrt cölöp pedig $\mu_b=0,6$ értéket kap, s ez

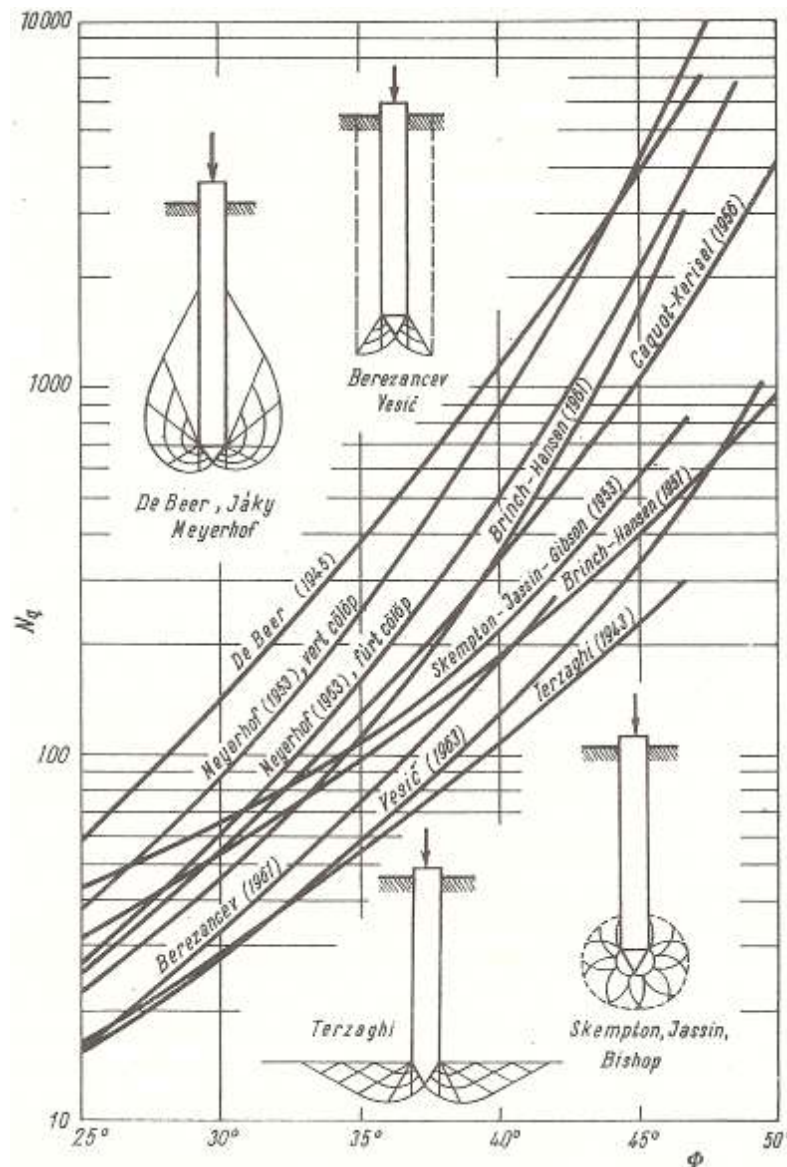
2.4. táblázat. Berezancev α_{φ} redukciós szorzója a talpellenállás számításához

relatív mélység z/D	belső súrlódási szög φ°				
	26	30	34	37	40
5	0,75	0,77	0,81	0,83	0,85
10	0,62	0,67	0,73	0,76	0,79
15	0,55	0,61	0,68	0,73	0,77
20	0,49	0,57	0,65	0,71	0,75
25	0,44	0,53	0,63	0,70	0,74

utóbbiak helyességét általában saját próbaterheléseink is bizonyították. E csökkentő szorzók az $s=0,1 \cdot D$ süllyedést már törési állapotnak tekintő megközelítésre vonatkoznak. A talpellenállás még ezt követően is növekedhet, s a folytatódó behatolás során a fúrt cölöp talpellenállása közelít a talajkiszorításoséhoz, mert a készítés hatásai a nagy elmozdulások során elenyésznek (Lancelotta, 1995; Smolczyk ed., 2003;). Ezek alapján az ajánlható, hogy vezessük be a következő μ_b technológiai szorzókat:

- vert cölöp $\mu_b = 1,00$,
- csavart cölöp $\mu_b = 0,80$,
- CFA-cölöp $\mu_b = 0,70$,
- fúrt cölöp $\mu_b = 0,50$.

Egyesek (lásd Smolczyk ed., 2003) szerint az előbbieken alapján számított talpellenállást is helyes a nagyobb átmérőjű cölöpök esetében csökkenteni. Amint azonban a (2.9) és (2.10) képletek kapcsán rámutattam, e javaslat megalapozottsága vitatható.



2.2. ábra. A talpellenállás teherbírási tényezője (Kézdi, 1971)

A hatékony feszültségek analízisével tehát, elsősorban a szemcsés, de elvileg a kötött talajok talpellenállását is a

$$q_b = \mu_b \cdot N_q(\varphi') \cdot \alpha_\varphi(\varphi'; z/D) \cdot \sigma'_v \quad (2.21)$$

képlettel lehet számítani az előbbieken javasolt tényezőkkel, s ez a belső súrlódási szögének karakterisztikus értékével a talpellenállás karakterisztikus értékét adja.

2.3. CPT-n (statikus szondázáson) alapuló empirikus méretezési módszerek

2.3.1. Áttekintés

Mára ez lett a legáltalánosabban és leghatékonyabban alkalmazott eljárás. Ezt igazolja, hogy az egyébként óvatos szabványkészítők az EC 7-2 végleges változatába is betették, miközben a 2.2. fejezetben tárgyalt módszereket nem. Lényegében a holland módszert (Van Tol, 1993) vették át, melyet a „Dutch cone-naI” mért q_c csúcsellenállást felhasználva az ötvenes években fejlesztettek ki a szemcsés talajokra párhuzamosan végzett szondázások és próbaterhelések összevetésével. Szerepelnek az EC 7-2-ben a DIN szintén CPT-re épülő táblázatai is.

A szakirodalomban, az eddigi nemzeti szabványokban azonban több más módszer is megjelent (De Cock, Legrand, 1997). Ezek közül az előbbieket (EC 7-2, DIN) mellett egyrészt az összehasonlító elemzések (Briaud, 1991; Eslami, Fellenius, 1997; Titi, Abu Farsakh, 1999; Fellenius, 2002; Mahler, 2007; Pando és tsai, 2006) által legjobbnak minősítettek (De Ruiter és Beringen, LCPC, Fellenius), másrészt azokat emelem ki, melyek alapjait adják az előbbieknél, illetve egy-egy kritikus kérdés háttérét világítják meg (Schmertmann, belga módszer).

2.3.2. Hagyományos eljárások analízise

2.3.2.1. Schmertmann módszere talajkiszorításos cölöpökre

Schmertmann 1978-ban közölte a módszerét a talajkiszorításos cölöpökre, s az USA-ban ma is elterjedten használják (Fellenius, 2006). Az európai méretezési módszereket illetően abban van a jelentősége, hogy a talpellenállás meghatározására bevezetett eljárásának *alapeleit* több CPT-n alapuló módszerhez átvették.

Eszerint a fajlagos talpellenállást a

$$q_b = \frac{q_{c1} + q_{c2}}{2} \leq 15 \text{ MPa} \quad (2.22)$$

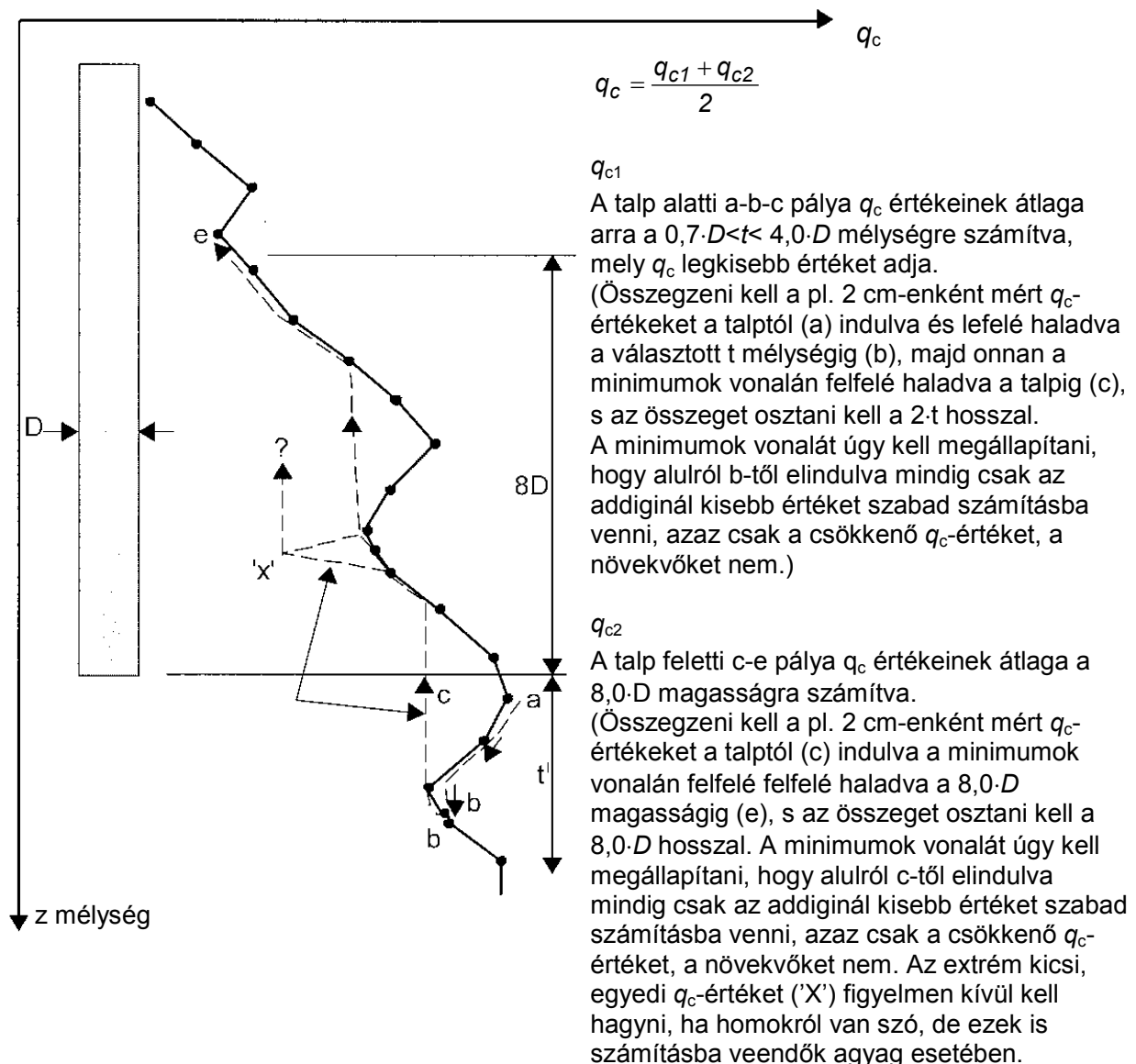
képlettel kell számítani (és 15 MPa-ban korlátozni), ahol

- q_{c1} a cölöptalp alatti $0,7 \cdot D < t < 4,0 \cdot D$ zónára a CPT-vel mért q_c értékekből a 2.3. ábra szerint számított jellemző (átlagos) q_c értékek minimuma,
- q_{c2} a cölöptalp feletti $8,0 \cdot D$ zónára a CPT-vel mért q_c értékekből szintén a 2.3. ábra szerint számított jellemző q_c érték.

A számítás mögött az a megfontolás volt, hogy a cölöptalp körüli „hagymaszerű” csúszólap az elméletek szerint

- a talp alá kb. $1,5 \cdot D$ mélységig hatol, de ha ott nagyon gyenge zóna következik, akkor a jó réteg „átszűrődhet”, ezért indokolt a $0,7 \cdot D$ és $4,0 \cdot D$ közti mélységben „keresni” a törés felületet, de sokak szerint maximális mélységként $3,0 \cdot D$ is elegendő lenne,
- a talp feletti $8,0 \cdot D$ magasságig hatol fel, ha a talp $\varphi \approx 33^\circ$ súrlódási szögű szemcsés talajban van, s ezt vette alapul Schmertmann, de tudvalevő, hogy $\varphi \approx 0^\circ$ esetén (azaz drénezetlen terheléskor) csak kb. $1,0 \cdot D$ magasságig fut fel.

A 2.3. ábra szerinti eljárás lényeges eleme a kis q_c -értékek fokozott figyelembevételre. Sok saját tapasztalat is mutatta, hogy a talp körüli gyenge rétegek szerepe jelentős.



2.3. ábra. Schmertmann módszere a talpellenállás jellemző q_c értékeinek meghatározására

Hasonló módszert kínál Tumay és Fakhroo (1982), de ők a q_{c1} értéket csak a $t = 4 \cdot D = \text{const.}$ mélységre állapítják meg. Titi és Abu Farsakh (1999) viszont azt mutatta ki, hogy ezzel túlbecsülik a talpellenállást, s ez is igazolja, hogy inkább $t < 4 \cdot D$ lehatolású csúszólappal kell számolni, ha úgy adódik kisebb talpellenállás.

A fajlagos palástellenállást Schmertmann agyagtalaj esetén a

$$q_s = \alpha_{sfa} \cdot f_s \quad (2.23)$$

képlettel és 120 kPa-ban korlátozva számítja, ahol

- α_{sfa} a palástellenállás redukciós szorzója agyag esetén a 2.4. ábra szerint
- f_s a CPT-vel mért köpenysúrlódás.

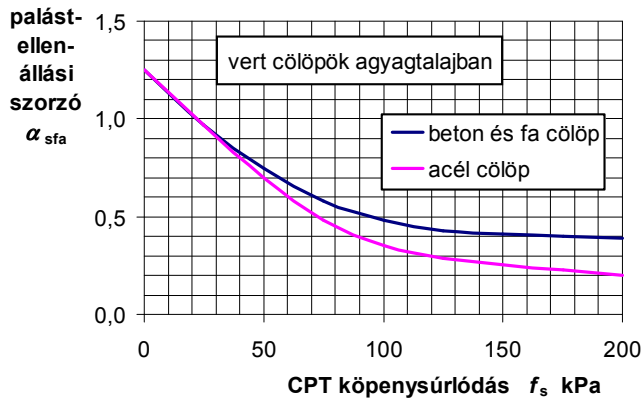
A 2.4. ábráról érzékelhető, hogy az α_{sfa} kb. úgy csökken a f_s értékének növekedésével, ahogy α_u csökkent a c_u növekedésével a 2.1. ábrán.

A palástellenállást homoktalaj esetében Schmertmann a

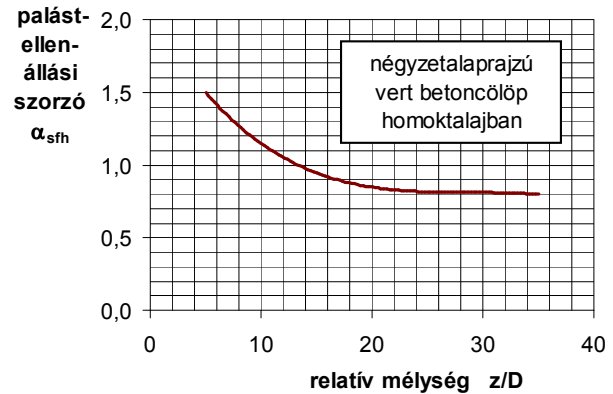
$$R_s = \alpha_{sfn} \cdot \left(\sum_{z=0}^{8 \cdot D} \frac{z}{8 \cdot D} \cdot f_s + \sum_{8 \cdot D}^H f_s \right) \cdot A_s \quad (2.24)$$

képlettel (szintén 120 kPa-ban korlátozva) számítja, ahol

- α_{sfn} a relatív mélységtől függő szorzó a 2.5. ábra szerint.



2.4. ábra. Schmertmann α_{sfa} palástellenállási szorzója agyagtalajra



2.5. ábra. Schmertmann α_{sfn} palástellenállási szorzója homoktalajra

A (2.24) képlet értelmezéseként annyit érdemes említeni, hogy a relatív mélységgel kapcsolatos módosítások jelennek meg benne, így a zárójeles összeg első tagja $8 \cdot D$ mélységig lineáris csökkentést jelent, míg az α_{sfn} szorzó a teljes ellenállások olyanféle csökkentését eredményezi, amilyenről a 2.2. táblázat kapcsán volt szó. Schmertmann (2.23) és (2.24) képletei tehát a CPT mért palástellenállásából számítják a cölöpét, amit mások kevésbé tartanak jónak.

Homokok fajlagos palástellenállásának számítására Schmertmann is ajánlja, hogy a

$$q_s = \alpha_{sqh} \cdot q_c \quad (2.25)$$

képlettel dolgozzunk, melyben

- α_{sqh} palástellenállási szorzó: betoncölöp esetében 0,012, acélcső esetén 0,018.

Ezek az értékek összhangban vannak más ajánlásokkal, viszont más cölöptípusra nincs ajánlás. Kiemelendő, hogy a (2.25) formulát agyagra nem javasolta.

2.3.2.2. De Ruyter és Beringen módszere talajkiszorításos cölöpökre

Kötött talajokra elsősorban azt ajánlják, hogy a q_c csúcsellenállásból c_u drénezetlen nyírószilárdságot számítsunk, majd abból a cölöpellenállásokat (Fellenius, 2006):

$$c_u = \frac{q_c}{N_k} \quad (2.26)$$

$$q_s = \alpha_u \cdot c_u \quad (2.27)$$

$$q_b = N_c \cdot c_u \quad (2.28)$$

képleteket ajánlották a következő konstansokkal:

- N_k 15 és 20 közt a helyi tapasztalatok alapján a cölöptípustól függetlenül vehető fel,
- α_u 1,0 lehet normálisan konszolidált agyagok esetén és 0,5 túlkonszolidáltakhoz,
- N_c 9 lehet Skempton elmélete szerint, függetlenül a cölöptípustól.

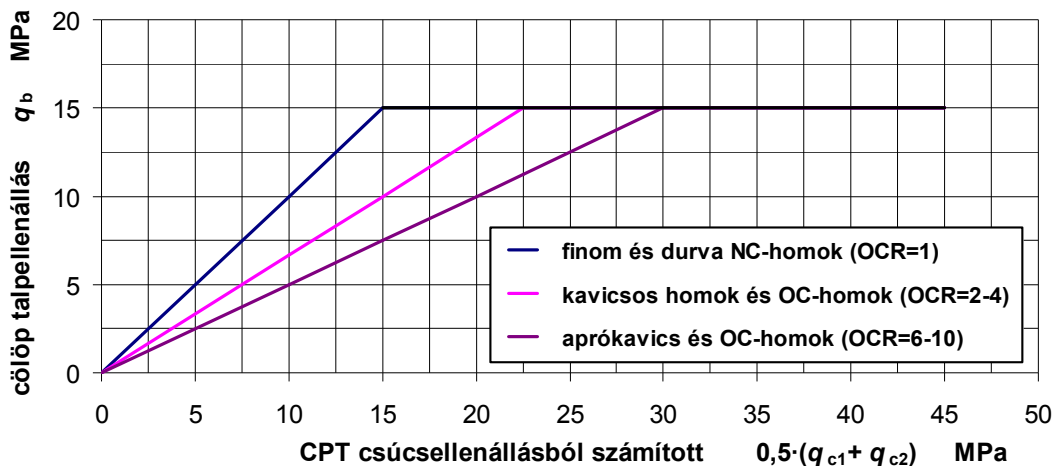
A szemcsés talajokhoz viszont a palástellenállást illetően azt javasolták, hogy a

$$q_s = \alpha_s \cdot q_c = 0,0033 \cdot q_c = q_c / 300 \quad (2.29)$$

$$q_s = \alpha_{sfh} \cdot f_s = 1,0 \cdot f_s = f_s \quad (2.30)$$

képletekkel számíthatók közül a kisebbre kell azt felvenni, s korlátozták 120 kPa-ban.

A szemcsés talajok talpellenállásának számítására Schmertmann módszerét vették át. Az Északi-tengeri homokokba vert cölöpök próbaterhelései alapján azonban azt javasolták, hogy a *talpellenállást* egyrészt abszolút értékben 15 MPa-lal, másrészt a szemeloszlástól és a túlkonzolidáltságtól függően a 2.6. ábra szerint *korlátozni kell*.



2.6. ábra. A talpellenállás redukciója De Ruiter és Beringen módszerében

Tudvalevő viszont, hogy a homokok előterheltségének megállapítása nem egyszerű, s ez nehezíti e redukció végrehajtását. Hazánkban a negyedkori homokok és kavicsok a talajvíz ingadozása miatt mérsékelten, a tömör pannon homokok viszont a lepusztulások okán nagyon előterheltek lehetnek, s a meszes kötést, a kezdődő „kövesedést” is lehet/szokás kvázi-előterheltségként értelmezni. Ez utóbbi okot gyanítottuk néhány esetben az M5 autópályán, Szeged közelében, meszes homokban készített CFA-cölöpökön végzett próbaterhelések értékelésekor, ahol a CPT alapján vártnál kisebb lett a talpellenállás. Feltételezhető, hogy ilyen talajokban a cölöpök talpán a fúrás hatása csökkenti a teherbírást a „szűz” talajba hatoló CPT-szonda csúcsán mérthez képest.

A 2.6. ábra szerinti redukciót sok irodalmi hivatkozás nem említi, s az irodalomban található számpéldákban soha nem alkalmazzák. A szabványok közül egyedül a hollandban jelenik meg, de az azt átvevő EC 7-2-ben már nem (lásd 2.3.3.2.). Ugyanakkor megjelenik olyan mértékadó szakkönyvekben, mint Lunne és tsai (1997), Tomlinson (2001), Fellenius (2006). Ők is jelzik azonban, hogy a 2.6. ábra közvetlen alkalmazása nehéz, s inkább akként idézik, hogy előterhelte, különösen nagy q_c értékeket mutató szemcsés talajok esetében a Schmertmann-módszer vagy a későbbiekben tárgyalandó holland módszerből adódó nagy teherbírást óvatosan kell kezelni: indokolt próbaterheléssel helyi tapasztalatokat gyűjteni, s a 15 MPa korlátozást feltétlenül be kell tartani.

De Ruiter és Beringen módszerét összességében – mint említettem – több elemzés a legjobbak közé sorolta. A szemcsés talajokra vonatkozóan a talpellenállást illetően az előbbi gondolatokkal együtt a saját tapasztalataim is kedvezőek, a palástellenállást illetően viszont a javasolt $\alpha_s=0,0033$ szorzó tapasztalatom szerint túlzottan kicsi. A kötött talajokra javasolt közvetett eljárásukat, mely a drénezetlen nyírószilárdságnak CPT-ből való megállapítására épül, s ezen túl a 2.2.1. fejezetben tárgyalt módszerekkel azonos, a saját gyakorlatomban is jónak találtam, jobbnak, mint bármelyik közvetlen módszert.

2.3.2.3. A francia LCPC-módszer

Bustamante és Gianceselli (1982) 197 próbaterhelés eredményét analizálva közölték méretezési javaslatukat, melyet gyakran LCPC-módszerként idéznek. Ebben mind a talp-, mind a palástellenállást a CPT q_c -értékből számítják, s figyelembe veszik a cölöp- és a talajtípust is. Az eljárásról többféle publikációt lehet találni, melyek a lényegüket tekintve azonosak, de az ajánlott számértékek némileg különböznek. Bustamante és Frank (1997) tájékoztat a francia szabványban szereplő változatról, ezt kellene autentikusnak tekinteni, ám a CPT-re vonatkozó táblázatok hiányosnak és (talán szerkesztési okokból) hibásnak látszanak. Ezért inkább a CFEM (1993), Lunne és tsai (1997), Fellenius (2006) és Pando és tsai (2006) által közölt számértékeket fogadtam el.

A fajlagos talpellenállást a

$$q_b = \alpha_b \cdot q_{c,eq} \quad (2.31)$$

képlettel számítják, melyben

- $q_{c,eq}$ a talp alatti és feletti $1,5 \cdot D$ közti zóna CPT-vel mért q_c értékeiből a 2.7. ábra szerint számított ekvivalens érték
- α_b a talajtól és a cölöptípustól függő talpellenállási szorzó a 2.5. táblázat szerint.

A 2.7. ábra szerinti eljárás is a kiugró q_c -értékek kiszűrését eredményezi, de nem tulajdonít akkora súlyt a kisebb értékeknek, mint más hasonló módszerek. Ezt (hasonlóan a DIN-hez) azzal ellensúlyozza, hogy a α_b szorzók sokkal kisebbek, mint másutt. Sajátos az is, hogy a többi módszerben ajánlottnál sokkal kisebb talajzóna teherbírását tartja meghatározónak, főleg ami a talp alatti tartományt illeti.

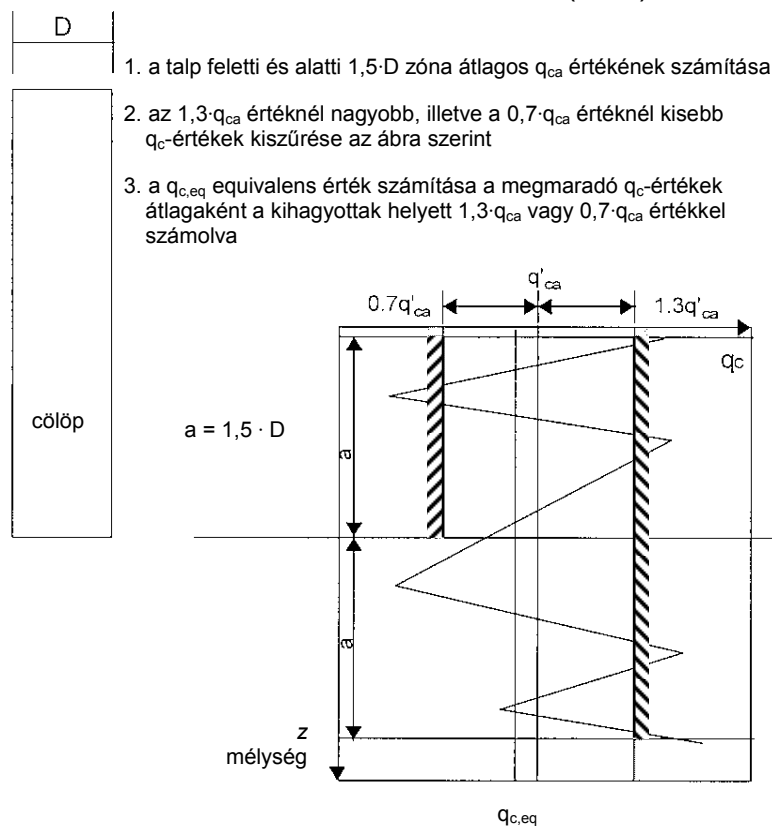
A fajlagos palástellenállást a

$$q_s = \alpha_s \cdot q_c \quad (2.32)$$

képlettel, a talaj- és a cölöptípustól függő, a 2.6. táblázatban megadott szorzókkal számítják, s – mint látható – felső korlátot is adnak.

A módszert több fontos irodalom (Lunne és tsai, 1997; Fellenius, 2006) *alapeljárásnak* tekinti, s az összehasonlító elemzések is elég jónak találták. Előny viszonylagos egyszerűsége és széleskörű, sokféle cölöptípusra kiterjedő érvényessége.

A talpellenállást illetően sokkal kisebb mélységhatással számol, a $1,5 \cdot D$ távolságok inkább a kötött és a gyenge szemcsés talajok esetében reálisak, amint arra a 2.3.2.1. fejezetben rámutattam. Ezért és a kisebb q_c -értékek kevésbé hangsúlyos figyelembe vétele miatt is inkább a mélységgel javuló talajkörnyezetbe kerülő cölöptalp esetében reális. A kötött talajokra vonatkozó α_b szorzók alapvetően összhangban vannak a 2.2.1.1. fejezetbeli ajánlásokkal, hiszen pl. $\alpha_b=0,5$ $N_c=9$ és $N_k=18$ értékekből adódik ki.



2.7. ábra. Az LCPC-módszer a talpellenállás számítására

A módszer a palástellenállások felvételéhez tapasztalatom szerint is jó támpontot ad. A q_c értéktől függően változó α_s tényezőkkel dolgozik mind a szemcsés, mind a kötött talajok esetében. Ez összhangban van a 2.2. fejezetbeli megállapításokkal. Értékesek a *palástellenállások maximumára és a technológiai hatások megítélésére* adott ajánlások.

2.5. táblázat. A talajtípustól és technológiától függő α_b talpellenállási szorzó javasolt értékei

talaj		CPT csúcscellenállás q_c MPa	talpellenállási szorzó α_b	
			talajhelyettesítéses cölöp	talajkiszorításos cölöp
			markolt, szárazon fúrt, CFA béléscsővel, fúróiszappal fúrt, kis nyomással injektált, jet	csavart, sajtolt, vert, acélcső, helyben betonozott, előregyártott vasbeton
agyag és iszap	puha	< 1	0,40	0,50
	merev	1 – 5	0,35	0,45
	kemény	> 5	0,45	0,55
homok és kavics	laza	< 5	0,40	0,50
	közepesen tömör	5 – 12	0,40	0,50
	tömör	> 12	0,30	0,40

2.6. táblázat. Az α_s palástellenállási szorzó és q_{smax} [kPa] határértéke a francia módszer szerint

talaj → cölöp ↓		agyag és iszap			homok és kavics			
		puha	merev	kemény	laza	közepes	tömör	
		CPT csúcscellenállás q_c MPa						
		< 1	1 – 5	> 5	< 5	5 – 12	> 12	
talaj-helyettesítéses	markolt, CFA, szárazon vagy fúróiszappal fúrt	α_s	0,0330	0,0250	0,0167	0,0167	0,0100	0,0067
		q_{smax}	15	40	80	40	120	150
	béléscsővel vagy bennmaradó csővel fúrt	α_s	0,0111	0,0125	0,0083	0,0067	0,0050	0,0033
		q_{smax}	15	40	80	40	80	120
talaj-kiszorításos	előregyártott vert vasbeton, sajtolt betoncső	α_s	0,0111	0,0250	0,0167	0,0167	0,0100	0,0067
		q_{smax}	15	40	80	40	120	150
	vert acélcső sajtolt acélcső	α_s	0,0330	0,0125	0,0083	0,0083	0,0067	0,0050
		q_{smax}	15	40	80	40	80	120

2.3.2.4. A belga módszer

A módszer kidolgozója De Beer (1963), továbbfejlesztője Van Impe (1988) volt. A szonda és a cölöp behatolásakor bekövetkező jelenségeket hasonlították össze, s ez segíti értelmezni a többi módszer empirikus számításainak háttérét. Említést érdemel, hogy hasonló eredményekre jutott Meyerhof (1967), akinek egyes megoldásait itt hasznosítom is. A módszer mai alkalmazását Holeyman és tsai (1997) ismertették.

A talpellenállást a

$$q_b = \alpha_b \cdot q_{cu} \quad (2.33)$$

képlettel számítják, ahol

- α_b talpellenállási szorzó, melyet a 2.7. táblázat szerint kell felvenni,
- q_{cu} a CPT-vel mért értékekből megállapított jellemző q_c érték.

A belga módszer legsajátosabb eleme a q_{cu} érték értelmezése, meghatározási módja, melyet a *mérethatás* figyelembevételként is szokás említeni. Azt veszi ugyanis számításba, hogy a CPT-szonda és a cölöp különböző átmérője miatt a szonda, ill. a cölöp körül kialakuló törési mechanizmusok nagyon eltérnek, ami kétféle hatást okoz.

2.7. táblázat. A talpellenállási szorzó a belga módszer szerint

cölöptípus		α_b talpellenállási szorzó		
		homok	merev OC-agyag (4)	
I	nagyértékű talajkiszorítással	vert, zárt keresztmetszettel	0,80 – 1,15 (1)	0,80 – 1,00 (1)
		csavart	0,80 – 1,00 (2)	1,00
		sajtolt (simafalú)	1,00	1,00
II	részleges talajkiszorítással vagy mérsékelt kitágulással	vert (pl. H-cölöp)	(3)	(3)
		speciális eszközzel fűrt	0,60 – 0,80	0,80
III	talajhelyettesítéssel	fűrt (nagyátmérőjű vagy CFA)	0,33 – 0,67	0,80

(1) a legnagyobb érték csak kibővített talp és száraz betonnal való kitöltés esetén alkalmazható az értékek helyben betonozott cölöp esetében csak folyós betonnal való kitöltés esetén érvényesek az értékek közül a talplemez és a verőcső átmérőjének viszonyától függően kell választani
(2) a talp körüli süllyedés megengedett mértékétől függően
(3) speciális eljárások ajánlott szakirodalom szerint
(4) repedezett agyag esetén α_b -t korrigálni kell a cölöptalp D_b és a szondacsúcs d átmérőjéből számított $\varepsilon^b = 1,0 - 0,01 \cdot (D^b/d - 1) \geq 0,476$ szorzóval

Egyrészt azt, hogy a rúdszerű elemek behatolásakor az ellenállás – amint a 2.2. táblázathoz kapcsolódóan rámutattam – csak egy bizonyos (kritikus) mélységig nő, utána (homogén talajban) konstans marad. A kritikus mélység az átmérőtől és a tömörségtől függ, de jellemző a $z_{kr}/D \approx 10 \div 15$ érték. A szabványos CPT-szonda $d=3,6$ cm átmérője kicsi, így annak behatolásakor $z_{kr,d} \approx 50$ cm után már a rétegre jellemző „állandó” q_c értéket mérjük. A nagyobb átmérőjű cölöp talpellenállása viszont csak jóval nagyobb mélységtől (pl. $z_{kr,d} \approx 6 \div 9$ m-től) lesz állandó, addig a teherbírás elvileg lineárisan nő.

Másrészt azt a gyakori esetet elemezték a belga kutatók, midőn a célszerűen egy jó teherbírású rétegbe beállított talp fölött néhány m-rel egy gyengébb teherbírású réteg van. A jó réteg felszíne alatt egy bizonyos mélységig (pl. Schmertmann szerint az átmérő nyolcszorosaig) az ellenállásban még megjelenik a felső gyengébb réteg hatása, mert a cölöp, illetve a szonda körül kialakuló csúszólapnak a talp, illetve csúcs feletti szakasza még részben a gyengébb rétegben van. A CPT-szonda behatolásakor a kis átmérő miatt ez a hatás viszonylag hamar (kb. 30 cm-ben) elenyészik. A nagyobb átmérőjű cölöp esetében viszont még nagyobb mélységig (pl. 4-5 m-ig) „érződik” ez a hatás is, bár távolodva a réteghatártól már csökkenő mértékben.

Ugyanez a jelenség „visszafelé” is megmutatkozik, ha a jó teherbíró réteg alatt gyengébb van, s a cölöptalp, illetve szondacsúcs közelít a réteghatárhoz. A CPT-szonda esetében a csúszólap a csúcs alatti, legfeljebb $4,0 \cdot D$ mélységű része mindössze 15 cm, ezért a q_c értékeknek a réteghatárhoz közeledően bekövetkező csökkenése a mérési diagramokon alig érzékelhető. A cölöpök esetében azonban ez a hatás már sokkal feljebb jelentkezik, s a réteghatárhoz közelítve egyre markánsabban megmutatkozik.

A két-, illetve háromféle hatás „összemosódva” jelentkezik, s ez a cölöp q_{cu} talpellenállásának meghatározását nagyban megnehezítheti. Viszonylag jól kezelhetőnek látszik Meyerhof (1967) javaslata, melyet a Lancelotta (1995) nyomán szerkesztett 2.8. ábrán mutatok be. Eszerint a cölöp q_{cu} talpellenállása a CPT-szonda szerint q_c átlagos értékekkel jellemezhető rétegben a következő:

– ha a felső réteg alján a CPT q_{cf} -t mért, akkor a réteghatár alatti t mélységben

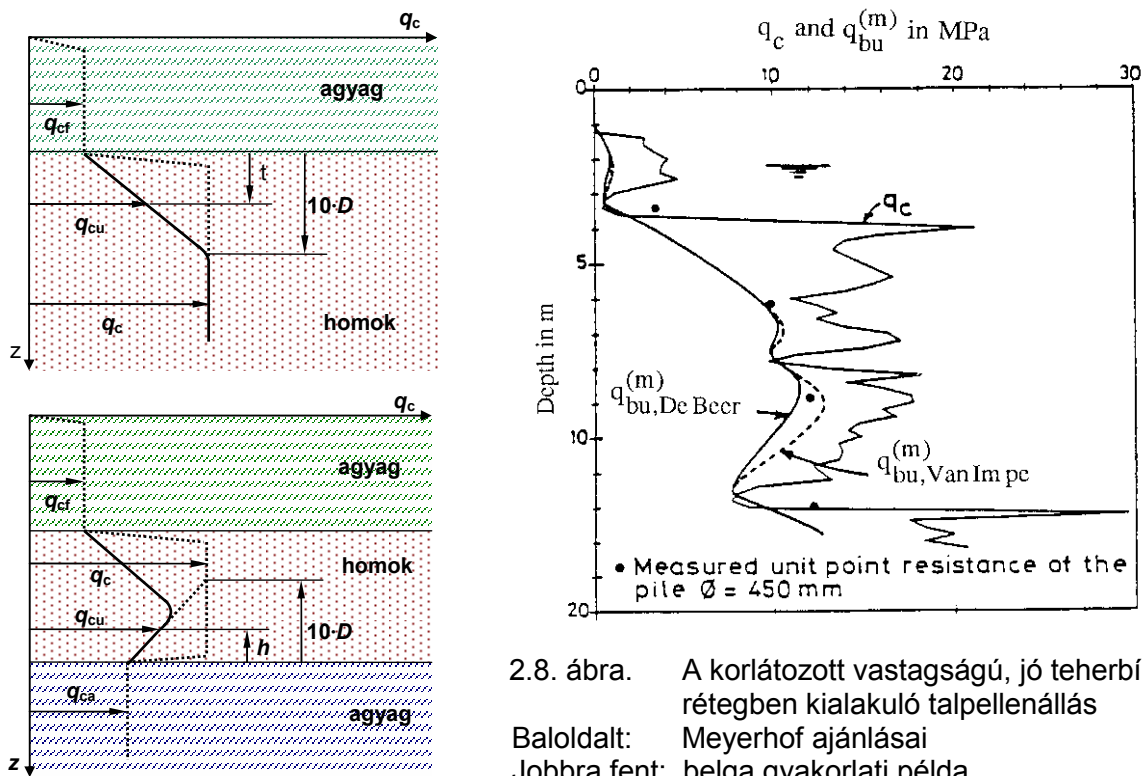
$$q_{cu} = q_{cf} + (q_c - q_{cf}) \cdot \frac{t}{10 \cdot D} \leq q_c \quad (2.34)$$

– ha az alsó réteg tetején a CPT q_{ca} -t mért, akkor a réteghatár feletti h magasságban

$$q_{cu} = q_{ca} + (q_c - q_{ca}) \cdot \frac{h}{10 \cdot D} \leq q_c \quad (2.35)$$

A 2.8. ábrán bemutatok Holeyman és tsai (1997) nyomán egy eredeti, gyakorlati belga példát is, melyen $q_{bu}^{(m)}$ jelöli a mi jelölésrendünkben q_{cu} -val jelölt talpellenállást.

E megfontolások igazolják a talp körüli *gyenge rétegek hatását*. Úgy tűnik azonban, hogy a belga módszert másutt nem használják, talán mert e megfontolásokat nehéz matematikailag megfogalmazni, s így számítógéppel kezelni. Schmertmann és az őt követők ugyanakkor lényegében ugyanezt a jelenséget veszik figyelembe, valamivel talán könnyebben alkalmazható módon. Ám nem biztos, hogy az ő módszerük valóban ugyanerre ad választ, s talán ezért jutottak el mások (pl. az LCPC-módszer vagy a DIN kidolgozói) ahhoz, hogy inkább a q_c -értékek átlagával számolnak, de ehhez jóval kisebb α_b értéket rendelnek a kis q_c -értékek teherbíráscsökkentő hatásának kompenzálására.



2.8. ábra. A korlátozott vastagságú, jó teherbírási rétegben kialakuló talpellenállás
Baloldalt: Meyerhof ajánlásai
Jobbra fent: belga gyakorlati példa

A palástellenállást a belga módszerben többféleképpen számíthatják. Az egyik lehetőségként (mint Schmertmann) az f_s köpenysúrlódás átszámítását ajánlja a

$$q_s = \alpha_{sf} \cdot f_s \quad (2.36)$$

képlettel, ám az ebben szereplő α_{sf} tényezőre nem adtak irányértékeket sem, hanem azt javasolták, hogy próbaterheléssel kalibrálva állapítsák meg az aktuális értékét.

A másik módszer illeszkedik a többeknél alkalmazotthoz a

$$q_s = \alpha_s \cdot q_c = \xi_s \cdot \eta_s \cdot q_c \quad (2.37)$$

képlettel, melyben tehát az LCPC módszerben bevezetett α_s („globális”) palástellenállási szorzó itt két érték szorzataként jelenik meg:

- ξ_s a cölöpözési technológia hatását veszi figyelembe és a 2.8. táblázatból vehető,
- η_s a talajfajta hatását értékeli és a 2.9. táblázat szerint kell megállapítani.

A 2.9. táblázat eredeti (belga) formájában az agyagokra „csak” a q_c -értékekhez rendelt q_s -értékeket, melyek $\xi_s=1,0$ (pl. egyes vert cölöpök) esetén rögtön a fajlagos palástellenállást jelentik. Az összehasonlíthatóság céljából viszont képeztem az $\eta_s=q_s/q_c$

szorzókat is, s megállapítható, hogy ezek q_c -vel csökkennek, akárcsak az LCPC-módszer esetében. A szemcsés talajok esetében fordított volt a helyzet, ott a belga szabvány az η_s szorzókat adta meg, s én számoltam a q_s -értékeket.

A 2.9. táblázatot munkáimban a CFA-cölöpökre vonatkozóan találtam egészen jónak, azaz ezekhez $\xi_s=1,0$ technológiai szorzót rendelnék, kb. kétszeresét a 2.8. táblázatban CFA-cölöpre adott értéknek. Előregyártott vert cölöpökre ezzel összhangban agyagok esetén kb. $\xi_s=1,1$, homokok esetében viszont kb. $\xi_s=1,5$ szorzót tartok reálisnak.

2.8. táblázat. A palástellenállási szorzó technológiai tényezője a belga módszer szerint

cölöptípus			ξ_s technológiai szorzó	
			homok	merev OC-agyag
I	nagyértékű talajkiszorítással	földnedves betonból tömörítve	1,60	1,15
		folyós vagy előregy. betonból	0,80 ÷ 1,00 (1)	0,65 ÷ 1,00
		csavarás után folyós betonból	0,80 ÷ 1,25 (2)	0,80 ÷ 1,25 (2)
		acélcső	0,60	0,45 ÷ 0,65
II	részleges talajkiszorítással v. mérsékelt kitérővel	levert vert acélprofil	(3)	(3)
		fúrás spec. eszközzel + nedves beton	0,60 ÷ 0,80	0,65 ÷ 0,85
III	talajhelyettesítéssel	fúrás béléscsővel, fúrószappal v. CFA	0,40 ÷ 0,60	0,50
(1) az értékek helyben betonozott cölöp esetében folyós betonnal való kitöltés esetén érvényesek és az értékek közül a talplemez és a verőcső átmérőjének viszonyától függően kell választani (2) a legnagyobb érték a csavart cölöpre (3) speciális eljárások ajánlott szakirodalom szerint				

2.9. táblázat. A talajtípustól függő szorzó a belga módszerben

agyag	q_c	MPa	0,075	0,2	0,5	1,0	1,5	2,0	2,5	3,0	$\geq 3,0$
	η_s	-	0,067	0,050	0,036	0,031	0,0293	0,029	0,028	0,027	0,027
	q_s	kPa	5	10	18	31	44	58	70	82	
homok	q_c	MPa	≤ 10 (pl. 5)	$10 < q_c < 20$ (pl. 15)						> 20 (pl. 30)	
	η_s	-	0,0067	lineáris interpoláció 0,0067 és 0,0050 között						0,0050	
	q_s	kPa	34	67 – 88 – 100						150	

2.3.3. Az Eurocode 7 által ajánlott módszerek

2.3.3.1. A DIN 1054 ajánlásai és az EAB új kiegészítő adatai

A német szabvány szemcsés talajban készülő fúrt cölöp tervezéséhez mind a talp-, mind a palástellenállásra vonatkozóan egy-egy táblázatot ad, melyekben a bemenő talajparaméter a CPT q_c -értéke, s amelyet az EC 7-2 is közölt a D. mellékletében. A vert cölöpökre a DIN nem, viszont az EAB (2007) ad ajánlást. Az ezekben levő adatokat célszerű volt az összehasonlíthatósághoz az eddigiekben alkalmazott formára hozni.

A talpellenállásokra vonatkozó táblázatok adatait

$$q_b = \alpha_{bh} \cdot q_{cá} \quad (2.38)$$

a palástellenállás táblázatait (melyekhez a DIN 120 kPa felső korlátot ad)

$$q_s = \alpha_{sh} \cdot q_c \quad (2.39)$$

képlet formájában felírva a 2.10. táblázatban látható értékekre juthatunk.

A DIN és az EAB szerint a $q_{cá}$ átlagos csúcscellenállást a talp feletti $1,0 \cdot D$ és a talp alatti $4,0 \cdot D$ (ha $D < 60$ cm) vagy $3,0 \cdot D$ (ha $D > 60$ cm) közötti zónára kell megállapítani. Külön súllyal nem veszi figyelembe a talp alatti zóna gyenge szondaellenállásait, viszont kiköti, hogy a talp vert cölöp esetén $5,0 \cdot D$, fúrt cölöp esetén $3,0 \cdot D$, de legalább $1,5$ m-nyire legyen befogva teherbíró talajban, s e zónában ne legyen $q_c \leq 7,5$ MPa. Ezzel biztosít a talp körüli zónára egyfajta egyenletességet, ám gyakran el is lehetetleníti az

ajánlás alkalmazását, különösen a hazánkban gyakori változókéony rétegződés esetén. Bizonyára a kis értékek nagyobb hatásának elhanyagolását kompenzálják rendkívül óvatos α_{bh} szorzókkal, melyek a $q_c=25$ MPa értékhez közelítve csökkennek. Ez összhangban van az eddigi és a további ajánlásokkal is. Az értékek megítéléséhez tudni kell még, hogy a németek e fajlagos cölöppenállásokat az EC 7-1 szerinti tervezés fogalomrendszerében egyértelműen karakterisztikus értéknek tekintik (Ziegler, 2005).

A DIN és az EAB a kötött talajokra CPT-alapú módszert nem közöl, hanem a drénezetlen nyírószilárdságra alapozza a méretezést a 2.2. fejezetben ismertetett módon.

2.10. táblázat. A fajlagos ellenállások szorzója az EAB és fúrt cölöpre a DIN szerint

F o r r á s	Cölöp- típus	Átlagos CPT-csúcseellenállás q_c MPa					
		7,5		15		25	
		talp- ellenállás szorzója	palást- ellenállás szorzója	talp- ellenállás szorzója	palást- ellenállás szorzója	talp- ellenállás szorzója	palást- ellenállás szorzója
		α_{bh}	α_{sh}	α_{bh}	α_{sh}	α_{bh}	α_{sh}
DIN	Fúrt, béléscsővel v. fúróiszappal	0,20	0,008	0,20	0,008	0,16	0,008
EAB	Fúrt, béléscsővel v. fúróiszappal	0,21÷0,31	0,007÷0,011	0,20÷0,27	0,007÷0,009	0,16÷0,21	0,005÷0,011
	Vert, helyben betonozott	0,55÷0,67	0,007÷0,009	0,50÷0,65	0,007÷0,009	0,35÷0,46	0,005÷0,007
	Vert, előregyártott vb.	0,55÷0,67	0,005÷0,008	0,50÷0,65	0,006÷0,008	0,35÷0,46	0,005÷0,006

2.3.3.2. A holland módszer

Az EC 7-2 a holland módszert is ajánlja, s a hazai gyakorlat „eurocode-os” módszerként lényegében ezt alkalmazza. Ezt Koppejan kutatásai alapozták meg, de ezekről nem lehet publikációt találni. Az eljárást Van Tol (1993) egyetemi jegyzetéből, valamint Everts és Luger (1997) szabványismertetőjéből tanulmányozhatjuk.

A fajlagos talpellenállást a

$$q_b = \alpha_b \cdot \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{q_{clm} + q_{cllm}}{2} + q_{cllm} \right) \quad (2.40)$$

képlettel lehet $q_b \leq 15$ MPa korlátozással számítani, ahol

- α_b a cölöp típusát veszi figyelembe a 2.12. táblázat szerint,
- q_{clm} a cölöptalp alatti t zóna mért q_c -értékeinek az átlaga, mely t mélységet úgy kell $0,7 \cdot D$ és $4,0 \cdot D$ között felvenni, hogy a számított q_b a legkisebb legyen,
- q_{cllm} a cölöptalp alatti t zóna legkisebb q_c -értékeinek átlaga, mely „legkisebb” értékeket úgy kell felvenni, hogy a t mélységtől a talpig felfelé haladva az előzőnél mindig csak kisebbeket szabad számításba venni,
- q_{cllm} a cölöptalp feletti $8,0 \cdot D$ zóna legkisebb q_c -értékeinek az átlaga, mely „legkisebb” értékeket a talptól $8,0 \cdot D$ -ig felfelé haladva az előbbi elv szerint kell felvenni, a talptól a q_{cl} számításakor figyelembe vett utolsó értékből indulva.

Az előbbieket értelmezéséhez az EC 7-2 közöl egy ábrát, mely azonban keveset segít. Jobban megérthető az eljárás a 2.9. ábráról, melyet Van Tol (1993) ismertet. Felismerhető, hogy a módszer *Schmertmannéval* azonos, hiszen $q_{c1} = 0,5 \cdot (q_{clm} + q_{cllm})$ és $q_{c2} = q_{cllm}$. Így a 2.3. ábra szerint t -ig lefelé haladva kell a q_{clm} „igazi” átlagot meghatározni, míg t -től a minimumok vonalán felfelé haladva a q_{cllm} „átlagot”. A holland szabványnak része a 2.6. ábrán látható redukció is, de az EC 7-2-ből az kimaradt. A 2.3.2.2. fejezetben írtak tehát e módszer alkalmazásakor is megfontolandók.

A palástellenállást az EC 7-2, illetve a holland módszer a szokásos

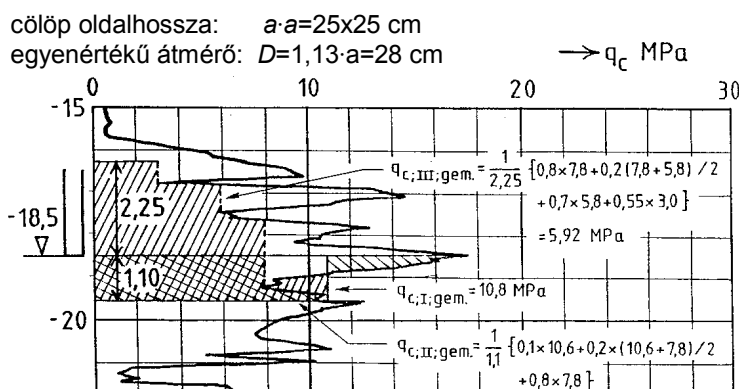
$$q_s = \alpha_s \cdot q_c \quad (2.41)$$

képlettel számítja, amihez az α_s palástellenállási szorzót a kötött talajok esetében a 2.11. táblázatból, a szemcsés talajok esetében a 2.12. táblázatból kell venni.

A 2.11. táblázat azonban kétségeket ébreszt. „Bátortalanul” csak felső korlátokat ad, s az $1 < q_c < 3$ MPa jellemzőjű agyagokra $\alpha_s < 0,02$ van megadva, de az valószínűleg hibás, ezért helyette a jobban illeszkedő 0,04-et vezettük be. E javítással együtt is úgy tűnik, hogy e táblázat alkalmazása *nem biztonságos*. Ennek oka lehet, hogy – mint jeleztük – a módszert homokokra dolgozták ki, s csak később terjesztették ki kötött talajokra.

Az EC 7-2-ből származó 2.12. táblázathoz még két *korrekció* tartozik:

- ha 1,0 m-nél hosszabb szakaszon $q_c > 15$ MPa, akkor e szakaszon csak $q_{cH} = 15$ MPa vehető figyelembe, ami pl. CFA-cölöp esetében a szokásos $q_s < 120$ kPa korlátozás,
- ha 1,0 m-nél rövidebb szakaszon $q_c > 12$ MPa, akkor e szakaszon csak $q_{cH} = 12$ MPa vehető figyelembe legyen, ami a kiugró értékek kiszűrését célozza.



2.9. ábra. A talpellenállás számítása az EC 7-2 szerint

2.11. táblázat. Kötött talajok palástellenállási szorzója az EC 7-2 szerint

talaj-típus	CPT csúcsellenállás	palástellenállási szorzó
	q_c MPa	α_s
agyag	> 3	$< 0,030$
	$1 - 3$	$< 0,040$
	< 1	$< 0,050$
iszap		$< 0,025$
tőzeg		0

2.12. táblázat. A cölöpellennállások szorzója homoktalajokhoz az EC 7-2 szerint

Cölöptípus		talpellenállási szorzó	palástellenállási szorzó
		α_b	α_s (a)
talaj-kiszorításos	vert, előregyártott vasbeton	1,0	0,010
	helyben betonozott, zárt véggel levert és visszahúzott cső helyén	1,0	0,014
talaj-helyettesítéses	CFA-cölöp	0,8	0,006 (b)
	fúrt, fúróiszap védelmében	0,6	0,005

a) Az értékek finom és közepes homokra vonatkoznak, redukálni kell őket nagyon durva homok esetén 0,75, kavics esetén 0,5 szorzóval.
b) Az érték a cölöpözés előtt készült CPT q_c -értékeire alkalmazandó. Ha a CPT a kész cölöp közelében készült, akkor az érték 0,010-re növelhető.

Az EC 7-2-ben nem, a holland szabványban viszont szerepel még az a korrekció is, mely akkor alkalmazandó, ha a terepszint a cölöp körül a szondázáskor magasabban van, mint lesz a végső állapotban. Ekkor ugyanis a függőleges hatékony feszültség mindenhol σ'_{zc} -ről σ'_z -re csökken, s ilyenkor a számításba veendő csúcsellenállás:

$$q_{ck} = \frac{\sigma'_z}{\sigma'_{zc}} \quad (2.42)$$

Tapasztalatom szerint ezt csak a terepszint nagymértékű változásakor kell figyelembe venni, ám ekkor helyesebb a végleges terepről végzett szondázásra támaszkodni.

A holland szabványban az EC 7-2-höz képest további cölöptípusokra is vannak α_b és α_s szorzók, ezeket foglalja össze a 2.13. táblázat.

2.13. táblázat. A cölöpellentállások szorzója homoktalajokhoz a holland szabvány szerint

Cölöptípus		talpellenállás szorzója	palástellenállás szorzója
		α_b	α_s
Talaj- kiszorításos	levert acélprofil és nyitott végű acélcső	1,0	0,010
	zárt véggel levert és bennmaradó acélcső	1,0	0,010
	csavart, előregyártott vasbeton	0,8	0,006
	helyben betonozott, vibrációval lehajtott, visszahúzott acélcső helyén	1,0	0,010
	csavart, helyben betonozott	0,9	0,006
Talaj- helyettesítéses	helyben betonozott, bennmaradó acélcső védelmében markolt	0,5	0,005

2.3.4. A hatékony CPT-csúcsellenállásra épülő számítások

2.3.4.1. Eslami és Fellenius módszere

Eslami és Fellenius (1997) vert cölöpre kidolgozott, többségükben e dolgozatban is tárgyalt módszerek kritikai elemzése alapján egy új eljárást ajánlott, mely a következőkben foglalható össze.

A talpellenállást a szokásos formájú

$$q_b = \alpha_{bD} \cdot q_{cbE} \quad (2.43)$$

képlettel számítják, melyben

- q_{cbE} a hatékony (a pórusvíznyomással korrigált) csúcsellenállásoknak a talp feletti $8,0 \cdot D$ -től a talp alatti $4,0 \cdot D$ -ig terjedő zónára vonatkozó geometriai átlaga, ha a mélységgel javul a talaj, illetve a talp felett csak $2,0 \cdot D$ -re kell vonatkoztatni, ha gyengül,
- α_{bD} talpellenállási szorzó, mely általában 1,0, mivel a vert cölöp készítése a CPT-szonda behatolásához hasonló, ám a szerzők nagyobb átmérőkhöz (kb. 0,4 m-től) az

$$\alpha_{bD} = 0,33 / D \quad (2.44)$$

szorzó bevezetését ajánlják, melyben D m-ben értendő.

A vázolt módon minden mért q_c -értéket figyelembe vesznek, nem szűrik meg a kiugróakat, s látszólag nem tulajdonítanak jelentőséget a nagyon kicsiknek sem. Valójában azonban a geometriai átlag a kisebb q_c -értékek szerepét felnagyítja, a nagyobbakét csökkenti, így a q_{cbE} a kiugróan nagy értékektől megszürt adatok számtani átlagától a kisebb értékek felé mozdul, ami lényegileg hasonló ahhoz, amit pl. Schmertmann ajánl.

A palástellenállást is a szokásos formájú

$$q_b = \alpha_{st} \cdot q_{csE} \quad (2.45)$$

képlettel számítják, melyben

- q_{csE} a vizsgált szint hatékony CPT-csúcsellenállása,
- α_{st} palástellenállási szorzó a 2.14. táblázat szerint,

A módszert ugyan csak vert cölöpkön kalibrálták, de más szorzókkal esetleg használható lenne más cölöpkre is.

2.14. táblázat. A palástellenállási szorzó Eslami és Fellenius szerint vert cölöpkökhöz

talajtípus	α_{st}
puha érzékeny agyag	0,080
agyag (általában)	0,050
merev agyag v. agyagos iszap v. iszapos agyag	0,025
iszapos homok v. homokos iszap	0,010
homok	0,004

Az azonban kérdéses, hogy a (2.44) képlet érvényessége kiterjeszhető-e pl. 120 cm átmérőre is. Elvileg kétségtelenül helyes továbbá, hogy a q_{csE} hatékony CPT-csúcsellenállásra építenek, amint azonban utaltam rá, a szemcsés talajok esetén ennek csekély a jelentősége, ugyanakkor pontos pórusvíznyomást feltételez, ami a rutin munkában hazánkban, de máshol sem teljesül. A q_{csE} értékre, mint bemenő paraméterre való áttérés meggondolandó azért is, mert azzal azok a tapasztalatok, adatok, melyekre az eddig tárgyalt módszerek épülnek, értéküket vesztenék.

2.3.4.2. Mahler javaslata

Mahler (2007) 30 CFA-cölöp próbaterheléséből visszszámított palástellenállás és a CPT-csúcsellenállás közötti kapcsolatot *hatványfüggvényekkel* írta le:

– szemcsés és átmeneti talajokra a következő képletet adta:

$$q_s = 0,237 \cdot q_{csE}^{0,61} \quad (2.46)$$

– kötött talajokra legjobb közelítésként a

$$q_s = 1,04 \cdot q_{csE}^{0,61} \quad (2.47)$$

képletet ajánlotta, de ésszerűnek tartotta, hogy ehelyett a (2.5) összefüggéshez hasonló

$$q_s = 0,92 \cdot \sqrt{q_{csE}} \quad (2.48)$$

képletet használjuk, melyekben Eslami és Fellenius módszeréhez hasonlóan

– q_{csE} a vizsgált szint hatékony (pórusvíznyomással korrigált) csúcsellenállása, mely-lyel kapcsolatban a szerző is utal mérésének bizonytalanságára.

A képleteket a megállapításukhoz használt viszonylag kisszámú adat és a független gyakorlati kipróbálás hiánya miatt még nem vehetjük olyan súllyal figyelembe, mint pl. a szabványokban szereplőket, de az összefüggések jellegét figyelmet érdemlőnek tartom. A kötött talajokra vonatkozóan az α -módszerrel van összhangban, s a szemcsés talajo-kat illetően is kifejeződik benne az a többi módszerben megjelenő megoldás, hogy nö-vekvő CPT-csúcsellenállásokhoz kisebb α_s szorzót adnak.

Mahler 8 csavart (screwsol) cölöp teherbírását is vizsgálta, s hasonló, de más kons-tansokkal operáló hatványfüggvényeket javasolt.

2.4. A CPT-n alapuló módszerek összegző értékelése, ajánlások

2.4.1. Összegző értékelés

A bemutatott CPT-n alapuló módszereket két csoportba lehet osztani:

– *közvetlen módszerek*: a cölöpök q_b talpellenállását a CPT-vel mért q_c csúcsellen-állásból, a cölöp q_s palástellenállást ugyanebből vagy esetleg a szondával mért f_s kö-penysúrlódásból közvetlenül, valamilyen a talajtól és a technológiától függő empirikus szorzót alkalmazva adják meg,

– *közvetett módszerek*: a CPT-szonda q_c csúcsellenállásából előbb valamilyen össze-függést alkalmazva a talaj nyírószilárdságát (φ' vagy c_u) határozzuk meg, s aztán abból valamilyen szemimpi-rikus módszerrel számítjuk a cölöpellenállásokat.

A módszereket a hazai alkalmazás szempontjából a következők szerint értékelhetjük.

Schmertmann csak szemcsés talajokra és vert cölöpökre közvetlen módszert aján-lott. Fő értéke a *talp alatti gyenge talajok* szerepének felismerése és számbavétele volt, amit, ha kissé másként is, de figyelembe vesz az EC 7-2 ajánlása is. A palástellenállás-ra vonatkozó javaslatai az újabb módszerekhez képest esetlegesnek látszanak.

De Ruiter és Beringen vezette be a *kötött talajokra* (és vert cölöpre) a *közvetett módszer*t, melyet ma már finomíthatunk és kibővíthetünk a 2.3.1. fejezetben adott elemzés alapján. A szemcsés talajokra adott ajánlásaik közül a Schmertmann-módszerrel nyert túlzottan nagy talpellenállások 2.6. ábra szerinti redukciójára érdemes figyelni.

Az *LCPC-féle közvetlen módszer* értéke viszonylagos egyszerűsége és széleskörű érvényessége, sokféle cölöptípusra és talajra lehet vele *gyors teherbírásbecslést* adni. Megszűri a talp körüli kiugró q_c -értékeket, nagyon óvatos, a q_c -értékek növekedésével *csökkenő szorzóval* számolja a fajlagos ellenállásokat.

A *belga szabvány* közvetlen eljárást kínál, sok cölöptípusra és talajra ad *ésszerű technológiai szorzót*, melyek az előbbiekhöz hasonló trendeket és számértékeket eredményeznek. Különlegessége a réteghatáron jelentkező mérethatások figyelembevétele, melyet legalább közvetve, a kiugró értékek megszürésével indokolt figyelembe venni.

A *DIN 1054*-nek a szemcsés talajban készült fúrt cölöpökre adott közvetlen módszere az EC 7-2-be is bekerült, de vele szerzett tapasztalataim *nem igazán jók*: a palástellenállást kissé túlbecsüli, a talpellenállást viszont alul. A talpellenállásra vonatkozó (visszaszámított) szorzóinak kis értéke azt hivatott ellensúlyozni, hogy a talp körüli zóna átlagos q_c -értékeit veszi csak figyelembe. Az *EAB* legfrissebb kiegészítése éppen az előbbi kritikának megfelelően *módosítja* az ajánlásokat, illetve bővíti más cölöpökre is a javaslatokat. Ezek azonban a DIN-be még nem kerültek be. *Kötött talajokra* a DIN is a *közvetett c_u -alapú módszert* javasolja.

A *holland közvetlen módszer* elég széles körű alkalmazhatóságot nyújt, s közli az EC 7-2 is. Elsősorban *szemcsés talajokra* dolgozták ki, s a CFA-cölöpök, az előregyártott vert vasbeton cölöpök és fúróiszap védelmében fúrt cölöpök vonatkozásában a saját tapasztalataim is *jók*, s vannak már irányszámaink a helyben betonozott, csavart cölöpökre is. A talpellenállást illetően a gyenge zónák figyelembe vételének módszerét Schmertmanntól vették át. A hollandok alkalmazzák *De Ruiter és Beringen* redukcióját is, ezt az EC 7-2 „elfelejtette”, mindenképpen kötelezőnek „tetszik” viszont a 15 MPa abszolút korlát betartása. A palástellenállást illetően a szemcsés talajokra javasolt szorzók összességükben jónak ítéelhetők, természetesen pontosításukra érdemes törekedni, illetve konkrét projekteken próbaterheléssel kalibrálva célszerű aktualizálni őket. A *kötött talajokat* illetően csak a palástellenállás számítására közölnek irányszámokat, de azok *bizonytalanok*, saját gyakorlatomban ezeket nem találtam jónak.

Eslami és Fellenius újszerű közvetlen módszere vert cölöpökre készült és a pórúsvíznyomással csökkentett hatékony CPT-csúcsellenálláson alapul. Ez elvileg kétségtelenül helyes, de egyelőre gond a pórúsvíznyomás pontos mérése. Kissé leegyszerűsítettnek látszanak az ajánlott szorzók, finomításuk és független *ellenőrzésük* hasznos lenne. Szellemes a talpellenállás számításában a geometriai átlag alkalmazása.

Mahler (2007) közvetlen módszere is a pórúsvíznyomással csökkentett q_{csE} hatékony CPT-csúcsellenállással számol. Különböző kitevőjű *hatványfüggvényekkel* számítja ebből a fajlagos ellenállásokat, melyek hasonló trendeket fejeznek ki az előbbi módszerek által mutatottakkal.

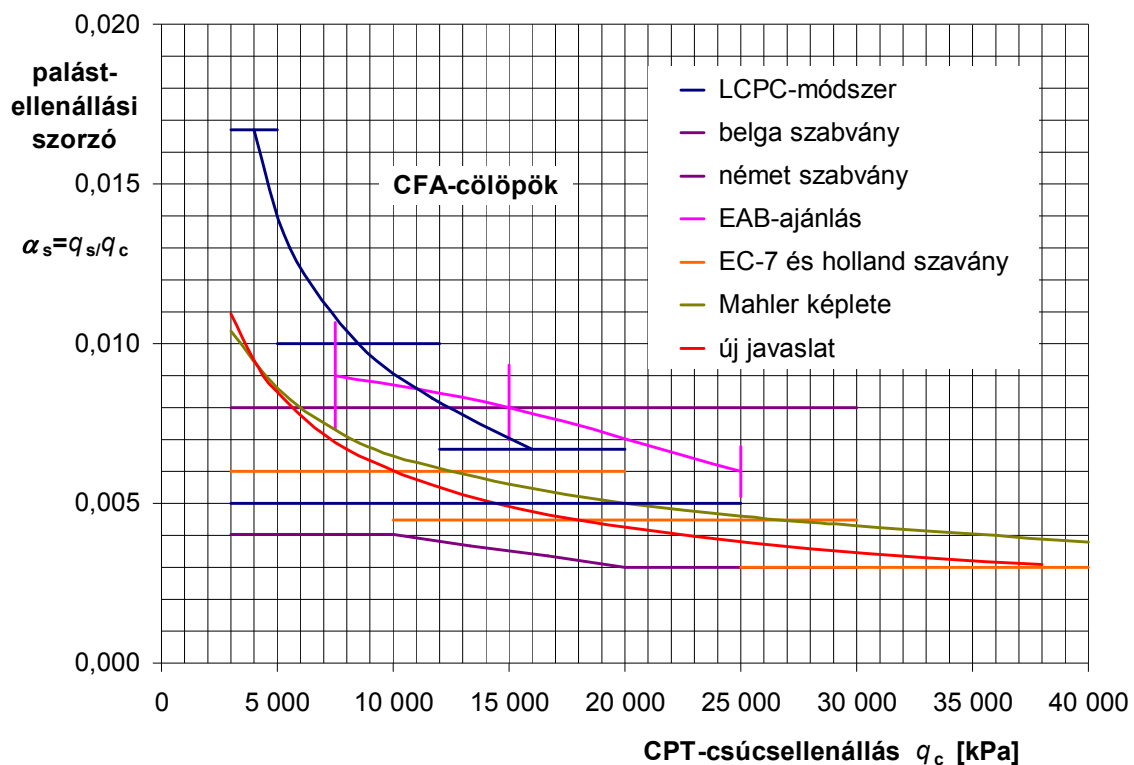
Nem térek ki itt külön a 2.2. fejezetben tárgyalt szemempírikus módszerekre, jóllehet azok a kötött talajok tekintetében a CPT-alapú tervezésnek is meghatározó elemei, és a szemcsés talajok vonatkozásában is fontos részletekben adnak támpontot, illetve gyors ellenőrzési lehetőséget. (A disszertációban használni fogom ezeket a megbízhatósági eljárás alkalmazásában.) Az ezek elemzése és összehasonlítása révén nyert megállapításokat viszont már az egyes alfejezetek végén megfogalmaztam. Indokolt viszont összevetni a szemcsés talajok fajlagos ellenállására szolgáló különböző ajánlásokat.

A fajlagos talpellenállást illetően kétféle megközelítéssel találkozhatunk:

- nagy súllyal veszik számításba a talp alatti és feletti kis q_c -értékeket, emellett viszont már viszonylag nagy, $\alpha_b=0,6\div 1,0$ talpellenállási szorzót alkalmaznak,
- a talp körüli zóna átlagos q_c -értékét veszik csak számításba, de ezt viszonylag kicsi, $\alpha_b=0,2\div 0,8$ talpellenállási szorzóval számítják át.

Az EC 7-2 Schmertmann, De Ruiter és Beringen és a holland szabvány nyomán az előbbit alkalmazta, és a 2.3.1. fejezetben említett összehasonlító vizsgálatok is ezt a módszert tartották jobbnak. Ezt alkalmazva állapított meg jó korrelációkat Mahler is.

A fajlagos palástellenállásra vonatkozó különféle ajánlások többsége a q_c -érték és az α_s palástellenállási szorzó szorzataként állapítja meg. Az α_s -szorzó azonban a legtöbb módszerben q_c növekedésével csökken, ami hasonló a kötött talajokra alkalmazott α -módszer eredeti változatával. Csak Mahler (2007) ad más javaslatot, (2.46) képletével feloldja ezt az ellentmondást, hasonlóan ahhoz, mint ahogy már az MSZ 15005-2-ben a kötött talajokra korábban megtettük. Indokolt ezért a szemcsés talajokra vonatkozóan is a 2.1. ábrához hasonlóan összevetni a különféle ajánlásokat. A 2.10. ábra ezt mutatja elsősorban CFA-cölöpökre, ám – mint láttuk – sok ajánlás nem tesz különbséget a talajhelyettesítési módszerek között.



2.10. ábra. A szemcsés talajok esetén alkalmazható palástellenállási szorzók összevetése

Az ábrázoltakkal kapcsolatban kell néhány megjegyzést tenni:

- az LCPC-módszert ábrázoló felső vonalak a 2.6. táblázat adatait ábrázolják, az alsó vonalat viszont Bustamante és Frank (1997) cikkéből vettem ide annak érzékeltetésére, hogy talán Franciaországban sem számolnak a felső vonalnak megfelelő, a többi ajánláshoz képest túlzottan kedvező szorzókkal,
- a belga szabvány vonalát $\xi_s=0,6$ technológiai szorzóval határoztam meg a 2.9. táblázat adataiból, melyről már ott említettem, hogy tapasztalatom szerint túlzottan kicsi,

- az EC 7-2 és a holland szabvány a 2.12. táblázat szerint nem a q_c -értéktől hanem a talajfajtától függően csökkenti az α_s -szorzót, ezt közelítettem 3 olyan átfedő vízszintes-sel, mely nagyjából azon a q_c -tartományon van, mely a 3 talajfajtára jellemző lehet,
- a DIN $\alpha_s=0,008=\text{const.}$ szorzójának túlzottan optimista voltára már utaltam, látható, hogy a $q_c>20$ MPa tartományban a többi ajánlástól nagyon eltér,
- az EAB-ajánlás a DIN-nél jobban illeszkedik a többi trendjéhez, s értékei nagyobbak,
- Mahler képlete jól leírja a többi ajánlás trendjét és átlagos értékeket szolgáltat,
- az új javaslat a sokféle ajánlás egy óvatos kiegyenlítő vonala, mely valójában az

$$q_s = \alpha_{sq} \cdot \sqrt{q_c} = 0,55 \cdot \sqrt{q_c} \quad (2.49)$$

képlet visszszámítása α_s -re. A kötött talajokra is alkalmazott *négyzetgyökös függvény-nyel* írtam tehát le azt, amit Mahler a (2.46) képlettel, mert ez a felhasználás szempontjából nyilván előnyös, s az előzetes számítások szerint ez valóban jól leírja a szemcsés talajok palástellenállásának változását.

2.4.2. Javaslat a CPT-n alapuló cölöpméretezés módszerére

A módszerek 2.2. és 2.3. fejezetbeli ismertetése és kritikája, illetve az előbbi összehasonlító elemzésük alapot szolgáltat egy olyan számítási eljárás megfogalmazásához, melyet a „*legjobb gyakorlat*”-ként lehet értelmezni. Ennek értéke, jelentősége sokkal nagyobb, mint a szakirodalomnak a tudományos munkákban szokásos (elvárt) értékelése, mivel a vizsgált módszerek mögött nagy cölöpözési volument produkáló országok beválnak gondolható tervezési gyakorlata van. Így a megfogalmazandó javaslat próbaterhelések ezerein alapul, még ha a számított és mért ellenállásokat ilyen nagy számban szabatosan nem is vetették össze. Mégis e *módszerek szintézise* nagyobb megbízhatóságúnak gondolható, mintha valamennyi jól műszerezett konkrét próbaterhelésen ellenőriznénk valamilyen újonnan kigondolt elméletet. A 4. fejezetben a következőkben megfogalmazott ajánlást majd próbaterhelések eredményeivel is összevetem, de azt inkább ellenőrzésül, a megbízhatóság felmérése céljából teszem, mintsem egy teljesen új módszer megfogalmazásához. Mint említettem, az EC 7-1 szerint ugyanis csak olyan számítási eljárásokat szabad csak alkalmazni, melyek az esetek meghatározó részében olyan nyomási ellenállást adnak, melynél egy próbaterhelés igen nagy valószínűséggel kedvezőbb eredményt mutat(na). A következőkben ennek megfelelően *óvatos, biztonságos képleteket kívánok ajánlani*. Adott esetben a *legvalószínűbb ellenállás* az ezekkel számítottnál *kedvezőbb lehet*, így pl. a próbaterheléseket az így kapottnál nagyobb vizsgálati erővel kell tervezni. Másik oldalról: a következőkben javasolt korlátokat nem kell feltétlenül abszolút korlátnak tekinteni, ezért ha próbaterhelésből visszszámolva ezeknél 20÷30 %-kal nagyobbak adódnak ki, akkor azokat el lehet fogadni.

Az *összehasonlító, kritikai értékelés* nyomán a következőket javaslom:

- szemcsés talajok esetében a talpellenállás számítására az EC 7-2-ben ajánlott, közvetlen, a mért q_c CPT-csúcsellenálláson alapuló holland módszer javasolható bizonyos javításokkal, kiegészítésekkel, míg a palástellenállás számítására a 2.4.1. fejezet végén javasolt (2.49) képlet, mely az EC 7-2 és több más közvetlen módszer praktikus matematikai megfogalmazása,
- kötött talajok esetében De Ruyter és Beringen, valamint a DIN nyomán, továbbá saját kedvező tapasztalataim alapján a c_u drénezetlen nyírószilárdságra épülő közvetett módszert javaslom a 2.2. fejezetbeli analízis figyelembe vételével, amiből azonban közelítésként egy közvetlennek látszó praktikus módszert is megadok.

2.4.2.1. Szemcsés talajba kerülő cölöpök

A *talpellenállást* alapvetően a

$$q_b = \lambda_b \cdot \alpha_b \cdot \frac{1}{2} \cdot \left(\frac{q_{clm} + q_{cllm}}{2} + q_{clllm} \right) \quad (2.50)$$

képlet és az ehhez a három q_{ci} jellemző csúcscellenállásnak a 2.3.3.2. fejezetben adott értelmezése szerint kell meghatározni.

A λ_b redukciós tényező a 2.6. ábra szerinti redukciót hivatott elvégezni, és Magyarországon készülő CFA-cölöpökre vonatkozóan 63 próbaterhelés alapján elvégzett, a 4.2. fejezetben ismertetett elemzés alapján 0,6 kiindulási értékkel lehet számításba venni. Az α_b -szorzók értéke a 2.12. táblázat értékeinek kis módosításával, más ajánlások és saját tapasztalatok figyelembe vételével a 2.15. táblázatban megadottak lehetnek. A számított q_b értéket indokolt *korlátozni*:

- ha kb. 1,0 m-nél rövidebb szakaszokon mutatkoznak kiugró q_c értékek, akkor azokat célszerű előzetesen megszűrni, a szomszédos kisebb értékekhez igazítani,
- $q_b > 5$ MPa feletti értéket általában csak összehasonlítható próbaterhelési adat alapján vegyünk figyelembe, ennek hiányában a 2.6. ábra segítségével, illetve annak szellemében célszerű redukálni, erre való a (2.50) képletben a λ_b -érték,
- a $q_{bmax} \leq 15$ MPa felső korlátot mindenképpen be kell tartani,

Különös óvatosság indokolt a meszes kötésű vagy folyós homokba kerülő CFA- és csavart cölöpök esetében, mert ezek készítésekor a talp körüli talajzóna állapota leromolhat.

2.15. táblázat. A cölöppellenállások szorzója és korlátja szemcsés talaj esetén

Cölöptípus		talpellenállási szorzó	palástellenállási szorzó	palástellenállás maximuma
		α_b	α_{sq}	q_{smax} [kPa]
talaj-kiszorításos	vert (vibrált), előregyártott vasbeton elem	1,00	0,90	150
	vert (vibrált), zárt végű benmaradó acélcső	1,00	0,75	120
	zárt véggel lehajtott s visszahúzott cső helyén betonozott	1,00	1,10	160
	csavart, helyben betonozott,	0,80	0,75	160
talaj-helyettesítéses	CFA-cölöp	0,70	0,55	120
	fúrt, támasztófolyadék védelmében	0,50	0,55	100
	fúrt, béléscső védelmében	0,50	0,45	80

A szemcsés talajok esetében a *palástellenállást* a kPa-ban behelyettesítendő q_c -ből

$$q_s = \alpha_{sq} \cdot \sqrt{q_c} \quad (2.51)$$

képlet szerint lehet számítani, amihez az α_{sq} -szorzókat szintén a 2.15. táblázatban adtam meg. Indokoltak továbbá a következő *korlátozások*:

- a kb. 1,0 m-nél rövidebb szakaszokon mutatkozó kiugró q_c értékeket célszerű előzetesen a szomszédos értékekhez igazodóan megszűrni,
- a 2.15. táblázatban megadott q_{smax} maximumokat csak összehasonlítható próbaterhelési adat alapján szabad meghaladni,
- a terepszintnek csak több méteres (pl. a talpmélység negyedét meghaladó) csökkenése esetén kell a holland szabványban ajánlott, de az EC 7-2-ből kihagyott korrekciót alkalmazni, ám helyesebb a végleges szintről végzett CPT alapján számolni.

A fajlagos ellenállások ellenőrizhetők a (2.16) és (2.21) szemiempírikus képletekkel.

2.4.2.2. Kötött talajban készülő cölöpök

Elsőként a c_u *drénezetlen nyírószilárdságot* kell meghatározni, amire a

$$c_u = \frac{q_c}{N_k} \quad (2.52)$$

képlet ajánlható a 2.1. fejezet szerinti $N_k=13-18$ tényezőkkel. Ezeket helyi tapasztalat, összehasonlító vizsgálatok alapján célszerű pontosítani, de ha a kötöttséget nem lehet pontosítani, akkor középértékként $N_k=15,5$ vehető figyelembe. Kötött talajként kell kezelni a löszöket is, célszerűen a legóvatosabb $N_k=18$ értékkel, de elfogadható a 15,5 is.

A palástellenállás meghatározásához a palást menti egyedi megszárt q_c -értékekből szabad „egyenként” számítani az egyedi c_u értékeket, s azokból az egyedi palástellenállásokat. A talpellenállás meghatározásához a talp alatti kb. $3,0 \cdot D$ és a talp feletti kb. $1,5 \cdot D$ vastagságú zóna egyedi megszárt q_c -értékekből szabad számítani az egyedi c_u értékeket, azokból a c_u átlagát, s abból a talpellenállást.

A c_u -értéket más terepi (nyírószondázás, presszióméteres vizsgálat) vagy laboratóriumi vizsgálat (triaxiális-, egyirányú nyomóvizsgálat) is meg lehet határozni, illetve alapjellemzők alapján fel lehet venni. Ezekkel a CPT-ből számított érték ellenőrizhető.

A *fajlagos talpellenállás* az előbbieket szerint megállapított c_u értékből számítható a

$$q_b = \mu_b \cdot N_c \cdot c_u = \mu_b \cdot 9 \cdot c_u \quad (2.53)$$

képlettel a 2.16. táblázatbeli *technológiai szorzókkal* és a következő *korlátokkal*:

- ha kb. 1,0 m-nél rövidebb szakaszokon mutatkoznak kiugró q_c értékek, akkor azokat célszerű előzetesen megszüntetni, a szomszédos kisebb értékekhez igazítani,
- $c_u > 500$ kPa drénezetlen nyírószilárdságot csak akkor szabad számításba venni, ha azt más talajvizsgálat (pl. egyirányú nyomás) is igazolja,
- $q_b > 2,5$ MPa csak akkor vehető figyelembe, ha azt összehasonlítható próbaterhelési adat igazolja,
- a merev-kemény állapotú agyagokra a $q_{bmax} \leq 4$ MPa, az erősen túlkonzolidált, kövesedett agyagokra a $q_{bmax} \leq 8$ MPa felső korlátot kell mindenképpen betartani.

A (2.53) képlet helyett az átlagos $N_k=15,5$ értéket alkalmazva jó *közelítéssel* lehet a

$$q_b = \mu_b \cdot \alpha_b \cdot q_c = \mu_b \cdot 0,60 \cdot q_c \quad (2.54)$$

képlettel számolni, s ez esetben természetesen q_c a talp alatti kb. $3,0 \cdot D$ és a talp feletti kb. $1,5 \cdot D$ vastagságú zóna egyedi megszárt q_c -értékeinek az átlaga legyen.

A kötött talajok *palástellenállását* a megállapított c_u értékből lehet kPa-ban a

$$q_s = \mu_s \cdot q_{s0} \cdot \sqrt{\frac{c_u}{c_1}} = \mu_s \cdot 150 \cdot \sqrt{\frac{c_u}{c_1}} \quad (2.55)$$

képlettel számítani, s ebbe c_u és c_1 azonos mértékegységgel helyettesítendő. A μ_s *technológiai szorzók* a 2.16. táblázatból vehetők, s betartandók a következő *korlátok*.

- ha kb. 1,0 m-nél rövidebb szakaszokon mutatkoznak kiugró q_c értékek, akkor azokat célszerű előzetesen megszüntetni, a szomszédos kisebb értékekhez igazítani,
- $c_u > 500$ kPa drénezetlen nyírószilárdságot csak akkor szabad számításba venni, ha azt más talajvizsgálat (pl. egyirányú nyomóvizsgálat) is igazolja,
- a 2.16. táblázatban megadott maximumokat csak akkor szabad meghaladni, ha azt összehasonlítható próbaterhelési adat igazolja.

A (2.55) képlet helyett az átlagos $N_k=15,5$ értéket alkalmazva jó közelítéssel lehet a

$$q_s = \mu_s \cdot q_{sq} \cdot \sqrt{q_c} = 1,2 \cdot \mu_s \cdot \sqrt{q_c} \quad (2.56)$$

képlettel számolni.

A (2.54) és (2.56) közelítések alkalmazása általában is és különösen akkor indokolt, ha a kötött talaj típusa pontosan nem állapítható meg.

2.16. táblázat. A cölöppenállások technológiai szorzója és korlátja kötött talaj esetén

Cölöptípus		talpellenállási szorzó	palástellenállási szorzó	palástellenállás maximuma
		μ_b	μ_s	q_{smax} [kPa]
talaj-kiszorítási	vert (vibrált), előregyártott vasbeton elem	1,00	1,05	85
	vert (vibrált), zárt végű benmaradó acélcső	1,00	0,80	70
	zárt véggel lehajtott s visszahúzott cső helyén betonozott	1,00	1,10	90
	csavart, helyben betonozott,	0,90	1,25	100
talaj-helyettesítési	CFA-cölöp	0,90	1,00	80
	fúrt, támasztófoladék védelmében	0,80	1,00	80
	fúrt, béléscső védelmében	0,80	1,00	80

2.5. Az új eredmények összefoglalása, a tézisek vázlata

A 2. fejezetben bemutattam, majd összehasonlító értékelésen, illetve saját tervezési és próbaterhelési tapasztalataimon nyugvó kritikai elemzés alá vettem a cölöpök nyomási ellenállásának meghatározására szolgáló CPT-n alapuló számítási módszereket. Az analízis szintéziseként a 2.4. fejezetben egy új méretezési rendszert állítottam össze.

A szemcsés talajokban ébredő talpellenállásra vonatkozóan a (2.50) alapképlettel az EC 7 által is ajánlott, holland módszerre épülő, közvetlen eljárást javasoltam, de kiegészítésként bevezettem egy új λ_b szorzót, melynek alapértékét – a 4. fejezetben bemutatott vizsgálatok alapján 0,6-ban adtam meg. A palástellenállás számítására a nemzetközi gyakorlatban szokásos „lineáris” módszerek helyett, azoknak a 2.10. ábrán bemutatott elemzése alapján a (2.51) képlettel leírható „gyökös” eljárást ajánlottam.

A kötött talajokban ébredő talpellenállásra vonatkozóan azt a közvetett eljárást vezettem be, mely a CPT q_c -csúcscellenállásából a (2.52) képlettel és az átlagos $N_k=15,5$ értékkel származtatott c_u drénezetlen nyírószilárdságból a Skempton elméletén alapuló, egyszerűsített (2.54) képlettel adja meg a számításba vehető értéket. A palástellenállást illetően az α -módszer továbbfejlesztett változatát javasoltam c_u hasonló számításával és az így levezetett egyszerűsített (2.56) képlettel.

Mindkét talajtípushoz és ellenállás-komponenshez hét, gyakran alkalmazott cölöpözési eljárásra javasoltam a *technológia hatását* figyelembe vevő szorzókat és felső korlátokat, melyeket a különböző nemzetközi ajánlások szintézise alapján adtam meg.

A rendszer első elemét (az α -módszer finomítását) először 1989-ben Varga Lászlóval fogalmaztuk meg, s az bekerült az ME 15005/2 előírásba. A CPT-alapú számítások hazai viszonyokra alakított változatát először 2001-ban publikáltam, s azóta a hazai gyakorlat azokat alkalmazta, s ezzel ellenőrizte is. A folyamatosan javított változatokat kéziratban tettem közzé, s annak alapján is születtek összehasonlító értékelések.

A fejezet új eredményeit a külön kiadott téziszfüzet két tézisben tartalmazza:

- 1) a szemcsés talajokra alkalmazható, előbbiekben bemutatott, egyszerűsített számítási képleteket, valamint azok eredetét és származtatását ismerttettem,
- 2) a kötött talajokra alkalmazható, előbbiekben bemutatott, egyszerűsített számítási képleteket, valamint azok eredetét és származtatását mutattam be.

3. A cölöppenállások szétválasztása a statikus próbaterhelés értékelése során

3.1. Alapelvek, elvi lehetőségek

3.1.1. Az ellenállás-komponensek szétválasztásának szükségessége

A statikus próbaterhelés nyilvánvalóan a legmegbízhatóbb, de természetesen a legrágább módszer a nyomási ellenállás meghatározására. Magyarországon az elmúlt évtizedben a közpénzből finanszírozott munkákon, különösen a hídépítéseken, a cölöptervezés nagyrészt ezen alapult. Némi változás volt az elmúlt években, egyes projekteken dinamikus próbaterheléssel vagy CPT-n alapuló tervezéssel váltottuk ki a statikus próbaterhelések egy részét. Erre inspirálhat az EC 7 bevezetése is, mert annak „biztonsági rendszere” kevésbé értékeli fel a statikus próbaterhelést. A magánszférában egy ideje – köszönhetően a nagyobb kockázatvállalási kedvnek – csökken a statikus próbaterhelések száma. A kérdéskör okaira, gazdasági vonatkozásaira, a próbaterhelés elhagyásának lehetőségeire még kitérek: itt csak azt rögzítem, hogy a statikus próbaterhelés még sokáig a *cölöptervezés alapvető eszköze* marad.

A statikus próbaterhelés eredménye a terhelő erő és az általa kiváltott konszolidált süllyedés kapcsolatát mutató *próbaterhelési görbe*, illetve az annak alapján megállapított nyomási ellenállás (korábban: törőerő). Egy próbaterhelés értékelése – szűken nézve – ez utóbbi megállapítása, valójában azonban a tervezéshez ennél többre van szükség, s az értékelés több lehetőséget is kínál.

Célszerű ugyan általában a tervezéskor arra törekedni, hogy azonos technológiájú, átmérőjű, hosszúságú és talpmélységű cölöpökkel oldjuk meg a feladatot, s csak a cölöpszám változtatásával igazodjunk a terhek változásához. Erre azonban gyakran nincs lehetőség, vagy nem ez adja az optimumot. A cölöpözési technológia egy-egy projekten belül általában ugyan nem változik, s többnyire az átmérő sem, bár az többször előfordul, hogy pl. a készülő CFA-cölöpök átmérői 20 cm-rel különböznek. Gyakori viszont, hogy a cölöpök hossza és talpszintje kissé különbözik, pl. a hidak esetében a hídfők és a pillérek cölöpjei szinte sohasem azonos helyzetűek. Meglehetősen ritka viszont, hogy egy építményhez vagy annak egy tervezési egységéhez több különböző próbacölöpöt lehessen vizsgálni. Ezért a gyakorlatban az a tipikus helyzet, hogy egy ésszerűen megválasztott helyzetű és méretű cölöp próbaterhelési eredményét felhasználjuk a vizsgáltól valamennyire különböző helyzetű és méretű szerkezeti cölöpök tervezéséhez is.

Ezt csak úgy lehet megtenni, hogy a próbacölöp nyomási ellenállását szétválasztva *becslést* próbálunk adni a nyomási ellenállás két összetevőjére: a talpellenállásra és a palástellenállásra. Ezekből számítjuk a fajlagos talpellenállást és az átlagos fajlagos palástellenállást, ill. ez utóbbiból még a meghatározó rétegek ellenállására is következtetni próbálunk. Lényegileg a próbacölöp mélység szerinti erőeloszlásának becslésére törekszünk, vagy másként fogalmazva: *a cölöppenállás számítási modelljét* (a rétegenkénti fajlagos palástellenállást és a fajlagos talpellenállást) kívánjuk megállapítani.

Erre általában azért is szükség van, mert a nyomási ellenállást a próbaterhelés előtt – még ha a 2. fejezetben tárgyalt módszerek sokat is fejlődtek – nem feltétlenül tudjuk pontosan „eltalálni”, a próbaterheléssel megállapított nyomási ellenállás általában nagyobbra adódik. Ha a többletet hasznosítani kívánjuk, akkor az alapozást át kell terveznünk. Ha a cölöpszámon nem lehet változtatni, akkor a szerkezeti cölöpöket a próbacölöpnél rövidebbre, esetleg kisebb átmérőjűre vesszük. Ez csak akkor lehetséges azonban, ha jó becslést tudunk adni annak a talajzónának a fajlagos ellenállásaira, melyben a változtatást megejtjük. A próbacölöpnek a próbaterhelés révén így javítható számítási modellje természetesen csak akkor adaptálható egy más hosszúságú és helyzetű szerkezeti cölöpre, ha a talajkörnyezetük alapvetően azonos.

A próbaterheléssel megállapított ellenállás összetevőinek szétválasztása nem csak egy konkrét projekt terveinek véglegesítéséhez szükséges. Ez segít a talajvizsgálatok alapján végezhető, a 2. fejezetben bemutatott *számítási eljárások pontosításában* is. Az EC 7-1 ugyanis – mint említettem – megköveteli, hogy csak olyan számításos eljárást alkalmazzunk, melynek alkalmasságát próbaterhelésekkel igazolták.

Az EC 7-1 a kérdésben meglehetősen *konzervatívnak* minősíthető álláspontot foglal el. Alapvetően azt javasolja, hogy a szerkezeti cölöpökkel azonos próbacölöpöket terheljünk, s csak a két komponens elkülönített mérése alapján terjesszük ki egy próbaterhelés eredményét más méretű és helyzetű cölöpökre. Maga az a tény is, hogy egy tervezési egységre vonatkozóan 1÷5 próbaterhelés lehetőségével számol, azt jelzi, hogy adott projekt esetén több statikus próbaterhelést tart célszerűnek, s vélhetően ezzel összhangban minden különböző méretű és helyzetű cölöpre legalább egyet, de inkább többet kívánna meg. A gyakorlatban megszokott költségszint azonban ezt nem viseli el.

A másik oldalról viszont az EC 7-1 egy próbaterhelés, illetve egy talajszelvény (pl. CPT) alapján végzett cölöpméretezéshez azonos korrelációs tényezőt rendel, mintha azok megbízhatósága azonos értékű lenne. Ez természetesen csak azon feltétel teljesülése esetén igaz, ha a talajszelvény (talajvizsgálat) alapján olyan *számítási eljárást* alkalmazzunk, melynek alkalmasságát *próbaterhelés igazolta*. Úgy gondolom, hogy ez utóbbi követelmény egy alapvetően azonos talajkörnyezetben készülő, közel azonos méretű és helyzetű cölöpökből megvalósuló alapozás esetében, úgy teljesíthető, hogy egy, esetleg két próbacölöp terhelésével az aktuális körülményekre kalibráljuk az általunk preferált (általánosságban megbízhatónak gondolt) talajvizsgálaton alapuló tervezési eljárást. Például: az adott körülményekre pontosítjuk a számításokban szereplő konstansokat, vagy a $\gamma_{R;d}$ modelltényező aktuális értékét állapítjuk meg az alkalmazott számítási eljárásra. Így valójában talán inkább a talajvizsgálaton alapuló eljárást alkalmazzuk, de általánosan igazolt eljárás helyett (ilyen egyezményes elfogadottságának hiányában) inkább az aktuális körülményekre igazoljuk csak az alkalmasságot. E kérdésre még visszatérek, itt csak azt hangsúlyozom, hogy e tervezési módszer alkalmazását is segíti, ha az ellenállás komponenseit szét tudjuk választani. Ez ugyan nem feltétlenül szükséges, mert megelégedhetünk a számítással és a próbaterheléssel megállapított (eredő) nyomási ellenállások összehasonlításával, de jobb áttekinthetőséget és nagyobb szabadságfokot biztosít a továbbtervezéshez a két összetevő elkülönített összevetése.

3.1.2. Az ellenállás-komponensek szétválasztásának technikai lehetőségei

A nyomási ellenállás összetevőinek szétválasztása, a cölöperő változásának megállapítása a próbaterhelés közbeni *speciális mérésekkel* vagy *speciális próbaterhelési eljárásokkal* elvileg viszonylag pontosan megoldható.

A cölöpökbe szerelt *extenzométerekkel* vagy *nyúlásmérőkkel*, illetve a talpba beépített *erőmérő cellával* a cölöperő változása kimérhető (EAB, 2007). Két projekt keretében nekem is volt lehetőségem két különböző extenzométeres mérőrendszer alkalmazására, ám sajnálatosan mindkettő sikertelen lett. Noha két kudarcból nem volna helyes messzemenő következtetéseket levonni, de annyi megállapítható, hogy e mérések meglehetősen érzékenyek és bizonytalanok, amit egy példán érzékeltetek. A következőkben „mintacölöpként” elemezendő cölöp (3.1. ábra) hossza $H=22,0$ m, átmérője $D=100$ cm, maximális terhe $R_c=5,4$ MN volt. Itt – az egyszerűség kedvéért, eltérve a valóságos viselkedéstől – tegyük fel, hogy ezt teljesen a talpellenállás vette fel. Így a rugalmassági moduluszt $E=20$ GN/m²-re véve a cölöp összenyomódására

$$\Delta H = \frac{R_c \cdot H}{A \cdot E} = \frac{5400 \cdot 22,0}{0,785 \cdot 20000000} \approx 0,0075 \text{ m} \quad (3.1)$$

értéket kapunk. Ennek 22 m-en való változását kell pontosan mérni, ami nem lehetetlen feladat, de *nem egyszerű*, különösen a helyben betonozott cölöpök esetében, mert az installálásnak is sok apró buktatója van, s komoly bizonytalanságot okoz a beton rugalmassági modulusának megállapítása is. (A szakirodalomban ezért általában ajánlják azt, hogy a talpellenállást mindenképpen külön mérjük.) Mindeközben a mérés költségei tetemesek, csak az extenzométeres mérésé ez idő tájt kb. 1 mFt/cölöp.

Ismertek az olyan speciális, összefoglalóan osztott cölöpös próbaterhelésnek nevezhető eljárások is, melyek lehetőséget kínálnak az ellenállás-komponensek bizonyos mértékű szétválasztására, bár céljuk nem elsősorban ez. Magyarországon a VUIS-féle eljárást használjuk, külföldön inkább az Oesterberg-cellás eljárás használatos. Mindkettőnek az a lényege, hogy nincs szükség lehorgonyzó cölöpökre, illetve ellentartó hidra, ezért különösen a nagyobb cölöpök esetében gazdaságos.

A *VUIS-eljárás* esetében a próbacölöpöt egy alsó és egy felső tagra osztjuk, úgy, hogy a felső tagot belülről határoló acélcsőben egy nyomórúd kapcsolódik az alsó taghoz. Az alsó tagot e nyomórúd segítségével a felszínen egy hidraulikus sajtóval nyomjuk lefelé. Az ellentartást a felső taghoz rögzített acélkeret biztosítja, a felső tagot tehát egyidejűleg felfelé húzzuk. Ha az osztási szintet jól vesszük fel, akkor egyszerre merül ki a felső tagon a palástellenállás és az alsó tagon a palástellenállás és a talpellenállás összege. Így a felső tagra vonatkozóan egy átlagos fajlagos palástellenállás egyértelműen megállapítható, az alsón működő palástellenállásra és a talpellenállásra pedig jó becslés adható. (Az utóbbi palástellenállásra a felső tagra megállapított értékből és következőkben ismertető módszerek segítségével lehet becslést adni.) Megemlítem, hogy egy *K+F-munka* keretében (Szepesházi és Németh, 2005) kimunkáltuk a kb. 30 éven át hibásan feldolgozott próbaterhelési eljárás korrekt interpretációját, és véges elemes modellezéssel értékeltük azon sajátosságának hatását, hogy a próbacölöp felső tagja kifelé mozdul el, miközben a valódi cölöp felső része lefelé. E munka eredményeit ez idő tájt alkalmazzuk pl. az M0 autópálya Duna-hídjánál, a megoldásokat itt területi okok miatt nem tárgyalom.

Az *Oesterberg-cellás rendszerben* a cölöpöket függőlegesen két, esetleg három tagra osztják, s az egyes tagok között hidraulikus sajtókat (egyet vagy kettőt) építenek be. A sajtókat egyenként működtetve meg lehet állapítani az egyes tagok ellenállását. Az alsó egy vagy két tagot ez esetben lefelé lehet nyomni, a legfelsőt viszont ez esetben is kifelé húzzák. A vizsgálatból a VUIS-eljáráshoz hasonló módon lehet képet alkotni az ellenállás komponenseiről.

A bemutatott technikai lehetőségek elvileg tehát módot adnak arra, hogy a cölöpel-lenállásokat szétválasszuk, de ezeket rutinszerűen – pusztán e célt szolgáló – alig-ha fogjuk alkalmazni, már csak a *költségek* miatt sem. Olyan projektek esetében, ahol a nagy cölöpözési volumen vagy más ok miatt a cölöperő pontos változását nagyon fontos ismerni, mert azzal a terv gazdaságosabbá tehető, érdemes lehet az extenzométeres mérést bevetni, de a szokványos projektek esetében valószínűleg még sokáig nem. Így azok a cölöpel-lenállás komponenseinek szétválasztására szolgáló közvetett módszerek, amelyeket a következőkben ismertetni fogok, bizonyára még sokáig hasznos elemei lehetnek a tervezésnek.

3.1.3. Az ellenállás-komponensek szétválasztásának néhány alapkérdése

Az ellenállás-komponensek szétválasztására az évek során többféle eljárással próbálkoztam. A legelső alkalom, amikor ennek szükségességét és lehetőségét felismertem,

1989-ben a szegedi SOTE-klinika káros süllyedéseinek szakértése volt. Ekkor „találtam ki”, s vezettem be (a külpontosan nyomott oszlop analógiájára) a cölöpteherbírási vonalat, melyet a következőkben ismertetek. Egy korábbi publikációmban (Szepesházi, 2001) egyebek mellett e szétválasztás néhány lehetőségét is bemutattam. Az elmúlt másfél évtizedben irányításommal kb. 140 próbaterhelést végeztünk, s dolgoztam magam fel őket, s legalább még ennyi mások által végzett próbaterhelésről szóló jelentést ellenőriztem. Ezek során csaknem mindig megpróbálkoztam a palástellenállás és a talpellenállás szétválasztásával, s ennek keretében elemeztem a vizsgálati eredményeket, azok különböző ábrázolásait, s jutottam azokra a megfigyelésekre, lehetőségekre, melyeket a következőkben tárgyalni fogok.

Előre szeretném leszögezni, hogy önmagában *egyik módszer sem* szolgáltat *vitathatatlan* megoldást a szétválasztáshoz, de tapasztalatom szerint a módszereket együtt alkalmazva mégis reális képet lehet alkotni az ellenállás-komponensekről. Előrebocsátom azt is, hogy nem feltétlenül törekedtem a módszerek egzakt matematikai megfogalmazására, bár azt talán tudományosan magasabbra lehetne értékelni. Ezzel kapcsolatban szeretnék rámutatni két, a témához kapcsolódó eljárásra.

Az egykori hazai próbaterhelési adattárban fellelt *próbaterhelési görbék matematikai feldolgozásával* többen foglalkoztak, a legismertebb Rév (1984) munkája. Ő sok vizsgálat alapján a próbaterhelési görbéket egy

$$R_c(s) = R_s(s) + R_b(s) = \frac{s}{s + s_H} \cdot D \cdot \pi \cdot \sum_i H_i \cdot q_{si} + s \cdot 4 \cdot D \cdot E_s \quad (3.2)$$

alakú függvénnyel írta le, ahol a már használt jelölések mellett

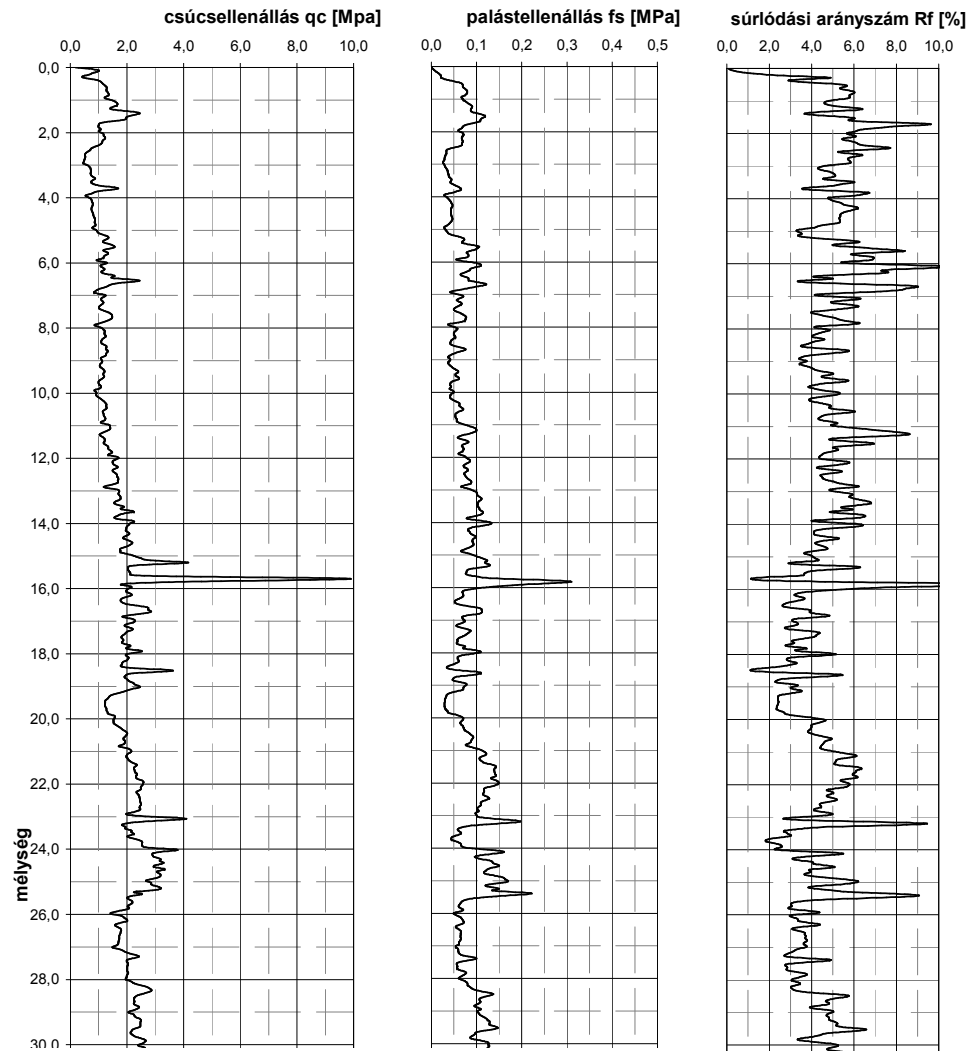
- s_H a talaj- és a cölöptípustól függő jellemző süllyedés (0,5÷4 mm),
- E_s a talp alatti talaj összenyomódási modulusa.

A képlet tehát a palástellenállás mobilizálódását egy hiperbolával közelíti, a talpellenállásra viszont lineáris növekedést tételez fel. A képletet a gyakorlatban gyakran úgy használják, hogy a mért próbaterhelési görbére legjobban illeszkedő függvényt keresik meg valamilyen matematikai szoftverrel, s ebből állapítják meg s_H , E_s , valamint az átlagos q_s fajlagos palástellenállás legvalószínűbb értékét. A matematikai kezelés azonban nem veszi figyelembe a fizikai tartalmat, illetve pl. s_H -nak nincs is valós tartalma, s ebből gyakran fizikailag értelmetlen, irreális értéket mutatnak ki az átlagos fajlagos palástellenállásra, vagy a talpellenállás valamilyen (pl. $s=D/10$) süllyedéshez tartozó értékére.

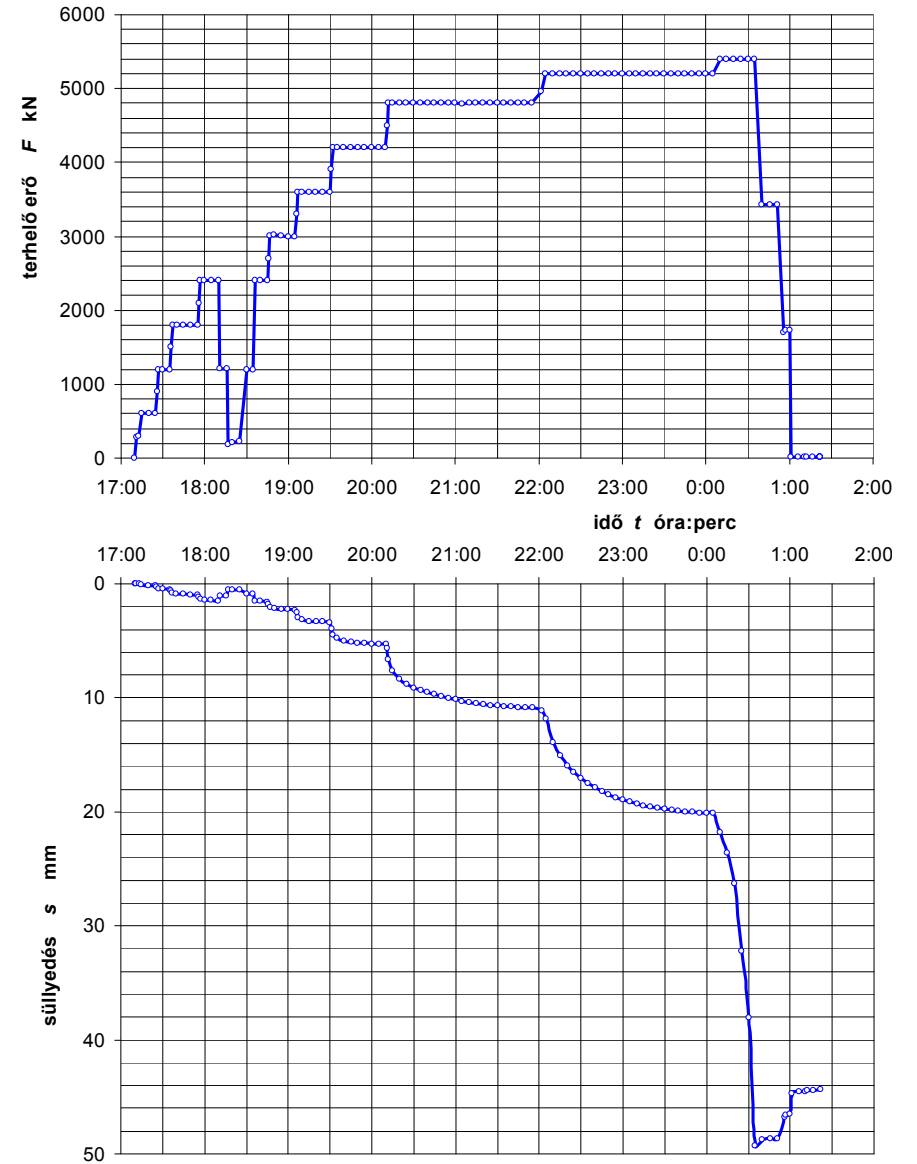
Hasonlóképpen működnek azok a *szoftverek*, melyekkel a dinamikus próbaterheléseket értékelik. Ezekben a cölöpök és a talaj kapcsolatát rétegenként 3÷3 paraméterrel írják le, melyek párhuzamosan kapcsolt rugó-csúszka és viszkózus dugattyú mozgásellenállás kapcsolatát fejezik ki. Ezek közül a cölöpméretezés szempontjából a csúszka paraméterének a legnagyobb a jelentősége, az valójában a fajlagos palástellenállásnak vagy talpellenállásnak felel meg. A paramétereket úgy állapítják meg, hogy a cölöpfejen mért erő és gyorsulás időbeli változását mennél pontosabban visszakapják. Gyakorta előfordul, hogy a pusztán az illeszkedés pontosságára optimalizált iteráció egy-egy rétegre irreális paramétereket ad.

Ezen példák is azt mutatják, hogy helyesebb az egzaktság látszatát keltő „rideg” matematikai kezelésmód helyett a módszerek lényegét ismerve, azokat együtt alkalmazva, bizonyos mértékig intuitív módon keresni a legvalószínűbb cölöpellenállásokat, még ha ezzel a szubjektivitás vádja is érhet bennünk.

A következőkben egy konkrét példán keresztül mutatom be az ellenállások szétválasztására ajánlott módszereimet. A példa adatait a 3.1. ábra foglalja össze.



CFA-cölöp $D=100\text{ cm}$ $H=22.0\text{ m}$



3.1. ábra. A mintacölöp adatai, talajkörnyezete és próbaterhelési eredményei

3.2. Az ellenállás-komponensek szétválasztásának lehetőségei

3.2.1. A próbaterhelési görbe alakjának analízise

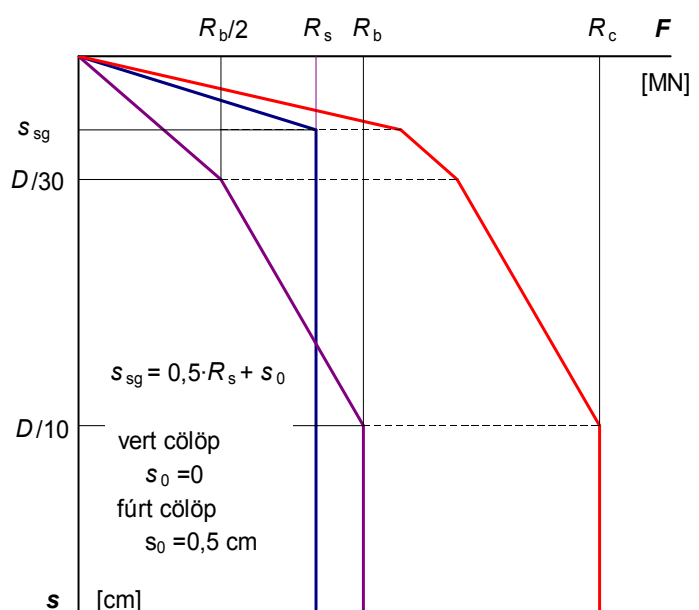
A cölöpellentállás két komponensének mobilizálódását sok, a (3.2) képlethez hasonló *elméleti* vagy *empirikus összefüggéssel* leírták már. Ezek jó összefoglalását adja Mosher és Dawkins (2000), a legfrissebb hazai példák közül Mecsi (2006), illetve Mahler (2007) módszereit említhetem. Az ajánlott matematikai összefüggések általában viszonylag *bonyolultak*, vagy a bonyolult elméleti probléma igényes megoldása, vagy a jó illesztés igénye vezetett ilyenekre. A gyakorlatban ezek aztán nem is nagyon terjedtek el, inkább a néhány vezető európai szabványban szereplő egyszerűbb ajánlásokra támaszkodnak. Ezt indokolja az is, hogy a további számításokhoz, pl. egy épület süllyedésszámításához rendelkezésre álló programok (pl. a hazánkban népszerű AXIS) általában legfeljebb csak a bilineáris (rugó-csúszka) erő-süllyedés modellt alkalmazzák.

A próbaterhelési görbe következőkben bemutatandó szétválasztásához az egzaktabb, de bonyolult mobilizálódási függvényeket nem is nagyon lehet alkalmazni, de ehhez nincs erre szükség, mert valójában csak a palástellenállás teljes mobilizálódásához szükséges süllyedést kell ismernünk. A komponensek mobilizálódási folyamatának ismerete és ellenőrzése legfeljebb egyfajta ellenőrzés szempontjából hasznos.

A *palástellenállás teljes mobilizálódásához szükséges elmozdulást* a német szabvány a 3.2. ábra szerint adja meg. Az s_{sg} határelmozdulás képletébe a palástellenállás R_s értékét MN-ban kell bevezetni, s így cm-ben kapjuk a süllyedést. A fúrt cölöpök mobilizálódásához a képlet szerint 0,5 cm-rel több süllyedés kell.

A *mobilizálódási függvényt* a DIN bilineárisnak veszi. A holland szabvány (NEN 2220:2000) viszont parabolikus jellegű mobilizálódási görbéket ad, s a teljes mobilizálódáshoz szükséges elmozdulást a vert cölöpökre 10, a fúrtakra 25 mm-ben jelöli meg. Ha bilineáris modellel kívánnánk közelíteni NEN görbéit, akkor azt a vert cölöpök esetében $5 \div 7,5$, a fúrtakra vonatkozóan $10 \div 15$ mm süllyedési határértékkel lehetne megtenni. A francia szabvány (Bustamante és Frank, 1997) olyan módszert ajánl, mely három egyenessel írja le a fajlagos palástellenállás rétegenkénti mobilizálódását, amihez pressióméteres vizsgálat alapján kell felvenni az egyenesek hajlását. E függvények segítségével előállítható a cölöp erő-süllyedés függvénye.

Közismert továbbá az a nézet is, miszerint a fúrt cölöpök palástellenállásának a *teljes mobilizálódáshoz* $s_{sg} = 0,020 \cdot D$ elmozdulás kell. E gondolat eredete nem ismert, de többekévébbé igazolhatja ezt a 3.3. ábra. Ezen olyan, a gyakorlatomban előfordult próbaterhelési görbéket mutat be, melyek a talpellenállás csaknem teljes hiányát jelezték, aminek oka technológiai hiba lehetett. E görbék azt mutatják, hogy 15 mm süllyedés után, ami az átmérő 2,0 %-ának felel meg, már alig nőtt a palástellenállás. Nem e süllyedésig nőtt azonban lineárisan, hanem csak a teljes érték kb. 75 %-áig, ám addig meglehetősen erőteljesen, egy kb. 400 kN/mm hajlású egyenes szerint.



3.2. ábra. A német szabvány ajánlása a cölöpellentállások mobilizálódásának becslésére

Az idézett ajánlások különböznek ugyan, de a teljes mobilizálódáshoz szükséges elmozdulást illetően kevésbé: a szokásos 60÷100 cm-es átmérőjű cölöpökre 15÷30 mm határértéket adnak. (Vegyük figyelembe, hogy az R_s palástellenállás nyilván arányos az átmérővel.) A kérdést a 4. fejezetben saját adatbázisom elemzése során még érintem, de alapvetően elfogadhatónak látszik, hogy

$$s_{sg} = (0,02...0,03) \cdot D \quad (3.3)$$

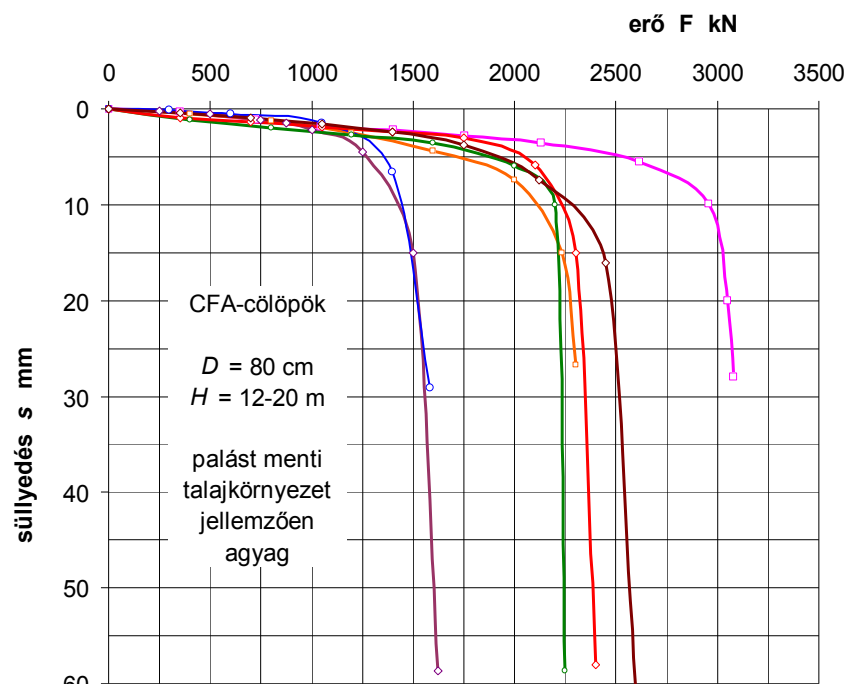
határelmozdulással számoljunk, viszont a mobilizálódást eddig semmiképpen sem szabad lineárisnak tekinteni, miként a DIN vélelmezi, hanem az első kétharmadát erőteljesebbnek gondolhatjuk. (Célunkat illetően ez az utóbbi „puha” megállapítás elegendő.)

A *talpellenállás mobilizálódására* vonatkozóan a német szabvány ajánlásai egyszerűsítve úgy foglalhatók össze, hogy az $s=D/10$ süllyedéssel mobilizálódó q_b (teljes) talpellenállásnak kb. a fele $s=D/30$ süllyedéssel mobilizálódik, s mobilizálódás függvényeként az e két értékkel definiálható három egyenest fogadják el (3.2. ábra). A holland szabvány a teljes talpellenállás kifejlődéséhez a vert cölöpök esetében $s=D/10$, fúrt cölöpök esetében $s=D/20$ süllyedést tart szükségesnek. A mobilizálódási függvényt görbékkel adják meg, melyek szerint a fúrt cölöpök esetében az 50 %-os ellenállás kb. szintén $D/30$ süllyedésnél következik be, míg a vert cölöpök esetén ennek felénél. A holland szabvány pontosan ugyanazt ajánlja, mint a palástellenállásra.

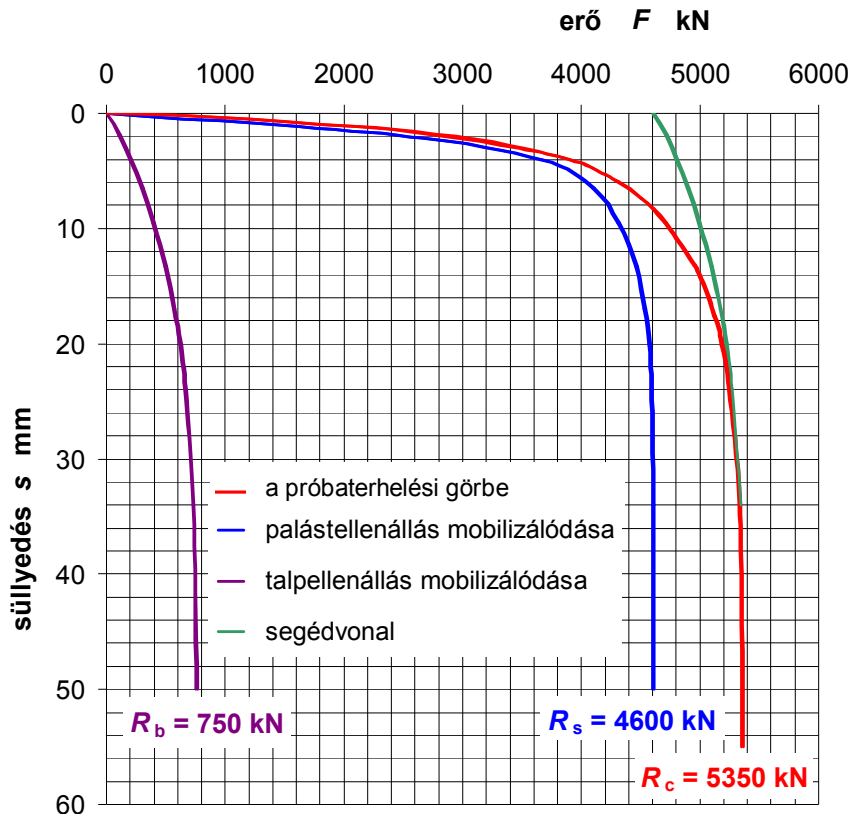
A talpellenállás mobilizálódását csak ellenőrzésül használok, ehhez az előbbi információk elegendők. Megemlítem viszont, hogy tapasztalatom szerint a talpellenállás az előbb vázoltaknál erőteljesebben mobilizálódik.

Felhasználva a mobilizálódással kapcsolatos ezen ismereteket a *próbatelhelési görbe alakjából* kiindulva az *ellenállás két komponensét* a következő módon lehet szétválasztani. A 3.4. ábrán a minta-cölöp görbéjét az $s_{sg}=0,03 \cdot D=30$ mm süllyedéstől az $s>s_{sg}$ szakasz ívelését visszafelé, kissé fokozódó görbülettel meghosszabbítottam az

F -tengely felé (zöld színű segédvonal), s azt $R_s \approx 4600$ kN erőnél metszettem. Mivel ugyanis az $s>s_{sg}$ szakaszon már csak a talpellenállás növekszik, a metszék maga a palástellenállás. A segédvonal láthatóan nem metszhet ki $R_s > 4600$ kN értéket, nagyobb görbülettel esetleg $R_s \approx 4200$ kN erőig futhatna, de annál kisebb aligha lehetne. Az $R_s = 4600$ kN-hoz tartó meredekebb futtatást egyrészt az indokolja, hogy egy kisebb értékhez kifutva túlzottan is erőteljesre adódna a talpellenállás mobilizálódása, másrészt a többi „szétválasztó módszer” is efféle értéket hozott.



3.3. ábra. A palástellenállás mobilizálódása csaknem talpellenállás nélküli cölöpök próbatelhelése szerint



3.4. ábra. A mintacölöp nyomási ellenállásának szétválasztása a próbaterhelési görbe alakja alapján

A segédvonalat és a próbaterhelési görbe $s > s_{sg}$ szakaszát 4600 kN-nal az s -tengely felé tolva, megkapjuk a talpellenállás mobilizálódási görbét, illetve ezt „kivonva” a próbaterhelési görbéből adódik a palástellenállás mobilizálódását mutató vonal, mely $s > s_{sg}$ esetén értelemszerűen konstans. Mind a két komponens mobilizálódása láthatóan erőteljesebb az előbbieken vázoltaknál, miként – főleg agyagok esetén – az többnyire tapasztalható. A nyomási ellenállásnak és komponenseinek megállapított értéke a 3.4. ábrán látható.

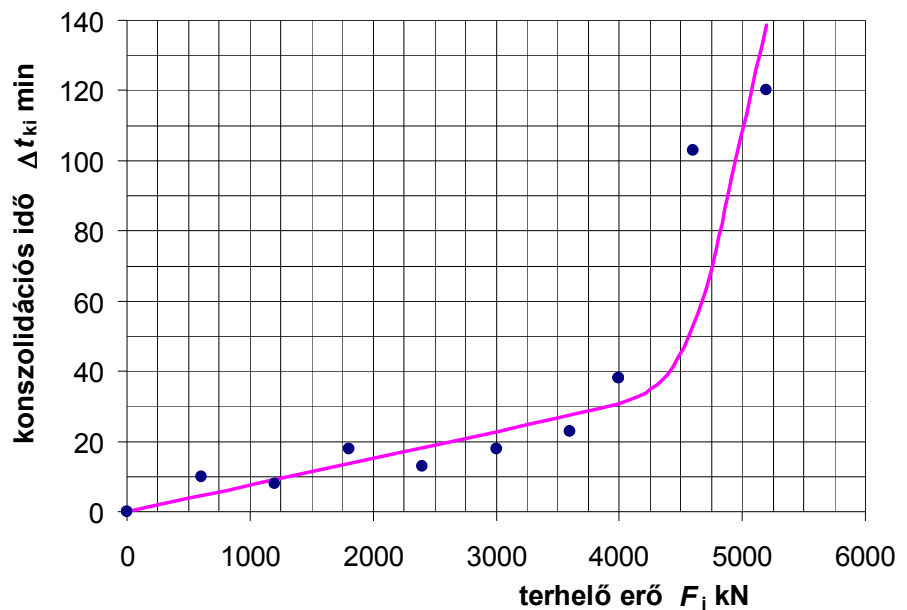
A módszer – amint a leírásából is érzékelhető – nem teljesen egzakt, annál inkább egyértelmű, minél nagyobb a palástellenállás aránya. A jelen példa ilyen, hiszen a palástellenállás kb. ötszöröse a talpellenállásnak. Itt azt lehet gondolni, hogy az R_s értékben kb. $\pm 5\%$ bizonytalanság van, míg az R_b -ben kb. $\pm 10\%$. Amennyiben a talpellenállás adja a nyomási ellenállás nagyobb részét, akkor ennél bizonytalanabb lehet a szétbontás.

3.2.2. A süllyedések időbeli alakulásának elemzése

A próbaterhelések konszolidációs görbéinek pusztán szemléletkor mindenki számára feltűnhet, hogy a kezdeti lépcsők időtartama legfeljebb néhányszor 10 perc, s az ekkori süllyedések nagyobb része „azonnali” jellegű, az utolsó szakaszok időtartama viszont több óráig is lehet, s a süllyedések nagyobb része „konszolidációs” jellegű. Ezek jól látszanak a 3.1. ábrán is. Ésszerűnek látszik az a feltevés, hogy a változásban döntő szerepe van annak, hogy a terhelés kezdeti szakaszában a palástellenállás szerepe nagyobb, s az gyorsan mobilizálódik, mert egy „közvetlen nyírás” jellegű folyamatról van szó, a második szakaszban viszont már csak a talpellenállás növekedik, ami viszont inkább konszolidációs összenyomódáshoz hasonlít.

A próbaterhelések feldolgozásaként készülő idő-süllyedés görbék gyakran különösebb elemzés nélkül is megmutatják, hogy melyik terhelési lépcső táján változik a cölöp viselkedése. A 3.1. ábrán pl. elég jól érzékelhető, hogy a 4200 kN teher alatt még inkább csak a palástellenállás dolgozott, s a talpellenállás szerepe csekély volt, a 4800 kN erőttől viszont már inkább csak a talpellenállás növekedett. A két lépcső között volt tehát a váltás, ott merült ki a palástellenállás.

A kérdést pontosabban is elemezhetjük. A 3.5. ábra azt mutatja, miként nő a F teherrel a Δt_{ki} konszolidációs idő, azaz a 0,025mm/5min konszolidációs sebesség eléréséhez szükséges időtartam. (Az új, még be nem vezetett európai ajánlás, az EN ISO/TS 22475-1 e kritériumot ajánlja.) Az ábrán jól érzékelhető, hogy valahol 4400 kN táján lényeges változás következett be, a konszolidációs idő ugrásszerűen megnőtt. A pontok vélhetően szabályosabban sorakoznának, ha külön figyelmet fordítottunk volna arra,

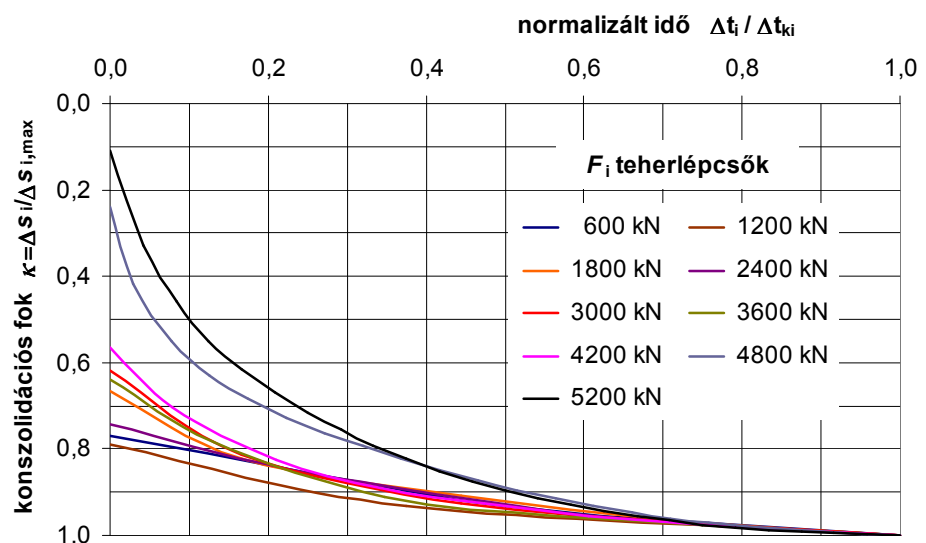


3.5. ábra. A mintacölöp konszolidációs idejének növekedése a teher növekedésével

hogy a tehernövelés teljesen azonos időtartamú legyen, és mindig éppen csak elérjük az elvárt 0,025mm/5min végsebességet, de ne menjünk túlzottan alája. Egy szokványos vizsgálat esetén azonban ezeket nehéz teljesíteni, mert sokféle fontosabb részletre kell ügyelni, illetve a szokásos 5 perces leolvasási ütemtől való eltérés zavarokat okozhat. Az ilyen ábrák azonban a szórások ellenére is segítséget nyújthatnak abban, hogy megtaláljuk azt a teher tartományt, amelyben már csak a talpellenállás növekedik.

A 3.6. ábrán azt vizsgáltam, hogy a terhelési lépcsőkön belül miként alakul a süllyedés az idővel. Megállapítottam mindegyik terhelési lépcső Δt_{ki} teljes konszolidációs időtartamát, illetve teljes $\Delta s_{i,max}$ süllyedésnövekményét. Ezután mindegyik terhelési lépcső összes leolvasott Δt_i időtartamát, illetve Δs_i süllyedés-növekményét osztottam ezekkel.

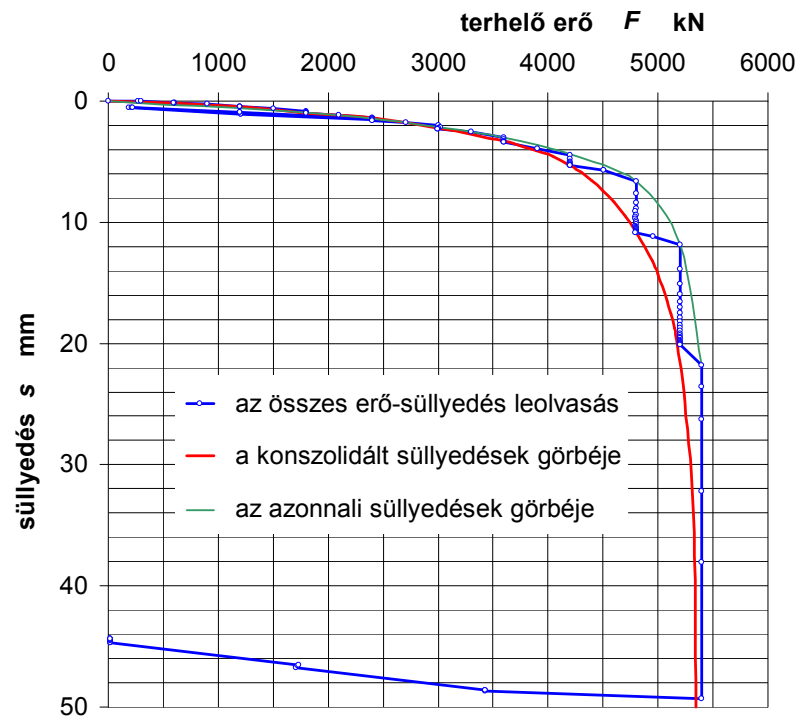
Az így nyert értékpárokból szerkesztettem meg a teherlépcsők *normalizált konszolidációs görbéit*. Ezek alakjának szembevető változása jelzi, hogy melyik lépcsőben fejeződhetett be a palástellenállás mobilizálódása. A vizsgált példában érzékelhetően a 4200 és a 4800 kN-os terhelési lépcső között van lényeges különbség.



3.6. ábra. A konszolidáció alakulása teherlépcsőnként

Lényegében ugyanezt lehet megállapítani a 3.7. ábra alapján is. Az azonnali és a konszolidált süllyedések vonala valahol 4200 kN táján kezd igazán egymástól elválni. Tapasztalataim azt mutatják, hogy ahol e két vonal közötti különbség eléri az 1÷2 mm-t, kb. ott van a más módszerek alapján valószínűsíthető változás a viselkedésben.

Összességében az állapítható meg, hogy a süllyedések időbeli alakulásának különböző elemzéseiből is lehet következtetni arra, hogy hol fejeződik be a palástellenállás növekedése, és válik dominánssá a talpellenállás mobilizálódása.



3.7. ábra. Az azonnali és a konszolidációs süllyedések összehasonlítása

3.2.3. A cölöpök teherbírási vonala

A cölöpök teherbírását illetően – mint már megfogalmaztam – elfogadjuk az

$$R_c = R_b + R_s = A_b \cdot q_b + \sum_i A_{si} \cdot q_{si} \quad (3.4)$$

összefüggést, melyet valamely D átmérő és H hossz esetén és $q_{sá}$ átlagos fajlagos palástellenállással számolva

$$R_c = \frac{D^2 \cdot \pi}{4} \cdot q_b + \frac{D \cdot H}{\pi} \cdot q_{sá} \quad (3.5)$$

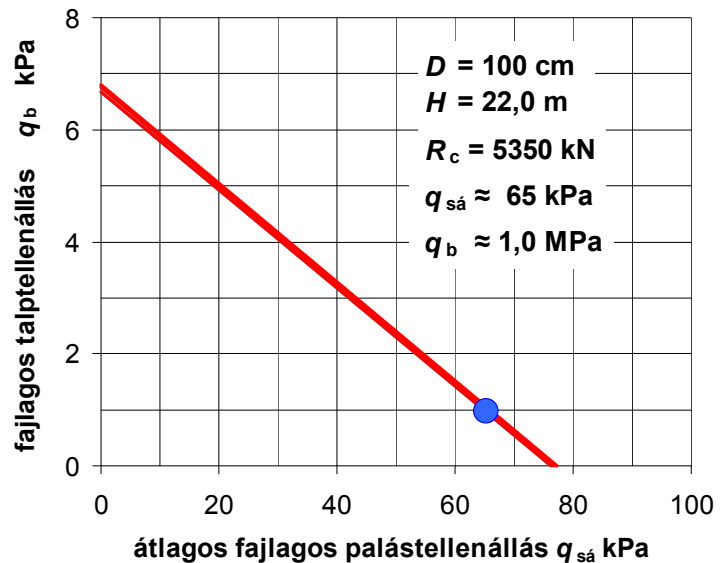
alakra hozhatunk, melybe a próbaterheléssel megállapított R_c nyomási ellenállást és a geometriai jellemzőket bevezetve a következő egyenletet kaphatjuk:

$$q_b = \frac{4 \cdot c}{2 \cdot \pi} - \frac{4 \cdot H}{D} \cdot q_{sá} \quad (3.6)$$

Ezt a q_b – $q_{sá}$ koordináta-rendszerben ábrázolva a vizsgált, ismert méretű és helyzetű, s a próbaterhelés alapján már *ismert nyomási ellenállású cölöp teherbírási vonalát* kapjuk, miként a 3.8. ábrán a bemutatott mintacölöpét. Ennek a $q_{sá}$ tengelyen való metszéke azt az átlagos fajlagos palástellenállást mutatja, mely akkor lenne érvényes, ha tisztán lebegő cölöpről lenne szó. A q_b tengelyen kiadódó metszék ellenben azt a fajlagos talpellenállást jelenti, mely tisztán álló cölöp esetében volna érvényes.

Adott esetben, a talajkörnyezet ismeretében, kellő tervezési tapasztalattal, az előző fejezetben tárgyalt számításokkal becslést adva és/vagy a már ismertetett módszerekkel nyert információkat is figyelembe véve, kijelölhető a teherbírási vonalon az a *pont*, vagy rövid szakasz, mely a *legvalószínűbb fajlagos ellenállásokat* mutatja meg. Példánkban a megadott értékeket tartottuk ilyennek.

Ha csak egyetlen próbaterhelésünk van, akkor csak a további módszerekre támaszkodva jelölhetjük ki az egyenesen a jellemző pontot, illetve hasonlíthatjuk az egyeneshez a másként meghatározott fajlagos ellenállásokat ábrázoló ponto(ka)t. Ha azonban ugyanazon talajkörnyezetre vonatkozóan több kissé különböző méretű, helyzetű és/vagy más nyomási ellenállású cölöpünk is van, akkor ezek együttes ábrázolásával a módszer önmagában is eléggé egyértelmű vagy legalább nagy valószínűségű eredményt szolgáltat, mivel a teherbírasi vonalaik metszhetik egymást.



3.8. ábra. A mintacölöp teherbírasi vonala

3.2.4. A cölöpösszenyomódás értékelése

A próbaterhelések végén végrehajtott tehermentesülés következtében a cölöp „visszarugózik”. Ha a terhelés eljutott a törési állapotig, azaz a talp alatt is képlékeny állapot alakult ki, akkor a *visszarugózás* a cölöp rugalmas összenyomódásának gondolható, a talp alatti talajzóna visszarugózása valószínűleg elhanyagolható. Az összenyomódás így megmért értéke is lehetőséget ad a cölöpellenállás komponenseinek becslésére.

A cölöp összenyomódását ugyanis a következőképpen számíthatjuk:

$$\begin{aligned} \Delta H &= \int_0^H \frac{1}{A \cdot E} \cdot F(z) \cdot dz = \frac{1}{A \cdot E} \cdot \int_0^H [F_0 - F_s(z)] \cdot dz = \frac{1}{A \cdot E} \cdot \int_0^H \left[F_0 - R_s \cdot \left(\frac{z}{H} \right)^{1/b} \right] \cdot dz = \\ &= \frac{H}{A \cdot E} \cdot \left(F_0 - \frac{b}{1+b} \cdot R_s \right) \end{aligned} \quad (3.7)$$

ha az $F_s(z)$ palástellenállás mélység szerinti változását a bevezetett hatványfüggvény írja le, F_0 pedig a cölöpre a tehermentesítés előtt működtetett erő.

A b kitevő a fajlagos palástellenállás mélység szerinti változásától függ, hiszen

$$F_s(z) = \int_0^z D \cdot \pi \cdot q_s(z) \cdot dz \quad (3.8)$$

Ezt a (3.7) képletbe bevezetett hatványfüggvénnyel egyenlővé téve és a két oldalt deriválva a fajlagos palástellenállás változására azt kapjuk, hogy

$$q_s(z) = \frac{R_s}{b \cdot D \cdot \pi \cdot H} \cdot \left(\frac{z}{H} \right)^{b-1} \quad (3.9)$$

A 3.9. ábrán a mintacölöp példáján azt mutatom be, hogy a fontosabb α értékek milyen változást írnak le. A $b=1$ az F_s palástellenállás lineáris növekedését jelenti, s ez $q_s = \text{const.}$ fajlagos palástellenállásnak felel meg. Természetesen $z=H=22,0$ m mélységben az előbbieken megállapított $F_s=4600$ kN-t érjük el, s az állandó fajlagos palástellenállás értéke is a becsült $q_s=65$ kPa. A lineárisan növekvő fajlagos palástellenállást a

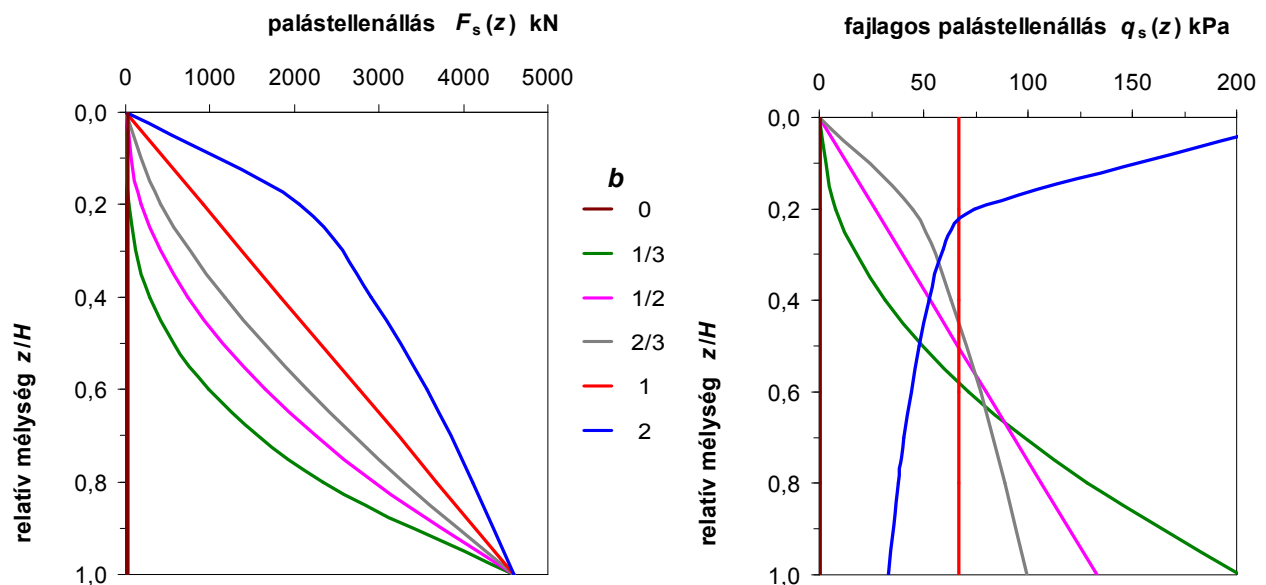
$b=1/2$ érték adja, s ez a palástellenállás egy mérsékelt növekedését fejezi ki. A $b=2/3$ értéket érdemes még kiemelni, ez a fajlagos érték négyzetgyökös növekedését írja le, ami a q_c csúcscellenállás agyagokra gyakran jellemző lineáris növekedése esetén a (2.5) képletből adódik. A megadott görbék alapján más változásokhoz is felvehető egy ésszerű b érték. A mintacölöp esetében kb. $b=0,7$ ilyen, mivel a 3.1. ábra szerint q_c a mélységgel lényegében lineárisan növekedett, de a cölöp tetejénél nem zérusról indult. A $b=0$ értéket, mivel a megadott képletekben nevezőben is előfordul, ki kell zárni. A 3.9. ábrán csak azért szerepeltettem ezt is, hogy érzékeltessem, miként változik b változásával a palástellenállás.

A (3.7) képletből a palástellenállás

$$R_s = \frac{1+b}{b} \cdot \left(F_0 - E \cdot A \cdot \frac{\Delta H}{H} \right) \quad (3.10)$$

A 3.1. ábra (ill. az eredeti jegyzőkönyv) szerint $\Delta H=4,95$ mm volt a cölöp összenyomódása, s ebből a cölöp rugalmassági modulusát $E=20$ GPa-ra véve azt kapjuk, hogy

$$R_s = \frac{1+0,7}{0,7} \cdot \left(5350 - 20000000 \cdot 0,785 \cdot \frac{0,00495}{22,0} \right) = 4415 \text{ kN} \quad (3.11)$$



3.9. ábra. A palástellenállás mélység szerinti változása

Ez az érték jól egyezik az előbbieken becsültekkel, de hozzá kell tennem, nem mindig ilyen kedvező a kép. Mint már utaltam rá, a szilárduló beton rugalmassági modulusa meglehetősen bizonytalan, s ha pl. 25 GPa-ra vesszük, akkor csak 2270 kN palástellenállás adódik ki. Ezen értékelés pontosságát terheli még a kitevő bizonytalansága, továbbá az a közelítés, hogy a cölöpfej mért emelkedése a cölöp összenyomódásával azonos. Látnivaló ugyanis, hogy ha az $F_0=5400$ kN végső terhet teljesen a talp vette volna fel, azaz a cölöpben végig ez az erő működött volna, akkor a (3.1) képlet szerint 7,5 mm lett volna az összenyomódás. Valójában a palástellenállás adta az ellenállás meghatározó részét, de ez a különbség az összenyomódásban csak 2,5 mm eltérést okozott. Így összességében e módszert úgy értelmezhetjük, mint amely a más módszerekkel megállapított palástellenállás értékére egy *ellenőrzési lehetőséget* biztosít.

3.3. Az új eredmények összefoglalása, a tézisek vázlata

A 3.1. fejezetben rámutattam, hogy a cölöppróbaterhelések értékelésekor általában *szükséges a cölöppenállás két összetevőjének szétválasztása*. Ez teszi lehetővé, hogy a próbacölöphöz hasonló talajkörnyezetben, hasonló mérettel és helyzetben készülő cölöpök nyomási ellenállását ellenőrizzük, illetve a cölöpök terveit újabb próbaterhelések nélkül kisebb mértékben módosítsuk.

A 3.2. fejezetben *4 módszert* mutattam be a palást- és a talpellenállás szétválasztására. Önmagában ugyan egyik módszer sem szolgáltat vitathatatlan megoldást, de együttesen – és a 2. fejezetben ajánlott számítási eljárások segítségével – *jó becslésre* adnak lehetőséget. Mivel a szétválasztás gyakran elengedhetetlen, még a nem kifogástalan eljárásoknak is nagy a gyakorlati haszna. A szétválasztás annál pontosabb, minél nagyobb a palástellenállás aránya.

Az első szétválasztási módszerként a 3.4. ábrán azt mutattam be, hogy a két ellenállás-komponens mobilizálódásának különbözőségével kapcsolatos ismereteket felhasználva, az *erő-süllyedés görbe alakjából*, a görbének az $s=(0,02\div 0,03)\cdot D$ süllyedéstől az erő-tengelyre való visszavetítésével becsülhető a palástellenállás valószínű értéke.

A második módszer három grafikus eszközből áll. A *süllyedések időbeli alakulásának elemzéséből* lehet következtetni arra, melyik teherlépcsőben fejeződött be a palástellenállás mobilizálódása. A három eszköz: a *konzolidációhoz szükséges idők* (3.5. ábra), a *normalizált konzolidációs görbék* (3.6. ábra), valamint az *azonnali és a konzolidációs süllyedések görbéjének összehasonlítása* (3.7. ábra).

A harmadik szétválasztási módszerhez bevezettem a teljes nyomási ellenállásból és a cölöp geometriai jellemzőiből meghatározható, a $q_{sa} - q_b$ koordinátarendszerben ábrázolható „*cölöpteherbírási vonal*” fogalmát (3.8. ábra). Ugyanitt egy-egy ponttal ábrázolhatjuk a többi módszer segítségével, illetve 2. fejezetbeli számításokkal megállapítható összetartozó fajlagos ellenállásokat. Ezek helyzetét a cölöpteherbírási vonalhoz viszonyítva jó ellenőrzési lehetőséghez juthatunk, illetve a cölöpteherbírási vonalon kijelölhetjük a fajlagos ellenállások legvalószínűbb becslését jelentő pontot.

A negyedik módszer is inkább csak ellenőrzésre alkalmas: a végső tehermentesítés után bekövetkező visszarugózást *cölöp-összenyomódásként* elemezve kaphatunk képet a cölöpbeli erőeloszlásról, így a talpon működő erőről.

A cölöpteherbírási vonalat 1989-ben a szegedi SOTE-klinika kárszakértése során (Szepesházi, 2004) alkalmaztam először, majd a CFA-cölöpökről írt cikkemben publikáltam (Szepesházi, 2001), s ugyanitt ismertettem az első, a próbaterhelési görbe alakjának elemzésén alapuló módszert is. A második és a negyedik módszert az elmúlt másfél évtizedben próbaterhelések feldolgozásakor sokszor kipróbáltam, de e dolgozatban teszem közzé először.

A fejezet új eredményeit a külön kiadott téziszüzetben *három tézisben* ismertettem:

- 1) az erő-süllyedés kapcsolat (1. módszer) alapján végezhető szétbontást mutattam be,
- 2) az idő-süllyedés kapcsolat háromféle elemzése (2. módszer) alapján végezhető komponensekre bontást vázoltam fel,
- 3) a teherbírási vonal (3. módszer) és a cölöpfej emelkedésének értékelése (4. módszer) alapján lehetséges ellenőrzést tárgyaltam.

4. Az új méretezési módszer megbízhatósága

4.1. Cölöpméretező Excel-számítás bemutatása

4.1.1. Az „Adat” című munkalap

A számítás alapját a 2.4.2. fejezetben ismertetett méretezési rendszer képezi, de néhány részletben azt kibővítettem, hogy további lehetőségeket kínáljak az alkalmazónak. A méretezés Excel-programba való ültetésének is éppen az az előnye, hogy ebben könnyen módosítható, ha új ismeretek, tapasztalatok birtokában az indokolttá válik, s könnyen belevihetők speciális elemek. A programot átlagos felkészültségű Excel-használók tudják kezelni, akár módosítani is. A fájlt a dolgozathoz CD-n csatoltam. A 4.1. táblázat az „Adat” című munkalapot mutatja be, melyen a számítás keretei, alapösszefüggései, a bemenő adatok és az eredmények láthatók. Sárga színnel vannak jelölve azok a cellák, melyekbe be kell vinni a bemenő adatokat.

A munkalap bal szélére, a B és C oszlopba a *CPT-vizsgálat q_c csúcscellenállási adatait* kell bemásolni. Ezeket a mérést végző cégek is Excel-fájlban adják meg, így a két oszlop azokból bemásolható. Az itt ismertetett változatban kb. 1550 adatsort lehet bevinni, amivel a számítás gyakorlatilag minden reális esetet képes kiszámolni. Az itt bemutatott változat a ma már szinte kizárólagosan alkalmazott 2 cm-enként mért adatokra készült, más mérésköz esetén ilyenre kell átalakítani az adatokat. Ha a CPT-mérés során előfúrásból indult a penetráció, akkor is a 0 szintről kell indítani az adatokat, s ehhez a zérus mélységhez be kell írni fiktív értéket: célszerűen az első valóban mért csúcscellenállást. A CPT-adatsort az első munkalap jobb oldalán grafikusan is ábrázolja a program. Ezt a 4.1. ábra mutatja, s ezen a megfelelő adatok bevitele után a cölöp helyzete és a talajvízszint is megjelenik. Ez az ábra jól értelmezhető képet ad a talajadottságokról, és segíti a cölöptalp helyének kiválasztását. Adott esetben a grafikon tengelybeosztását szükséges/érdemes lehet az aktuális értékekhez igazítani.

A munkalap közepén, felül, az E-J-6-11 mezőben kell a cölöp *geometriai adatait* megadni. Az I-J kötelező („sárga cellás”) adatbevitel után kiszámítódik a cölöphossz, s mellette az L oszlopban a felvett cölöpgeometria esetén szükséges feltárási mélység, melynek teljesülését az L-11 cellába beírt CPT-mélységgel ellenőrizni kell.

A munkalap jobb szélén, az N-V-6-15 mezőben a *Talajadottságok* című táblázatban felülre, a 6. sorba néhány lényeges szintet kér a program, melyek a cölöpjellemzők későbbi felvételekor (módosításakor) hasznosak lehetnek. A réteghatárokat a CPT-diagram alapján kell beadni, a talaj típusának megállapításában a legközelebbi fúrás-szelvényre is alapozhatunk. A talajrétegződés táblázatába, a T oszlopba mindenképpen be kell vezetni a talajtípus *N* számjelét a lap közepén látható táblázat szerint (szemcsés talaj: 1, kötött talaj 2). A táblázatban, az U és V oszlopban szerepelnek még – alapesetben 1,0 értékkel – a k_{ts} talajkorrekciós palást- és a k_{tb} talajkorrekciós talpszorzók. Ezek a 2.4. fejezetben még nem jelentek meg, itt azért vezettem be ezeket, hogy a tervezők velük figyelembe vehessék egyes talajfajták vonatkozásában esetleg rendelkezésre álló speciális (*lokális*) tapasztalatokat. Értékük lehet 1,0-nél kisebb és nagyobb is, aszerint, hogy valamely talajjal kapcsolatban az általában várthoz képest kedvezőbb vagy kedvezőtlenebb viselkedésre számíthatnak-e.

A talpmélység felvétele után a CPT-diagram és a talajrétegződés táblázata alapján meg kell állapítani, hogy a cölöptalp alapvetően milyen talajba került. Ezt négyszeres cölöpátmérőnek megfelelő talp alatti talajzóna értékelése alapján kell jelezni a Talajadottságok című táblázat felső sorában, a T6 cellában. (Ettől függően vagy a „szemcsés talp” (1) vagy a „kötött talp” (2) című munkalap lesz érvényes.) Emellett a V6 cellában meg kell adni a talpellenállás λ_b redukciós tényezőjét is, mellyel a 2.4.2. fejezetben

írtak szerint lehet végrehajtani egy *végső redukciót*, ha az alapszámítás túlzottan nagy talpellenállást adna. Felvételéhez a talpellenállást számító két munkalapon megjelennek a 2.4. fejezetben javasolt korlátok, illetve a 4.2.2. fejezetben adok ehhez értékelést és útmutatást. A 4.1. táblázatban kiindulásként $\lambda_b=0,6$ szerepel, mert az első próbaszámítások szerint szemcsés talajok esetében ezzel egyezett a legjobban a mért és a számított talpellenállás.

Az N-V-17-19 mezőben megjelennek a fajlagos ellenállások számítási *alapképletei*, melyek alkalmazása a következő munkalapokon valósul meg. Látható, hogy a 2.4. fejezetben javasoltak közül a „közelítő” képleteket alkalmaztam. Az ezekben szereplő paraméterek E-L-15-24 mezőben jelennek meg a 2.4. fejezet szerint. Ezek közül a program az F-17 mezőben megadandó cölöptípushoz igazodóan választja ki a releváns értéket.

Középen a 13 jelű sorban megadhatóak még k_b és k_s technológiai korrekciós szorzók is. Ezekről sem volt még szó. Itt azért vezettem be ezeket, hogy velük az egyes technológiák vonatkozásában esetleg rendelkezésre álló speciális (*cégspecifikus*) tapasztalatokat lehessen figyelembe venni. Értékük lehet 1,0-nél kisebb és nagyobb is, aszerint, hogy az adott esetben az általában várható képest kedvezőbb vagy kedvezőtlenebb viselkedésre számítanak-e.

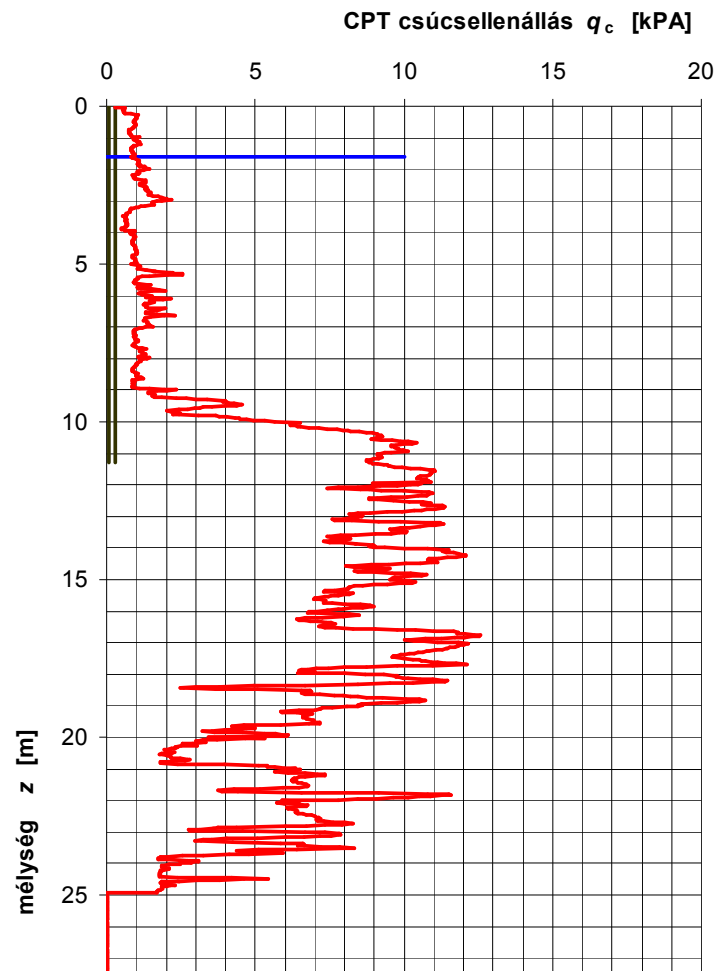
Végül a jobb alsó sarokban, az N-V-24-27 mezőben láthatók a *végeredmények*, melyek ezeken a munkalapokon keletkeztek.

4.1.2. A „Palást” című munkalap

A „palást” című munkalapon számíthatjuk a *palástellenállást* a 2.4.2. fejezet szerint (4.2. táblázat), melyen szintén készül egy, az értelmezést/ellenőrzést segítő ábra (4.2. ábra).

A munkalap bal széle, a B és D oszlop átveszi az „Adat” című munkalapról a *CPT-adatokat*, s a C oszlopban megadja azok abszolút szintjét is, illetve e szintekhez rendeli az E és F oszlopba a rétegződés figyelembevételével a talajok számjelét, valamint a talajkorrekciós palástszorzókat

A táblázat tetején, a 7 és 8. sorban az „Adat” című munkalapról azok az *alapadatok* másolódnak ide, melyek a palástellenállás számításához kellene. Megjelennek továbbá a táblázat felett az 5. sorban olyan számított adatok, melyek a további számításokhoz szükségesek vagy bizonyos döntésekhez hasznosak lehetnek.



4.1. ábra. A cölöpméretező Excel-fájl „adat” című munkalapján levő CPT-diagram

4.1. táblázat. A cölöpméretező Excel-fájl „Adat” című munkalapja

	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L	M	N	O	P	Q	R	S	T	U	V							
1																													
2		Projekt: M5			92																								
3		Cölöpméretezés: input és output adatok																											
4																													
5																													
6		CPT		Cölöppeometria				Feltérési mélység		Talaj-adottságok																			
7		jel	CPT terepszint c_t [m Bf]	terezsint	r	[m Bf]	81,15	szükséges	sor-szám	fúrás terepszint f_i [m Bf]	81,00	talajvíz mélység v [m Bf]	79,50	talp körüli talajösszetlet típusa	1	λ_b talpellenállás redukációs tényezője	0,60												
8		GE-M5/273	81,10	cölöpösszefogás szintje	δ	[m Bf]	81,10	$t+4D$ [m Bf]	1.	mélységtől z_H [m]	0,00	mélységig z_B [m]	4,2	felső szint z_{cl} [m Bf]	81,00	alsó szint z_{ca} [m Bf]	76,80	talajnév	sov Agy	N talajtípus számjele	2	k_{tb} talajkorrekciós palástszorzó	1,00	k_{tb} talajkorrekciós talpszorzó	1,00				
9		mélység	csúcs-ellenállás	cölöptalpszint	t	[m Bf]	69,80	14,50	2.	z_c [m]	0,00	q_c [MPa]	0,30	dolgozó cölöpátmérő D	[m]	0,80	dolgozó cölöphossz H	[m]	11,30	24,92	3.	4,20	9,0	76,80	72,00	köz Agy	2	1,00	1,00
10		0,00	0,30	dolgozó cölöphossz	H	[m]	11,30	tényleges	4.	9,00	9,8	72,00	71,20	sov Agy	1	1,00	1,00	1,00	1,00	5.	9,80	18,0	71,20	63,00	isz fin Hom	1	1,00	1,00	
11		0,02	0,30							6.	0,00	0,0	0,00	0,00	0	1	1,00	1,00	1,00	7.	0,00	0,0	0,00	0,00	0	1	1,00	1,00	
12		0,04	0,60							8.	0,00	0,0	0,00	0,00	0	1	1,00	1,00	1,00	8.	0,00	0,0	0,00	0,00	0	1	1,00	1,00	
13		0,06	0,61							Technológia-korrekciós szorzók																			
14		0,08	0,57							talpellenállás k_b		1,00	palástellenállás k_s		1,00														
15		0,10	0,53							Méretezési paraméterek																			
16		0,12	0,54							szemcsés talaj				kötött talaj															
17		0,14	0,56							1				2															
18		0,16	0,58							Cölöptípus				5															
19		0,18	0,59							vert (vibrált) előregyártott				1															
20		0,20	0,59							vert (vibrált) helyben betonozott				2															
21		0,22	0,63							vert (vibrált) benmaradó acélcső				3															
22		0,24	0,84							csavart helyben betonozott				4															
23		0,26	1,00							CFA				5															
24		0,28	1,06							fűt támasztófolydékkal				6															
25										fűt béléscsővel				7															

Számítási mód	q_s [kPa] fajlagos palástellenállás	q_b [kPa] fajlagos talpellenállás
szemcsés talaj esetén	$q_s = \alpha_{sq} \cdot 1,0 \cdot \sqrt{(q_c) \cdot (k_s \cdot k_{tb})}$	$q_b = \lambda_b \cdot \alpha_b \cdot (0,5 \cdot ((q_{cl} + q_{cbl}) / 2 + q_{cbl})) \cdot (k_b \cdot k_{tb})$
kötött talaj esetén	$q_s = \mu_s \cdot 1,2 \cdot \sqrt{(q_c) \cdot (k_s \cdot k_{tb})}$	$q_b = \mu_b \cdot 0,6 \cdot q_c \cdot (k_b \cdot k_{tb})$

Eredmények	átlagos fajlagos palástellenállás		fajlagos talpellenállás		
	q_{smean} [kPa]	39,1	q_{bm} [kPa]	2242	
teljes nyomási ellenállás	teljes palástellenállás		teljes talpellenállás		
R_{cm} [kN]	2237	R_{sm} [kN]	1110	R_{bm} [kN]	1127

A palástellenállás számításának részeredményei a táblázat jobb felén készülnek. Előbb egy szűrést alkalmaztam a G oszlopban, mely a mért csúcstellenállások közül a kiugróakat úgy veszi ki, hogy az aktuális érték helyett a megelőző 10 és a követő 20 érték átlagát veszi figyelembe, ha az kisebb. A H oszlopban a cölöpösszefogás választott szintje feletti és a választott talpszint alatti szűrt értékeket nullázza, a palást hosszán képzett megsűrt értékeket viszont átveszi.

Ezekből keletkezik az I oszlopban a talaj típusától függően az „Adat” című munkalapon meg-

adott alapképletekkel és az e táblázatba behívott tényezőkkel és szorzókkal a „számított fajlagos palástellenállás”. A J oszlopban az egyes soroknak megfelelő szintekhez a rétegződés figyelembe vételével rendelődnek a talajfajtától függő, a jelen táblázat fejlécébe behívott felső korlátok. Végül a K oszlop a számított és a korlátként megadott fajlagos palástellenállások közül a kisebbiket választja „megállapított fajlagos palástellenállásként”, s ezeket ábrázolja a diagram is (4.2. ábra).

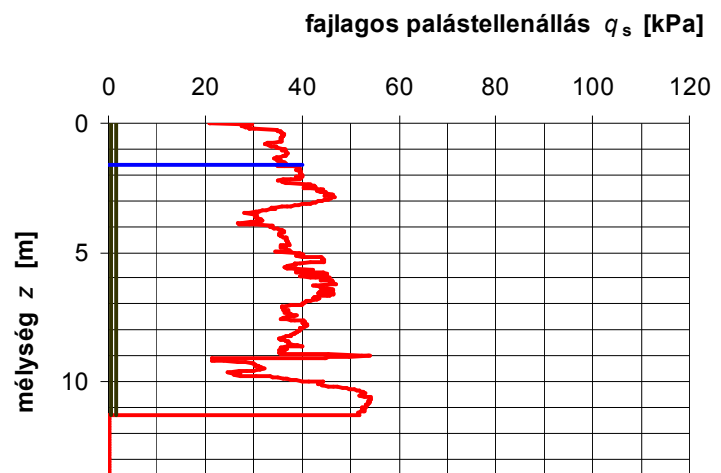
A palástellenállás számításának végeredménye a fejrész jobb szélén, az L-M-7-10 mezőben látható. A K oszlop elemeiből előbb az átlagos fajlagos palástellenállást számítjuk, majd abból a méretek figyelembevételével a teljes palástellenállást, mint erőt.

4.1.3. A „Szemcsés talp” című munkalap

A „Szemcsés talp” című munkalapon számítja a program a 2.4.2. fejezet szerint a talpellenállást, ha a talp alapvetően szemcsés talajba kerül (4.3. táblázat), amit az „Adat” című munkalapon kell(ett) megadni. Ehhez is csatlakozik egy diagram (4.3. ábra), mely a q_c „dolgozó” (figyelembe veendő) csúcstellenállásokat ábrázolja, ill. a talpellenállás belőlük számított jellemzőit rendeli a talp alatti mélységekhez, és így segít a talpszint megválasztásában, a talp alatti gyenge zónák hatásainak értékelésében.

A munkalap bal szélén a B és D oszlop itt is átveszi az „Adat” című munkalapról a CPT-adatokat, és megadja a C oszlopban azok abszolút szintjét is, illetve e szintekhez rendeli az E oszlopban a rétegződést figyelembe véve a talajkorrekciós talpszorzókat. A táblázat felett, a 3. és 5. sorban megjelennek még olyan számított adatok, melyek a további számításokhoz szükségesek vagy a döntésekhez hasznosak, így a talpellenállást befolyásoló tartományok határai.

A táblázat legfelső részébe, a 7 és 8. sorba az „Adat” című munkalapról – értelemszerűen – azok az alapadatok kerülnek, melyek a szemcsés talajok talpellenállásának számításához szükségesek. Ide az I oszlopba bevezettem továbbá tájékoztatási céllal a talpellenállás maximumának ajánlható értékeit. Az alsó érték egy óvatos (mint majd látni fogjuk, idehaza is ésszerűnek tartható) minimumnak számít, a felső viszont egy olyan abszolút maximumnak, melyet a 2.6. ábra is ajánlott. Ezen értékek és az M8 cellában kiadódó, számított ellenállás összevetésével, próbaterhelési tapasztalatokra támaszkodva célszerű (lehet) a 2.6. ábra szellemében felvenni az „Adat” című munkalapon a λ_b tényezőt, mely aztán itt is megjelenik. Azt tehát többnyire nem megmásíthatatlan ki-



4.2. ábra. A cölöpméretező Excel-fájl „palást” című munkalapján levő, a fajlagos palástellenállások változását mutató diagram

indulási adatként kell az „Adat” című munkalapról bevenni, s aztán mechanikusan alkalmazni. Helyesebb az e munkalapon kiadódó „számított fajlagos talpellenállást”, illetve az itt ajánlott felső korlátokat is mérlegelve λ_b értékéről „visszamenőleg” dönten. A 4.2.2. fejezetben ismertetendő eddigi elemzések szerint ugyanakkor az eddigi próbaterhelési adatok alapján kiindulási értéként szemcsés talajokra 0,6 számításba vételét ajánlom.

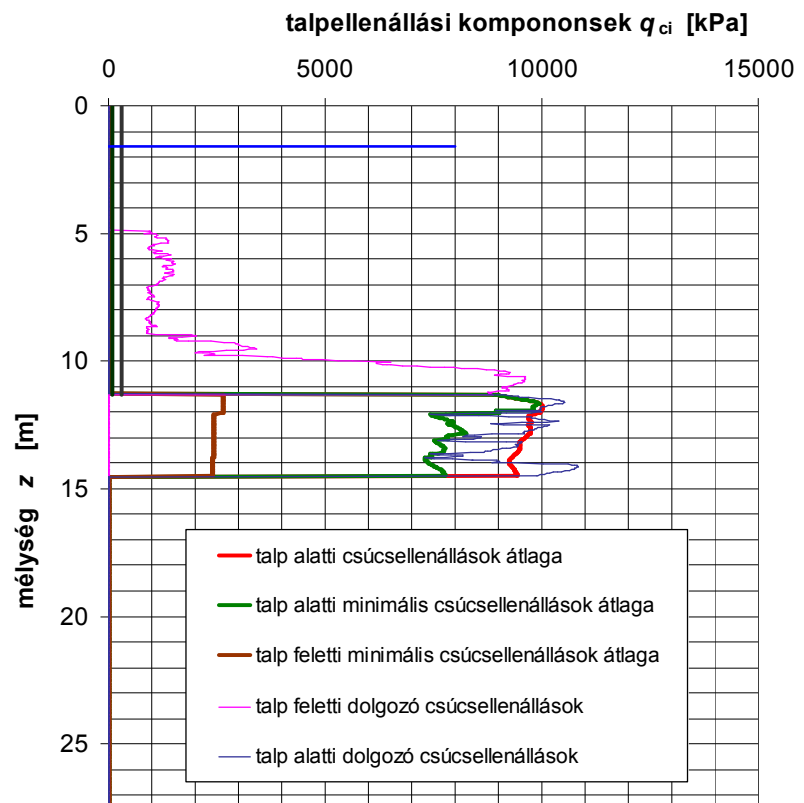
A talpellenállás számításának részeredményei az F-N oszlopokban készülnek. Előbb itt is ugyanazt a szűrést alkalmaztam az F oszlopban, mint a palástellenállás esetében. (A ténylegesen mért csúcsellenállások helyett az aktuális értéket megelőző 10 és követő 20 érték

átlagát vettem számításba, ha az kisebb, mint az aktuális érték.) A következő három oszlop a talpszint alatti átlagos csúcsellenállásokat számítja ki, minden aktuális szinthez (sorhoz) a választott talpszint és az aktuális szint közötti (szűrt és a talajkorrekciós tényezővel módosított) *csúcsellenállások átlagát* rendelve. Ezt a talp alatt az átmérő négyszeresének megfelelő mélységig teszi meg a program. Előbb két segédmenyiséget számít (G és H oszlopok), majd az I oszlopban kiadódnak a talp alatti átlagos csúcsellenállások és ezek rákerülnek a 4.3. ábra diagramjára is.

A következő, a J jelű oszlopba minden szinthez a választott talpszint és az aktuális szint közötti (szűrt és a talajkorrekciós tényezővel módosított) talp alatti *minimális értékek átlaga* van rendelve, s ezek is rákerülnek a 4.3. ábra diagramjára. Ezek előállítását meglehetősen bonyolult feladat, hiszen a 2.3. ábra szerint a minimumokat az aktuális szinttől (mint potenciális kritikus mélységtől) felfelé a választott talpszintig haladva kell megállapítani. Ehhez a munkalapon az O oszloptól a lehetséges utolsó IV oszlopig terjedő mezőt igénybe kellett venni. (Tulajdonképpen ez határozza meg a mostani programváltozattal kezelhető mélységet.) E programrész részletes bemutatása terjedelmi okok miatt itt nem lehetséges, a csatolt CD-n a részletek megtekinthetők.

A K oszlop az I és a J oszlopban előállított kétféle átlag átlagát rendelve az egyes szintekhez. Ez jellemzi a talp alatti, a választott talpszint és az aktuális szint (mint kritikus mélység) közötti talajzóna teherbírását, aminek értékelése önmagában is érdekes lehet.

Az L és M oszlopokban, illetve a kapcsolódó O-IV oszlopokban állítódik elő a talpellenállás harmadik összetevője, a *talp feletti minimumértékek átlaga*. Az L oszlop ehhez a szűrt és talajkorrekciós szorzóval „kezelt” értékeket adja meg a választott talpszint feletti $8 \cdot D$ szakaszra, míg a többire nullázza azokat. Az M jelű oszlopba minden talp alatti aktuális szinthez (mint potenciális kritikus mélységhez) a választott talpszint feletti $8 \cdot D$



4.3. ábra. A cölöpméretező Excel-fájl „szemcsés talp” című munkalapján levő, a jellemző talpellenállási összetevők változását mutató diagram

szakaszon kialakuló minimumértékek átlaga kerül, és ez is megjelennek a 4.3. ábrán is. Ezek előállítását sem lehet itt ismertetni, mert ezek előállítása is bonyolult feladat, mivel a 2.3. ábra szerint a talp feletti minimumok képzését a talpszintről felfelé azon értéktől kell elindítani, mely a talp alatti minimumképzés végén jelölődik ki. Ez viszont függ a kritikus mélységtől, mert a talp alatti minimumok megállapítása attól kezdődött.

Ezután a N oszlopban a választott talpszint alatti szintekhez a $4 \cdot D$ mélységig hozzárendeltem a talp alatti jellemző átlagok (K oszlop) és a talp feletti jellemző átlagok (M oszlop) átlagát. Ezek minimuma a cölöpméretezés szempontjából jellemző csúcscellenállás, melyet az L8 cella képez. (Az N oszlopba a jelölt szakaszon kívüli cellákba éppen a minimumkeresési függvény alkalmazhatósága céljából került extrém nagy érték.) A K8 cella ugyanabból az oszlopból azt is kikeresi, hogy hol van a *kritikus mélység*.

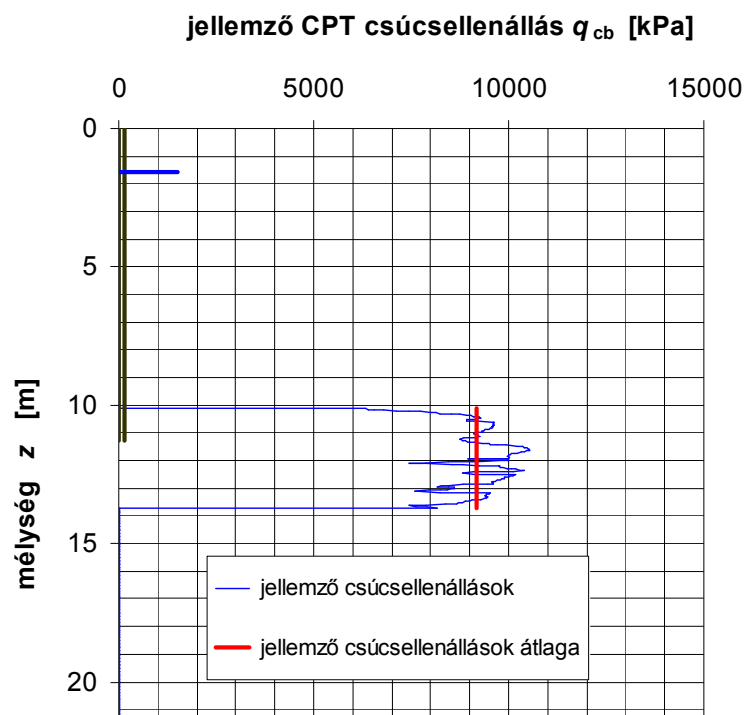
Az M8 mezőbe a *számított fajlagos talpellenállás* került, melyet az L8 cellából a cölöptípusnak megfelelő, már behívott α_b szorzóval kell számítani. Mint már utaltunk rá, a 2.4.2. fejezet szerint azonban ezt még indokolt lehet *redukálni*, s ezt alkalmazva áll elő az N8 mezőben „*megállapított fajlagos talpellenállás*”, majd abból alatta a teljes talpellenállás, mint erő.

4.1.4. A „Kötött talp” című munkalap

A „Kötött talp” című munkalapon számítja ki a program a 2.4.2. fejezet szerint a cölöp *talpellenállását*, ha a talp alapvetően kötött talajba kerül (4.4. táblázat), amiről az „Adat” című munkalapon kellett dönteni. Ehhez is csatlakozik egy diagram (4.4. ábra), mely a számítás alapjául szolgáló q_{cb} -csúcscellenállás talp körüli értékeit mutatja. Megjegyzendő, hogy a példaként bemutatott cölöp esetében a talpellenállást a szemcsés talajokra vonatkozó eljárással kellett számítani, így a 4.4. táblázat és a 4.4. ábra valójában nem érvényes, de a program ismertetéséhez célszerűbb ezeket mutatni.

A munkalap bal széle (B és D oszlop) itt is átveszi az „adat” munkalapról a *CPT-adatokat*, s meghatározza azok abszolút szintjét (C oszlop), ill. ezen szintekhez rendeli a rétegződés figyelembevételével a talajkorrekciós talpszorzókat (E oszlop).

A táblázat legfelső, 7. és 8. soraiba az „Adat” című munkalapról e munkalapra azok az *alapadatok* kerülnek, melyek a kötött talajok talpellenállásának számításához kellene. Az I oszlopba is bevezettem tájékoztatási céllal a talpellenállás maximumának javasolható értékeit. Az alsó érték egy óvatos, a szokványos $l_c \approx 1,0$ konzisztenciájú agyagokra (mint látni fogjuk, idehaza is) ésszerűnek tartható minimumnak számít, a felső viszont egy olyan maximumnak, mely már inkább agyagkövekre jellemző.



4.4. ábra. A cölöpméretező Excel-fájl „kötött talp” című munkalapján levő, a jellemző csúcscellenállásokat mutató diagram

4.2. táblázat. A cölöpméretező Excel-fájl „Palást” című munkalapjának fejléce

	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L	M	
1														
2														
3		Projekt: M5 92												
4														
5		Cölöpméretezés: palástellenállás számítása					CPT mérőszög Δz_c [m]	0,020	cölöphossz H [m]	11,30	talpmélység z_1 [m]	11,3		
6														
7		jel	talpmélység t [mBf]	CPT terepszint c_t [m Bf]	cölöpösszefogás δ [mBf]	átmérő D [m]	szemcsés palástszorzó α_{sq}	kötött palástszorzó μ_s	palásttechnológiai korrekciós tényező k_s	szemcsés max palástellenállás q_{smax} [kPa]	kötött max palástellenállás q_{smax} [kPa]	átlagos fajlagos palástellenállás q_{smean} [kPa]		
8		GE-M5/273	69,80	81,10	81,10	0,80	0,550	1,00	1,00	120	80	39,1		
9		CPT-mélység	abszolút szint	mért CPT csúcscellenállás	talajtípus számjele	talajkorrekciós palástszorzó	szűrt CPT csúcscellenállás	paláston dolgozó CPT csúcscellenállás	számított fajl palástellenállás	max fajl palástellenállás	megállapított fajl palástellenállás	teljes palástellenállás R_{sm} [kN]		
10		z_c [m]	z_c [m Bf]	q_c [MPa]	N	k_{tb}	q_{cf} [kPa]	q_{cd} [kPa]	q_{sc} [kPa]	q_{smax} [kPa]	q_{sm} [kPa]	1 110		
11		0,00	81,10	0,300	2,0	1,00	300	300	21	80	21			

4.3. táblázat. A cölöpméretező Excel-fájl „Szemcsés talp” című munkalapjának fejléce

	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L	M	N	
3		Projekt: M5 92						CPT mérőszög Δz_c [m]	0,020	$t + 8D$ [mBf]	76,20	talpmélység z_1 [m]	11,30	
4														
5		Cölöpméretezés: talpellenállás számítása szemcsés talaj esetén					cölöphossz H [m]	11,30	$t - 0,7D$ [mBf]	69,24	$t - 4D$ [mBf]	66,60		
6														
7		jel	talpmélység t [mBf]	CPT terepszint c_t [m Bf]	összefogás δ [mBf]	cölöpátmérő D [m]	szemcsés talpszorzó α_b	talptechnológiai korrekciós tényező k_b	szemcsés talaj max talpellenállás q_{bmax} [kPa]	talpellenállás redukciós tényezője λ_b	kritikus mélység z_{okr} [m]	jellemző csúcscellenállás q_{cb} [kPa]	számított talpellenállás q_{bc} [kPa]	megállapított fajl talpellenállás q_{bm} [kPa]
8		GE-M5/273	69,80	81,10	81,10	0,80	0,70	1,00	5000 - 15000	0,60	13,84	5 338	3 737	2 242
9		CPT-mélység	abszolút szint	mért CPT csúcscellenállás	talajkorrekciós talpszorzó	szűrt CPT csúcscellenállás	talp alatt dolgozó CPT csúcscellenállás	összegzett CPT csúcscellenállás	talp alatti átlagos CPT csúcscellenállás	talp alatti minimális CPT csúcscellenállások átlaga	talp alatti jellemző CPT csúcscellenállások	talp felett dolgozó CPT csúcscellenállás	talp feletti min CPT csúcscellenállások átlaga	teljes talpellenállás R_{bm} [kN]
10		z_c [m]	z_c [mBf]	q_c [MPa]	k_{tb}	q_{cf} [kPa]	q_{ca} [kPa]	Σq_{oc} [kPa]	q_{cmean} [kPa]	q_{c1mean} [kPa]	$(q_{c1mean} + q_{c2mean})/2$ [kPa]	q_{cf} [kPa]	q_{c1mean} [kPa]	1 127
11		0,00	81,10	0,300	1,00	300	0	0	0	0	0	0	0	1 000 000

4.4. táblázat. A cölöpméretező Excel-fájl „Kötött talp” című munkalapjának fejléce

	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	
1												
2												
3		Projekt: M5 92						cölöphossz H [m]	11,30	talpmélység z_1 [m]	11,3	
4												
5		Cölöpméretezés: talpellenállás számítása kötött talaj esetén					CPT mérőszög Δz_c [m]	0,020	$t - 3D$ [mBf]	67,40	$t + 1,5D$ [mBf]	71,00
6												
7		jel	talpmélység t [mBf]	CPT terepszint c_t [m Bf]	cölöpátmérő D [m]	cölöpösszefogás δ [mBf]	kötött talpszorzó μ_b	talptechnológia korrekciós tényező k_b	kötött talaj max talpellenállás q_{bmax} [kPa]	talpellenállás redukciós tényezője λ_b	megállapított fajl talpellenállás q_{bm} [kPa]	
8		GE-M5/273	69,80	81,10	0,80	81,10	0,90	1,00	2500 - 8000	0,60	2 966	
9		CPT-mélység	abszolút szint	mért CPT csúcscellenállás	talajkorrekciós talpszorzó	szűrt CPT csúcscellenállás	dolgozó CPT csúcscellenállás	jellemző CPT csúcscellenállás	jellemző átlagos CPT csúcscellenállás q_{cbmean} [kPa]	számított fajl talpellenállás q_{bc} [kPa]	teljes talpellenállás R_{bm} [kN]	
10		z_c [m]	z_c [mBf]	q_c [MPa]	k_{tb}	q_{cf} [kPa]	q_{cd} [kPa]	q_{cb} [kPa]	9155	4 944	1 491	
11		0,00	81,10	0,300	1,00	300	0	0				

A táblázat felett a 3. és 5. sorban olyan számított adatok vannak, melyek a további számításokhoz szükségesek vagy a döntésekhez hasznosak, így pl. a talpellenállást befolyásoló talajtartomány határai.

A talpellenállás számításának részeredményei az F-H oszlopokban készülnek. Előbb itt is ugyanazt a *szűrést* alkalmaztam, mint a palástellenállás esetében (F oszlop). (A ténylegesen mért csúcscellenállások helyett az aktuális értéket megelőző 10 és követő 20 érték átlagát vettem számításba, ha az kisebb, mint az aktuális érték.) A G oszlop a választott talpszint feletti $1,5 \cdot D$ és az alatti $3,0 \cdot D$ mélységtartományon kívüli nullázza, az ezen tartománybeli értékeket viszont átveszi, és szorozza a talajkorrekciós talpszorzókat, így kiválasztva a számításba veendő „dolgozó” értékeket a H oszlopba. Ezeket ábrázolja a lapon megjelenő diagram, melyet a 4.4. ábra is mutat.

Az előbbi értékek átlagát képezi aztán az I-10 cella, s az is megjelenik a diagramon. Ezt kell megszorozni a (2.54) képlet szerint 0,6-tal és μ_b szorzókkal, továbbá a k_{tb} technológiai szorzókkal. Ez jelenik meg a J-10 cellában. A 2.4.2. fejezet szerint azonban ezt még indokolt lehet redukálni. Ezt szolgálja az „Adat” című munkalapról behívott λ_b tényező, melyet az előzetes próbaszámítások szerint a kötött talajokra kiindulásként 1,0-ra lehet felvenni. Ezt alkalmazva áll elő az K8 mezőben „*megállapított fajlagos talpellenállás*”, majd abból alatta a teljes talpellenállás, mint erő. Itt is meg kell azonban jegyezni, hogy e számítások végrehajtásakor a λ_b tényezőről az ezen a munkalapon kiadódó „számított fajlagos talpellenállást”, illetve az itt ajánlott felső korlátokat is mérlegelve célszerű döntenie, s azt az „Adat” című munkalapon visszamenőlegesen bevinni.

4.2. Próbaterhelési adatbázis összeállítása

Amint említettem, a Széchenyi István Egyetem munkatársaival az elmúlt 15 évben 140 statikus cölöp-próbaterhelést hajtottunk végre. Ezek egy része a jelen tudományos feldolgozás szempontjából eleve értéktelen, nevezetesen azok, melyek a nyomási ellenállás végértékét nem érték el. (Ezek esetében az előzetes számítások alapján kisebbre választották a vizsgálati terhet, s az erre méretezett ellentartás (lehorgonyzás) nem engedte meg nagyobb erők működtetését. A számított ellenállásnál sokkal nagyobb vizsgálati erő viszont az esetek nagyobb részében a próbaterhelés költségeit növelné, amit a projektek ritkán bírnak el.) Sok próbaterhelést a jelen értékelésben azért nem tudunk hasznosítani, mert nem készült hozzá eléggé közel és eléggé mély CPT. (Ennek oka lehetett, hogy a tervező (még) nem tartotta ezt fontosnak vagy, hogy a túlzottan jó teherbírású talaj nem engedte a szonda penetrációt.) Nem használtuk fel az 1999 előtti próbaterheléseket, mert korábban még sem az azóta leggyakoribbá vált CFA-cölöpözés, sem a CPT, sem a próbaterhelés technikája nem volt teljesen kiforrott. A próbaterhelések nagy része autópályákhoz készült, helyük elég jól lefedi az országot.

A 140-ből így 83 próbaterhelést lehetett kiválasztani, melyek közül 69 vizsgált CFA-cölöpöt, a további 14 úgy oszlott meg más cölöptípusok között, hogy egyikre sem adódott egy statisztikai értékeléshez elegendő esetszám. Így az összeállított adatbázis valójában csak a CFA-cölöpök CPT-alapú tervezésének értékelésére alkalmas. A 69 CFA-próbaterhelés közül az első átvizsgálás alapján még további 6-ot kivettem.

Ezek közül 4 esetében már a próbaterhelési görbe alakjából nyilvánvaló volt, hogy e cölöpöknek lényegében „nem volt talpa”, úgy ahogy azt a 3.5. ábra is érzékelteti. Ezekre is elvégeztem azért az ellenállás-komponensek szétválasztását és az Excel-számítást, s az derült ki, hogy a mért és a számított ellenállások aránya 0,25-nél kisebbre adódott. Úgy ítélem meg, hogy ezért az alacsony értékért már aligha a számítás felelős, inkább a talpkészítés technológiai hibája, ezért a cölöpméretezési eljárás minősítésébe ezeket a cölöpöket nem célszerű bevinni. Az mindenestre önmagában

is értékes és fontos statisztika adat, hogy a CFA-cölöpök kb. 10 %-ában talpellenállás lényegében nem volt. Kivettem továbbá 2 olyan rövid cölöpöt, melyek palástja mentén különösen jó teherbírású, meszes kötésű homok volt, (az egyik esetében a talp alatt is), s amelyekre a mért és számított palástellenállás aránya lett 0,25. Ezek téves számításának okát nem tudtam megállapítani, de vannak olyan gondolatok a szakirodalomban (Eslami és Fellenius, 1997), miszerint ha nincs kellő geosztatikai nyomás, akkor nem tud létrejönni akkora palástellenállás, amekkorát a CPT alapján feltételeznénk.

A vizsgálatba bevont 63 CFA-próbacölöpöt 6 magyar cég készítette, de több mint 80 %-ukat kettő, a Bohn Mélyépítő Kft. (27) és a HBM Kft. (23). Amennyiben a cölöpözés „finomságai” befolyásolják a teherbírást, annyiban a két cégre lesz jellemző az adathalmaz. A többi cég a következő volt: BRK Speciális Mélyépítő Kft (4), EMAB Zrt (4), Folyami Hídalapozó Kft (3), STRABAG MML Kft (2). A cölöpök nagy része, 49 db 0,8 m átmérőjű volt, 11 db 60 cm-es és 3 db 1,0 m-es átmérőjű szerepel még az adatbázisban. A hossz 6,3 és 22,2 m között változott.

A csatolt CD-n is mellékelt adatbázis lényegét a 4.5. táblázat érzékelteti. Mindegyik próbaterhelés két oszlopot foglal el, s ezekben megtalálható minden olyan adat, mely

- a próbaterhelést azonosítja, főbb ismérveit jelzi,
- a próbacölöpöt jellemzi,
- a talajkörnyezetet leírja,
- a próbaterhelés fő eredményeit tárolja,
- az utólagos CPT-alapú számítás eredményeit ismerteti,
- a mért és a számított adatok összehasonlítását teszi lehetővé.

A cölöpök geometriai adatait az esetek túlnyomó többségében a cölöpöző géphez kapcsolt műszer által kiadott adatokból állapítottuk meg. A cölöpkészítéshez kapcsolódóan szerepelnek a táblázatban a 4.1. fejezetben bevezetett technológiai szorzók is, melyeket első közelítésben 1,0-re lehet felvenni, így tettem én is.

A talajkörnyezet jellemzése a CPT-k mellett feltáró fúrásokon és kapcsolódó laborvizsgálatokon alapul. Ezeket a projektekhez készített geotechnikai szakvéleményekből, illetve a próbaterhelési tervekben vettük ki. Ezek meghatározó részét a GeoTerra Kft. és a Geoplan Kft. készítette. A rétegződés leírása esetleg nem teljesen érvényes, mivel a próbacölöp közelében nem mindig volt fúrás. További bizonytalanságot okoz, hogy a többnyire nagy mélységű fúratok anyagát ritkán vizsgálták kellő részletességgel. A felhasznált 63 vizsgálathoz készült CPT-vizsgálatok nagy részét a Geo-Engineering Kft. (46) hajtotta végre. Viszonylag sok vizsgálat fűződik még a Módosék Kft.-hez (10) és a GeoStat Kft.-hez (4), néhányat készített a CPT Plusz Kft. (2) és a Geovil Kft. (1) is.

A próbaterhelések mindegyikét a Széchenyi István Egyetem hajtotta végre, s magam személyesen értékeltem. A megadott erő-süllyedés adatok a próbaterhelési jelentések-ből származnak, s a ténylegesen mért adatokra legjobban illeszkedő görbét adják. Ezek alapján állapítottam meg a nyomási ellenállást, vagy a tényleges ($dF/ds=0$) törési állapotot, vagy az $s=D/10$ süllyedést okozó erőként. Azt a 3. fejezetben leírtak szerint, elsősorban a próbaterhelési görbe alakja alapján választottam szét a megadott komponensekre. Az a tény, hogy egyetlen szakmai egység munkájáról van szó, egyfajta *homogenitást* biztosít. Jóllehet, a próbaterhelések praktikus (nem tudományos) célt szolgáltak, mindig olyan igényesen dolgoztunk, hogy az megengedi a tudományos hasznosítást is.

Az adatbázisba bevezettem az Excel-számítással megállapított eredményeket és azok első értékelését is, amiről majd a következő fejezetben lesz szó.

4.5. táblázat. A cölöppróbaterhelési adatbázis rendszere

sorszám		1.		2.	kivéve	3.	
hely		M31	1+200	M31	3+235	M31	6+352
műtárgy/építmény	próbatelhelés dátuma	20	2009.03.05	32	2009.01.16.	64	2009.03.16
technológia	cég	CFA	HBM	CFA	EMAB	CFA	EMAB
terepszint	összefogás szintje	208,30	207,50	223,40	222,60	247,80	247,00
talpszint	átmérő	190,00	0,60	214,50	0,60	229,50	0,80
talptechnológia	palásttechnológia	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00	1,00
fúrás szint	talajvíz szint	208,3	198,5	224,0	211,6	247,5	210
talajrétegek	1.	8,4	mesz isz fin Hom	1,3	hum fin Hom	1,4	isz fin Hom
	2.	22,0	köv Agy	3,2	fin Hom	25,0	fin Hom
	3.			7,9	isz fin Hom		
	4.			8,3	köz Agy		
	5.			11,7	isz fin Hom		
	6.			12,6	isz fin Hom		
	7.			14,9	köz Agy		
	8.						
talaj a palást mentén	talaj a talpnál	kötött	kötött	szemcsés	szemcsés	szemcsés	szemcsés
próbatelhelési görbe	1.	0	0,0	0	0,0	0	0,0
erő - süllyedés	2.	375	0,3	175	0,1	850	1,5
	3.	750	0,7	350	0,3	1300	2,4
	4.	1125	1,2	469	0,5	1700	3,5
	5.	1500	1,8	600	0,8	2000	4,8
	6.	1875	2,6	700	1,2	2300	6,7
	7.	2250	3,6	803	1,8	2550	8,9
	8.	2450	4,2	902	2,7	3000	14,3
	9.	2625	4,9	968	3,7	3400	20,7
	10.	2700	5,3	1021	5,2	3600	24,6
	11.	2750	5,8	1050	6,6	3800	29,4
	12.	2816	6,9	1089	9,6	3900	32,5
	13.	2850	8,1	1115	13,1	4000	36,4
	14.	2900	12,0	1130	16,9	4050	38,8
	15.	2950	28,0	1145	22,4	4100	42,7
	16.			1160	30,0	4120	45,0
	17.			1170	39,0	4130	48,0
	18.					4140	52,0
	19.						
	20.						
nyomási ellenállás	mért - számított	2950	2633	1170	1840	4140	4547
palástellenállás	mért - számított	2500	1987	950	817	2700	3195
talpellenállás	mért - számított	450	646	220	1022	1440	1352
átl fajl palástellenállás	mért - számított	76	60	62	54	61	73
fajl talpellenállás	mért - számított	1592	2285	778	3618	2866	2691
nyomási ellenállás	mért / számított		1,12		0,64		0,91
palástellenállás	mért / számított		1,26		1,16		0,85
talpellenállás	mért / számított		0,70		0,22		1,07
CPT-jel		GE-M31/C20		GE-M31/C32		GE-M31/C64/6	
terepszint	mélység	208,30	20,76	223,40	12,99	247,00	25,44
mélység - csúcsellenállás	1.	0,00	0,14	0,00	0,30	0,00	0,08
	2.	0,02	0,25	0,01	0,49	0,02	0,22

Az *adatbevitel* kritikus elemeit illetően a következőket kell említenem:

- a fúrászelvények és a CPT-diagramok gyakran kissé más réteghatárokat mutattak, ilyenkor az utóbbiakét tekintetem érvényesnek,
- a talpellenállás számítási módja olykor kérdéses volt, mert a talp körül nagyon rétegzett volt a talaj,
- a nyomási ellenállás szétválasztása gyakran bizonytalan volt, s többnyire inkább az $s=0,03 \cdot D$ süllyedéstől kellett visszavetíteni a talpellenállás görbéjét.

Megjegyzem, hogy az összeállított adatbázis a jelen dolgozat céljától függetlenül is érték. Ha egy új projekt esetében elő tudjuk állítani a cölöpöket és a talajkörnyezetet jel-

lemző adatokat, jó esély van arra, hogy találunk benne összehasonlítható esetet, melyek első tájékozódásként az Excel-számítás nélkül is segíthetnek. E céllal nem használtan felvenni az adatbázisba azokat a próbaterheléseket sem, melyek során a nyomási ellenállást nem érték el, illetve amelyekhez nincs (megfelelő) CPT. Ilyeneket is tartalmazó adatbázist készítettünk már cégek részére.

4.3. Az új méretezési módszer próbája

4.3.1. A mért és számított cölöppenállások statisztikai paramétereinek összevetése

A 63 CFA-cölöp méreteinek, mért és számított ellenállásainak legfontosabb statisztika jellemzőit a 4.6. táblázat foglalja össze.

A következő méretek, teherbírások jellemzik a halmazt, ami megfordítva azt is mutatja, milyen cölöpökre lehet/szabad kiterjeszteni a vizsgálat eredményeit:

- az eredmények alapvetően 80 cm átmérőjű cölöpökre érvényesek,
- az átlagos hossz kb. 15 m, a terjedelem 6,3÷22,2 m,
- az átlagos teherbírás közelíti a 3000 kN-t, a relatív szórás kb. 40 %, előfordult 1000 és 6500 kN teherbírás is,
- a nyomási ellenállás 60 %-át adta a palástellenállás,
- a cölöphosszra vetített teherbírás kb. 200 kN/m,
- a cölöpök talpa kb. 60 %-ban szemcsés talajba került, a cölöpök köpenye 50 %-ban vegyes talajösszetet harántolt,
- az átlagos fajlagos talpellenállás 2500 kPa körüli, de 500 és 6000 kPa közt változott,
- az átlagos fajlagos palástellenállás 50 kPa-hoz közelít, 25 és 80 kPa között változva.

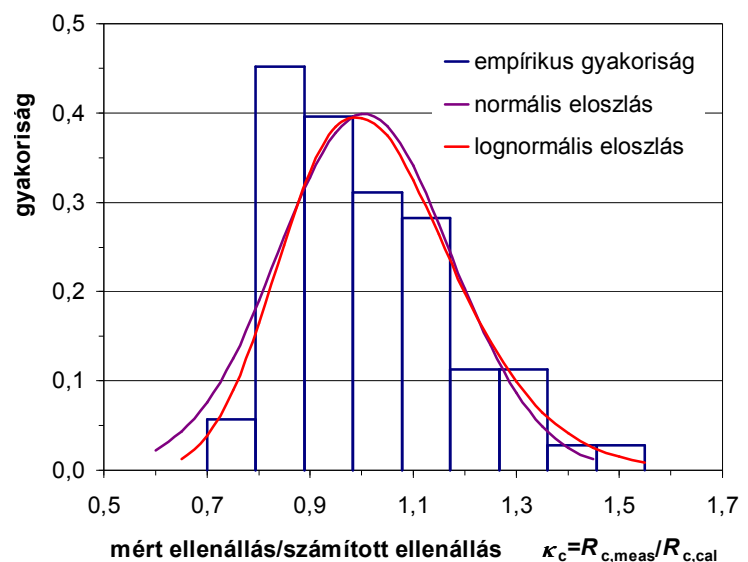
A számítás megbízhatóságáról a mért és számított ellenállások κ_c viszonyszámai tájékoztatnak, melyek alapján a következőket lehet leszűrni:

- a teljes nyomási ellenállás viszonyszáma $\kappa_c=1,01$, azaz az alkalmazott eljárás átlagosan nagyon jó,
- a számítás a palástellenállást és a talpellenállást külön-külön is viszonylag jól megadta, az előbbit 2 %-kal túlbecsülte, az utóbbit 7 %-kal alá,
- elképzelhető, hogy az ellentétes értelmű hibában közrejátszott a mért cölöppenállások komponensekre való bontásában elkövetett hiba,
- váratlanul kicsi a teljes nyomási ellenállások viszonyszámának a relatív szórása is, a 0,17 érték bármiféle mérnöki számítás esetén elfogadható lenne,
- a fajlagos palástellenállás κ_s szórása még kedvezőbb, ami egyfajta kiegyenlítődési mechanizmusra utal, s ez összhangban van az α -módszerrel, illetve a palástellenállások gyökös képletével,
- a talpellenállás számításának megbízhatóságára jellemző 32% relatív szórást viszont nagyinak kell minősítenünk, ez a legbizonytalanabb eleme a cölöpméretezésnek,
- a teherbírás túlbecsülésének veszélye elég nagy lehet, előfordulhat, hogy a mért érték a talpellenállás esetében csak a számított felét éri el, a palástellenállás és a teljes ellenállás esetében viszont ez legalább 70 % volt, (emlékeztetnem kell azonban arra, hogy az adathalmazból kihagytam a talpellenállás teljes hiányát mutató eseteket),
- a teherbírások alábecslésének mértéke hasonló, szélső helyzetben a talpellenállás mért értéke 100 %-kal is meghaladhatja a számítottat, a palástellenállás esetében 25 %-os, a teljes nyomási ellenállás esetében 50 %-os többlet fordulhat elő.

4.6. táblázat. A próbaterhelési adatbázis statisztikai alapadatai

adat-halmaz	jellemző adatok				átlag	szórás	relatív szórás	minimum	maximum
összes cölöp $N=63$	méret-adatok	átmérő	D	m	0,77	0,09	0,11	0,60	1,00
		hossz	H	m	14,7	4,16	0,28	6,30	22,2
	nyomási ellenállás	mért	$R_{c,meas}$	kN	2899	1117	0,39	975	6750
		számított	$R_{c,cal}$	kN	2897	1026	0,35	1168	6044
		mért / számított	κ_c	-	1,01	0,17	0,17	0,72	1,54
	átl. fajl. palást-ellenállás	mért	$q_{s,meas}$	kPa	48,7	12,1	0,25	24,4	83,6
		számított	$q_{s,cal}$	kPa	49,4	9,6	0,19	28,5	77,6
		mért / számított	κ_s	-	0,98	0,13	0,13	0,74	1,26
	fajl. talp-ellenállás	mért	$q_{b,meas}$	kPa	2503	1398	0,56	537	6170
		számított	$q_{b,cal}$	kPa	2473	1463	0,59	595	7623
		mért / számított	κ_b	-	1,07	0,34	0,32	0,51	2,05

A módszer megbízhatóságának további értékeléséhez a 4.5. ábrán bemutattam a teljes nyomási ellenállások κ_c értékének empirikus gyakoriságát és elméleti sűrűségfüggvényeit. (A lognormális eloszlás paraméterei: átlag -0,079, szórás 0,163.) Úgy tűnik, a lognormális eloszlás illeszkedése jobb, s ez kedvező, mert az a kis κ_c -értékek tartományában kisebb valószínűségeket ad. (Egyébként az ellenállásokat általában lognormális eloszlással lehet jellemezni.) Elfogadva a lognormális eloszlást, az ennek eloszlásfüggvényét tartalmazó táblázatok (Rétháti, 1985) alapján azt lehet 95 % valószínűséggel kijelenteni, hogy a tényleges ellenállás a számított *0,78-szorosánál nem lesz kisebb*. (Ha a normális eloszlást fogadnánk el, akkor csak 0,73-szeres korlátot lehetne ilyen megbízhatósággal adni.)



4.5. ábra. A mért és számított nyomási ellenállások viszonyszámának empirikus gyakorisága és elméleti sűrűségfüggvényei

A megállapítások finomíthatók, a „hibahelyek” tisztázhatók, ha a mért és számított ellenállásokat a talajtípust is figyelembe véve elemezzük. (Így csökken persze az egyes halmazok darabszáma, s ez gyengíti a megállapítások erejét.) A 4.7. táblázatban talajtípusonként is megadtam a teljes nyomási ellenállás, a fajlagos palást- és talpellenállás κ_i viszonyszámait s azok ν_i szórásait. A táblázat többi adatának értelmezése és teljes körű értékelése a 4.3. fejezet tárgya lesz, itt csak azt emelem ki, hogy

- a viszonyszám értékei 1,0-től 10 %-nál jobban nem térnek el, a teljes ellenállás átlagos hibája pedig csak 1 %,
- ν_i értéke a teljes ellenállás és a palástellenállás esetében 8 és 17 % között van, a talpellenállás esetében 27÷34 % a jellemző,
- a szemcsés talajok palástellenállását nagyon megbízhatóan lehet számítani, talpellenállásának a bizonytalansága viszont minden adat közül a legnagyobb.

4.3.2. A mért és számított cölöellenállások korrelációja

A mért és számított ellenállások korrelációját vizsgálják a következő ábrák, melyeken

- a vörös eredményvonal a pontokra legjobban illeszkedő $R_{\text{meas}}=a_1 \cdot R_{\text{cal}}$ alakú regressziós egyenest mutatja, s erre vonatkozik az R regressziós együttható,
- a lila szaggatott vonal azt az $R_{\text{meas}}=a_2 \cdot R_{\text{cal}}$ alakú, alsó határvonalat jelenti, mely alatt az esetek 5 %-ánál kevesebb pont maradt,
- a zöldes színnel jelölt pont az adatok átlagát jelöli.

Egyes esetekben jobb regressziós együtthatót eredményeztek nem-lineáris, ill. az origóra nem illeszkedő függvények, de a fizikai tartalmát, az interpretálhatóságot és a gyakorlati alkalmazást figyelembe véve helyesebbnek találtam az origón átmenő egyenesek alkalmazását. A gyakorlati alkalmazásához ismerni kell a korreláció megbízhatóságát, ezt a valószínűségelmélet szerint (Rétháti, 1985) a regressziós egyenessel párhuzamos egyenesekkel kijelölhető konfidenciasávokkal lehet valamely valószínűségi szintre megadni. A szabatos vizsgálatot azonban csak a teljes nyomási ellenállások összes adatpárjára és 90 % valószínűsége végeztem el, mert a gyakorlati alkalmazás-hoz előnyösebb a lila vonallal jelölt hasonló értelmű egyenes megállapítása.

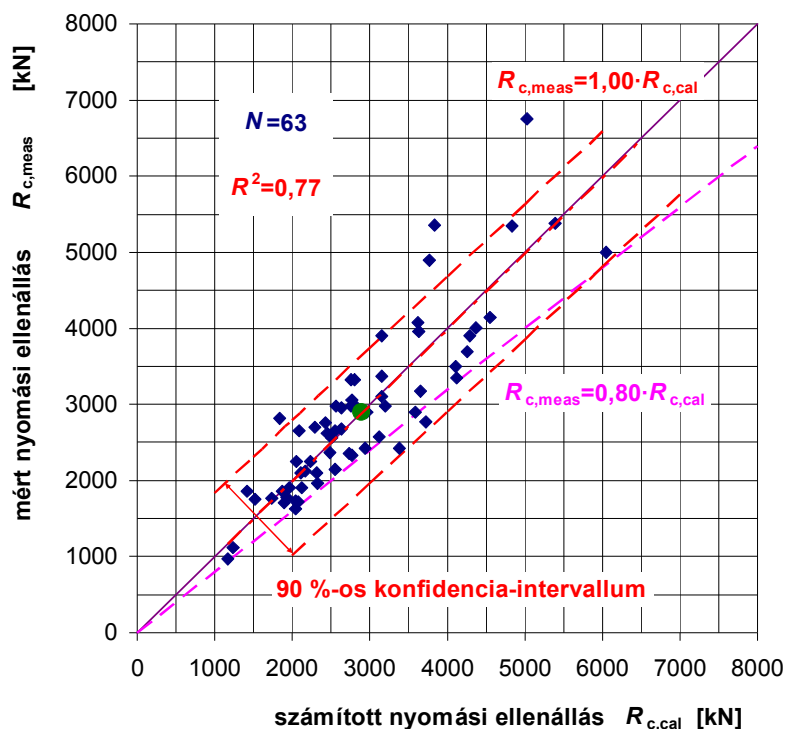
4.3.2.1. Az összes adat együttes vizsgálata

A 4.6. ábrán a mért és számított teljes nyomási ellenállások korrelációját leíró egyenes $a_1=1,00$ meredeksége átlagosan teljes egyezést fejez ki, az alkalmazott számítási módszer tehát megfelelő. A regressziós együttható is elfogadható, azt jelzi, hogy a lineáris-kapcsolat a teljes adattartományra helyes.

A pontok szórása persze nem kicsi, a 90 % valószínűségű konfidenciasáv azt jelzi, hogy a számított értéktől kb. ± 900 kN-nal különbözhet ilyen valószínűséggel a nyomási ellenállás. E sáv alsó határvonala a lényeges, mely azt mutatja meg, hogy valamely számított nyomás ellenállás esetén mekkora az a várható (tényleges) nyomás ellenállás, melynél kisebb már csak az esetek 5 %-ában fordulhat elő. „Szerencsére” a vonal alá egyetlen pont sem esik, a vizsgált 63 esetben durva túlbecslés tehát nem volt, de statisztikailag persze lehetett volna.

Az ábra azt sugallja, hogy a szabatos konfidenciasáv helyett ésszerűbb alul egy

más hajlású egyenessel lehatárolni a halmazt, mert a regressziós egyenestől való eltérés a nyomási ellenállással növekedni látszik. Ez a gyakorlati alkalmazáshoz is hasznosabb, mert így az a_2 meredekséggel fejezhetjük ki a számítás megbízhatóságát, s azt könnyebb biztonsági tényezőre transzformálni. Az ábrán érzékelhető, hogy a szabato-

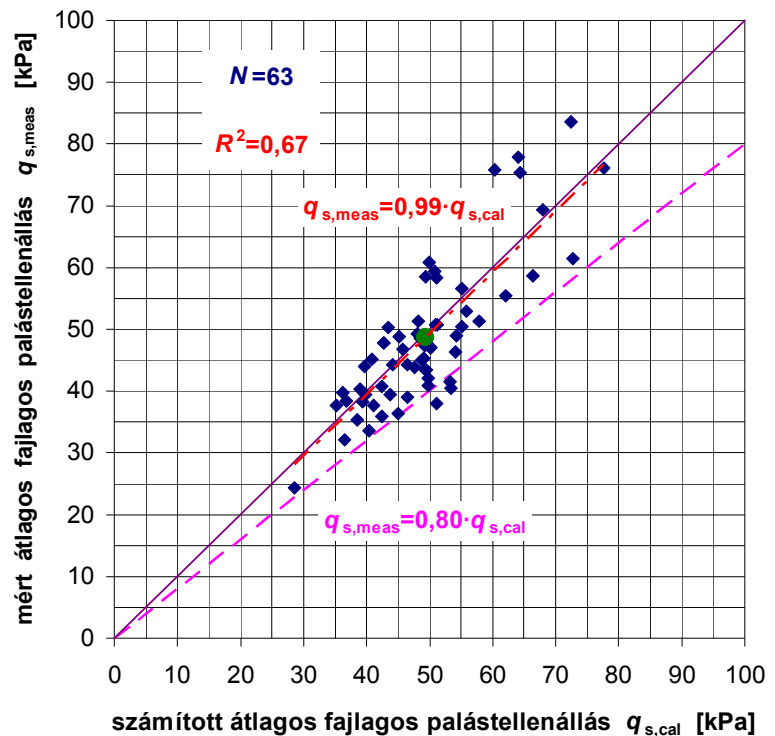


4.6. ábra. A mért és számított teljes nyomási ellenállások

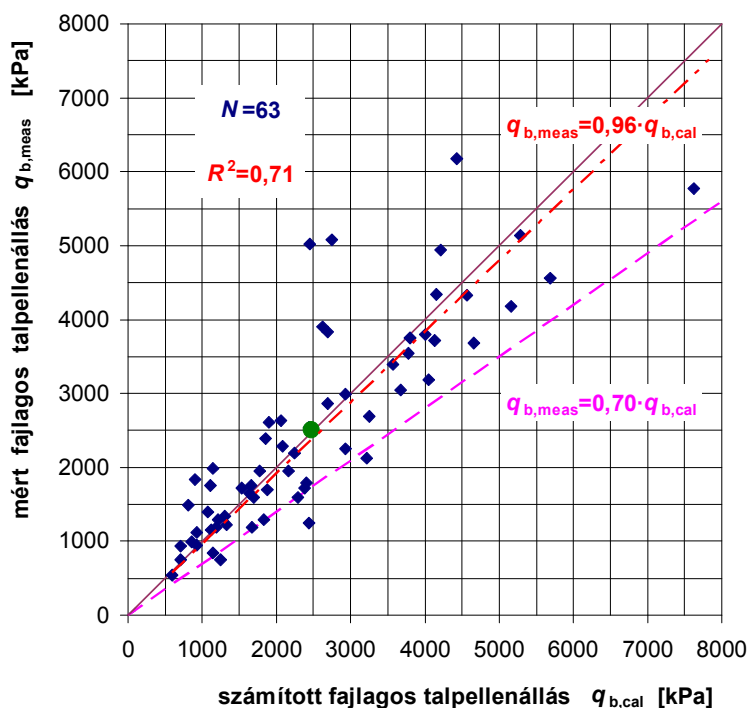
san meghatározott vörös és az intuitíve berajzolt lila szaggatott vonalak közel vannak egymáshoz, s lényegében ugyanazon pontokat tartják 5 %-os valószínűségi szinten tévesnek. A lila vonal $a_2=0,80$ meredeksége azt jelenti, hogy az alkalmazott számítási módszerrel megállapított nyomási ellenállás 80 %-ára tervezve felelünk meg – a szokásosan megengedett 5 % hibahatárral – az EC 7-1 azon követelményének, mely szerint próbaterheléssel igazolt talajvizsgálaton alapuló számítási eljárást szabad használni.

A 4.7. ábra az átlagos fajlagos palástellenállásokat elemzi. Eszerint az alkalmazott számítás átlagosan lényegében teljesen pontosan megadja a palástellenállást. A korreláció elfogadható, s kedvező, hogy a túlbecslés veszélye a nagyobb értékek tartományában csökken. A négyzetgyökös függvény tehát, melyek a szemcsés talajok esetében újdonságnak számít, beválnak gondolhatók.

A 4.8. ábra a fajlagos talpellenállásokat ábrázolja. A meredekség $a_1=0,96$ értéke szerint a módszer a teljes adatterjedelmet tekintve kissé túlbecsüli a talpellenállásokat is. Ez ellentétes azzal, amit a viszonyszámok 4.6. táblázatbeli 1,07 átlagértéke jelent, s éppen



4.7. ábra. A mért és számított fajlagos palástellenállások



4.8. ábra. A mért és számított fajlagos talpellenállások

e kétirányú eltérés miatt nem módosítottam a számításban szereplő tényezőket. Ez, valamint a lila vonal hajlása s az alatta levő pontok távolsága a vonaltól ismételtelen jelzi, hogy a talpellenállás bizonytalanság a nagyobb. A regressziós együttható azonban elfogadható, s a lineáris kapcsolat az ábra szerint is a teljes tartományra jó.

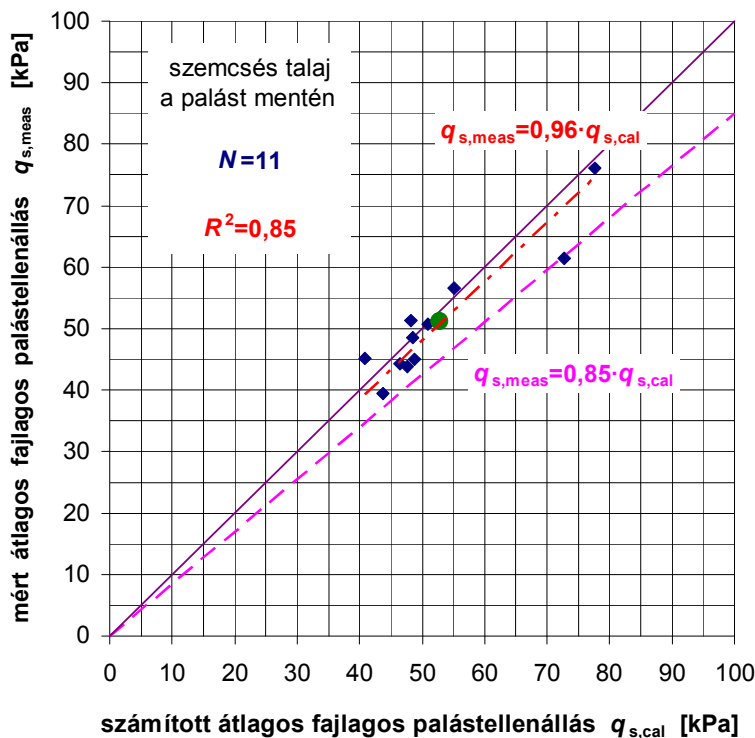
A 4.7. és 4.8. ábrát illetően megjegyzem, hogy a szórás okozhatta az ellenállás-komponensek szétválasztásának hibája is. Ezt sejteti az is, hogy az utóbbin az alsó határvonal $a_2=0,70$ meredeksége kedvezőtlenebb, mint a 4.6. ábrán a teljes ellenállásra megállapított $a_2=0,80$ meredekség.

4.3.2.2. Az ellenállás-komponensek korrelációvizsgálata szemcsés talajokra

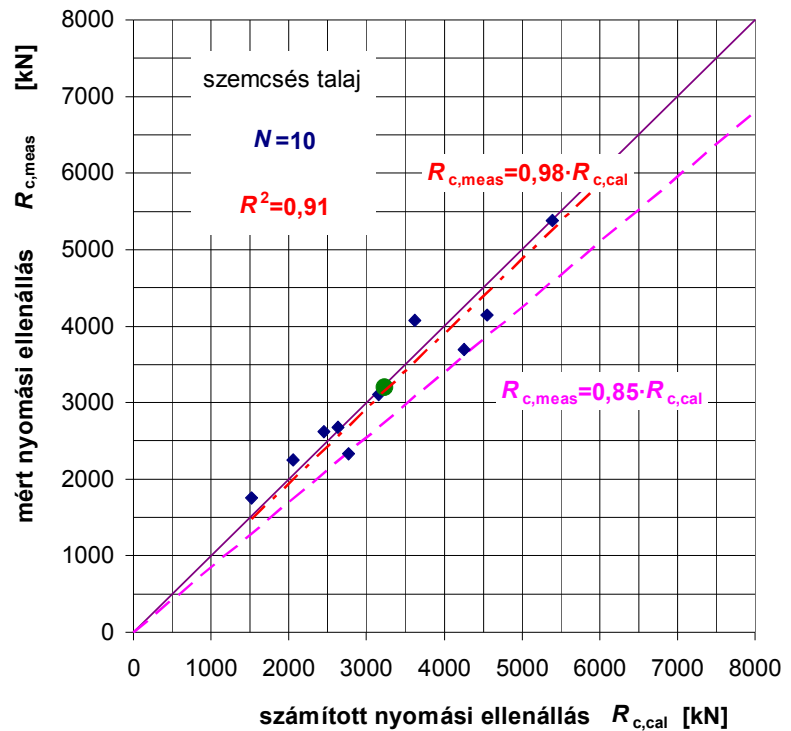
A 4.9. ábra a szemcsés talajokban fellépő teljes nyomási ellenállásokra vonatkozó adatokat vizsgálja. Sajnos kevés, csak 10 olyan cölöp volt, melynek mind a palástja mentén, mind a talpa körül csak szemcsés talajok voltak, ezért az ábra csak tájékozódásul szolgálhat. (Vastag szemcsés talajkörnyezetben nincs szükség cölöpalapozásra.) Figyelemre méltó azonban így is az 1-et közelítő meredekség, a nagy regressziós együttható és az alsó határvonal meredek volta is. Ezek azt sejtetik, hogy a korábbi képleteknél jobban kezeltem a szemcsés talajokban keletkező ellenállások meghatározását.

A 4.10. ábra a szemcsés talajokban keletkező átlagos

fajlagos palástellenállásra vonatkozó értékeket jellemzi. Az adatok száma ez esetben is csekély, ráadásul az adatok az 50 kPa körüli szűk tartományban torlódnak. Annyi azonban megállapítható, hogy az alkalmazott számítás kissé túlbecsüli a palástellenállást. A



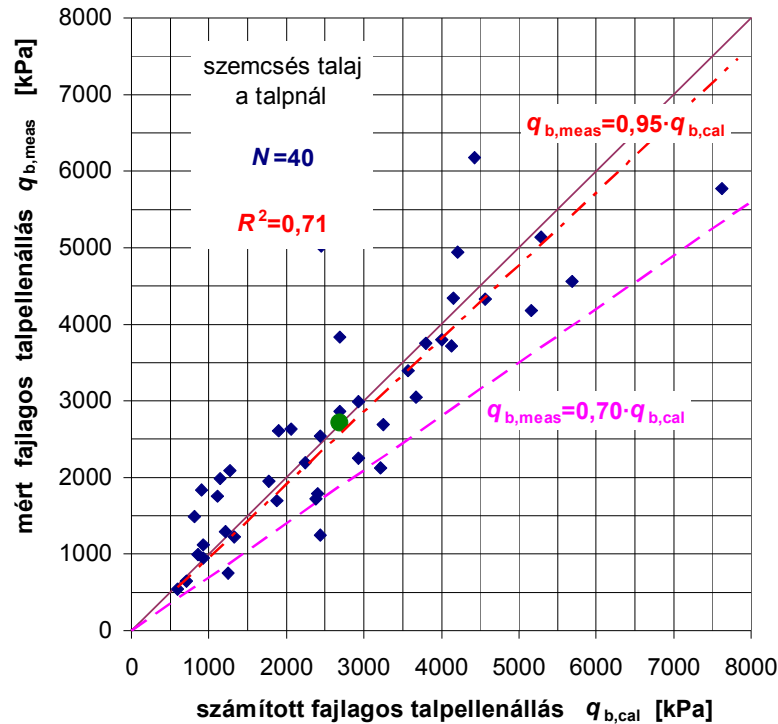
4.10. ábra. A mért és számított átlagos fajlagos palástellenállások viszonya szemcsés talajok esetén



4.9. ábra. A mért és számított teljes nyomási ellenállások szemcsés talajok esetén

korreláció szoros, a lineáris összefüggés érvényes a nagyobb értékekre is. Az alsó határvonal meredeksége is kedvező. A palástellenállás gyökös leírását azonban a kevés adat miatt ezzel az ábrával nem lehet igazolni, inkább a nagyobb halmazokon belüli sok-sok szemcsés rétegre vonatkozó számítások helyességéből következtethetünk arra.

A 4.11. ábrán a szemcsés talajokban fellépő fajlagos talpellenállás értékeit vizsgálhatjuk. A darabszám statisztikailag elegendő, a talpellenállások széles tartományt ölelnek fel, ezért a korrelációvizsgálat reális képet adhat a számítás megbízhatóságáról. A regressziós egyenes a tartomány egészen jól illeszkedik a pontokra, a regressziós

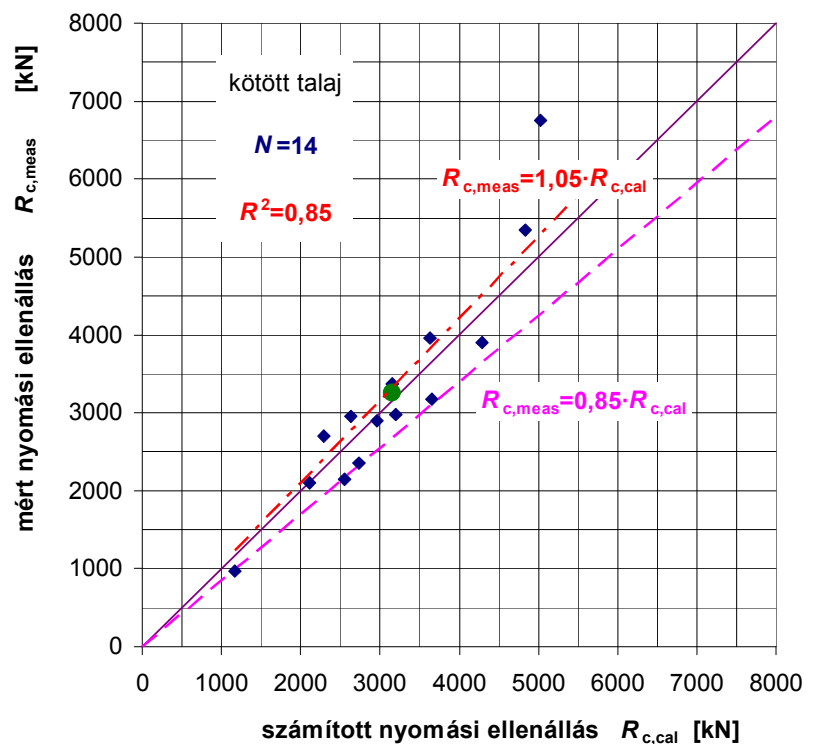


4.11. ábra. A mért és számított fajlagos talpellenállások viszonya szemcsés talajok esetén

együttható elfogadható. A 0,95 meredekség eléggé és ellentétes értelemben különbözik a 4.6. táblázatbeli 1,08 viszonyszámtól. (Az ellentétes eltérés miatt nem módosítottam a bemerő tényezőket.) Kedvezőtlenül kicsi az alsó határvonal meredeksége. A $\lambda_b=0,6$ redukciós tényezővel végzett számítás eredménye tehát átlagosan viszonylag jól egyezik a mért ellenállással, de a szórás nagy, amiként ezt kaptuk a 4.6. táblázatban is. A $\lambda_b=0,6$ részt a 2.6. ábra szerinti redukciót vállalhatja magára, de talán azért is lett ilyen kicsi, mert a hazai gyakorlatban a CFA-cölöpök talpa nem sikerül eléggé jól. Hozzáteszem, már az alapszámítást $\alpha_b=0,7$ szorzóval végeztem, az EC 7-2 által ajánlott 0,8 helyett.

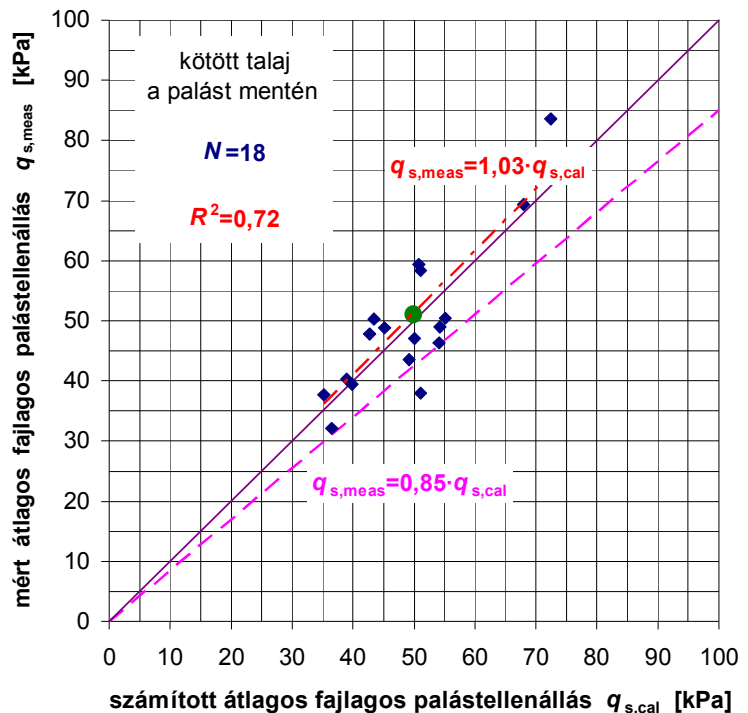
4.3.2.3. Az ellenállás-komponensek korrelációvizsgálata kötött talajokra

A 4.12. ábra a kötött talajokban keletkező teljes nyomási ellenállások számított és mért értékeit veti össze. Az adatszám kicsit nagyobb, mint a 4.9. ábrán, de még mindig nem elegendő a markáns állításhoz. A regressziós egyenes $a_1=1,05$ meredeksége az ellenállás alulbecslését jelenti, s mértéke valamivel kisebb, mint amilyent a 4.7. táblázatban majd látni fogunk. Valószínű, hogy ha az 5000÷6750 adatsort kivennénk, az a_1 érték közelítené az ottani 1,01-et. Az alsó határvonal közel van a regressziós egyeneshez, így a meredeksége kedvező. Mindent egybevetve úgy gondolom, az ábra biztatónak tartható.

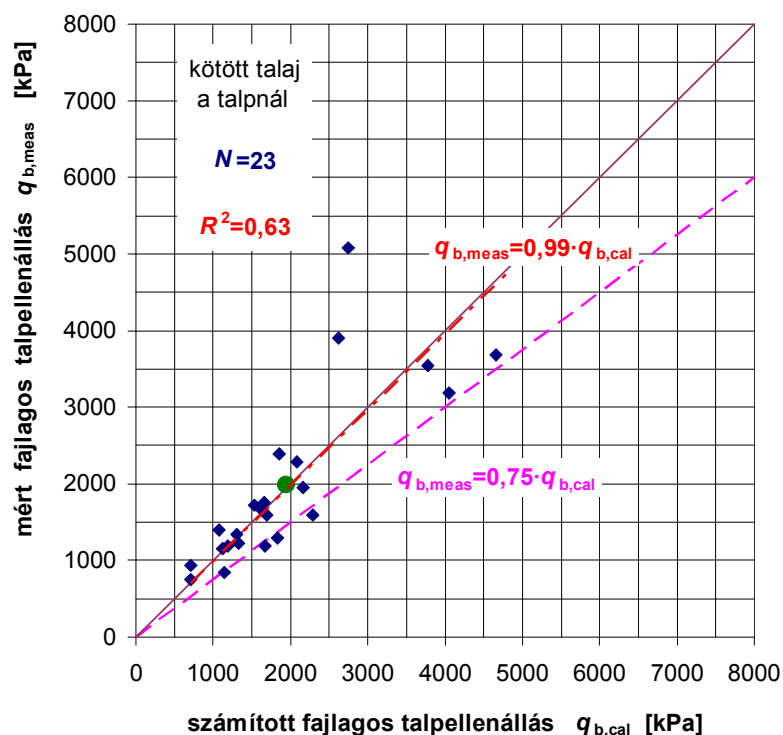


4.12. ábra. A mért és számított teljes nyomási ellenállások viszonya kötött talajok esetén

A 4.13. ábra a kötött talajokban keletkező átlagos fajlagos palástellenállások értékpárjait ábrázolja. Az adatszám már viszonylag nagy, de az ellenállások nagyobb része a 35÷60 kPa tartományban van, ami a felszínközeli pleisztocén agyagokra jellemző. A meredekség $a_1=1,03$ értéke közel van 1,0-hez, a számítási képlet tehát elég jó. Ha kivennénk a 72÷83 értékpárú pontot, mely bizonyosan inkább egy harmadkori agyag jellemzője, akkor bizonyosan közelebb kerülne az a_1 érték az 1,0-hez, s az R_2 értéke is nőne. Az alsó határvonal meredeksége kedvezőre adódott, s mindössze egyetlen pont van alatta, az sem sokkal. Összességében az agyagokra már régóta alkalmazott gyökös képlet – a kötöttség mértékét figyelmen kívül hagyó most bevezetett egyszerűsítéssel is – ezen ábra szerint is jónak tekinthető.



4.13. ábra. A mért és számított átlagos fajlagos palástellenállások viszonya kötött talajok esetén



4.14. ábra. A mért és számított fajlagos talpellenállások viszonya kötött talajok esetén

A 4.14. ábra a kötött talajokban keletkező fajlagos talpellenállásokat vizsgálja. Az adatszám már nagyobb, ha nem is éri el a statisztikában elvárt 30-at. Az $a_1=0,99$ meredekség szerint a számítási képlet átlagosan nagyon jó. Az ellenállások nagyobb része 2500 kPa alatt van, ezek jellemzők a szokványos, negyedkori, kb. 1,0 konzisztenciájú agyagokra. Néhány viszont 3000 kPa fölött van, ezek előterhelt, harmadkori agyagok lehetnek. Az alsó határvonalat kis engedménnyel úgy rajzoltam be, hogy alá 4 pont is került, mert mindegyik közel van hozzá. Megállapítható az ábráról, hogy 2000 kPa-ig legfeljebb 500 kPa-lal becsüljük túl a talpellenállást.

4.4. A számítási eljárás összegző értékelése

A 2.4. fejezetben a szakirodalom és saját tapasztalataim alapján legjobbnak tartott méretezési eljárásra kidolgozott, a 4.1. fejezetben ismertetett Excel-számítással a 4.2.3. fejezetben vizsgáltam a mért és a számított ellenállások viszonyát CFA-cölöpök 4.2.1. fejezetben összeállított adatbázisán. (Meg kell jegyezni, hogy a szemcsés talajban keletkező talpellenállást, az EC 7-2-ből átvett számításból kiadódó érték $\lambda_b=0,6$ -szoros redukciójával állapítottam meg.) Az eredményeket a 4.7. táblázat foglalja össze.

4.7. táblázat. Az ajánlott méretezési eljárás megbízhatóságának mutatói a CFA-cölöpök esetén

cölöp-ellenállás	talaj-fajta	darab-szám	mért / számított ellenállások viszonyozsáma		mért / számított ellenállások korrelációjának jellemzői		
			átlag-érték	relatív szórás	átlagos arányszám	regressziós együttható	alsó arányszám
			κ_i	ν_i	a_1	R^2	a_2
teljes nyomási ellenállás R_c	összes	63	1,01	0,17	1,00	0,77	0,80
	szemcsés	10	1,01	0,11	0,98	0,91	0,85
	kötött	14	1,01	0,15	1,05	0,85	0,85
fajlagos palást-ellenállás q_s	összes	63	0,98	0,13	0,99	0,67	0,80
	szemcsés	12	0,97	0,08	0,96	0,85	0,85
	kötött	18	1,02	0,13	1,03	0,72	0,85
fajlagos talp-ellenállás q_b	összes	63	1,07	0,32	0,96	0,71	0,70
	szemcsés	40	1,09	0,34	0,95	0,71	0,70
	kötött	23	1,03	0,27	0,99	0,63	0,75

A vonatkozó mutatószámokat értékelve megállapítható, hogy a számítási eljárás a *teljes nyomási ellenállást*

- az *adathalmaz egészére* (melyben az 50 %-ban vegyes talajösszetben levő cölöpök nyomási ellenállásának 60 %-át a palástellenállás tette ki) viszonylag pontosan és kis szórással, összességében eléggé *megbízhatóan* adta meg,
- a szemcsés talajokra vonatkozó kisszámú adatra (melyekben a két ellenálláskomponens 50÷50 %-ot képviselt) szintén viszonylag pontosan és nagyon kis szórással, összességében nagyon megbízhatóan adta meg,
- a kötött talajokra vonatkozó ugyancsak kisszámú adatra (melyekben a palástellenállás a nyomási ellenállás 70 %-át adta) kb. 3 %-kal alulbecsülte és kis szórással, összességében eléggé megbízhatóan adta meg.

A táblázatbeli mutatószámok alapján kitűnik továbbá, hogy a számítási eljárás a *fajlagos palástellenállást*

- az összes talajra kb. 1÷2 %-kal túlbecsülte és csekély szórással, valamint alsó hibával adta meg,
- a szemcsés talajokra (a viszonylag kevés adat szerint) kb. 3 %-kal nagyon kis szórás mellett túlbecsülte, kifejezve, hogy az alkalmazott képlet helyesebb, mint az EC 7-2 által ajánlott $\alpha_s=0,006$ palástszorzóval végzett számítás, mert az 10 %-os túlbecslést okozott ($R^2=0,35$ értékkel),
- a kötött talajokra kedvezően kis szórás mellett kb. 2 %-kal alulbecsüli, tehát elég pontosan adja meg.

A vonatkozó mutatószámok alapján megállapítható még az is, hogy a számítási eljárás *a fajlagos talpellenállást*

- a szemcsés talajokra a $\lambda_b=0,6$ redukciós tényezőt alkalmazva átlagosan elég jól megadta, a szórást kifejező v_1 , R^2 és a_2 paraméterek nagysága viszont azt fejezi ki, hogy ez a legbizonytalanabb paramétere a cölöpteherbírásnak,
- a kötött talajokra átlagosan elég pontosan adta meg, a palástellenállásokra és a szemcsés talajbéli talpellenállásokra jellemzők közé eső szórásjellemzőkkel (a kisebb regressziós együtthatót egy-két kiugró értékpár okozza).

Külön ki kell emelni, hogy

- a teljes nyomási ellenállás mutatószámai jobbak az ellenállás-komponensekénél, aminek oka lehet, hogy a mért ellenállás 3. fejezet szerinti szétválasztása nem volt mindig teljesen helyes,
- a szétválasztás során a palástellenállást esetleg alulbecsülhettem, a talpellenállást pedig felül.

Úgy gondolom, hogy az előbbieken felvázolt hibák ellenére az alkalmazott számítási eljárást semmiképpen sem kell bizonytalanabbnak tekinteni, mint bármely más geotechnikai számítást. A néhány %-os eltérések akár benn is hagyhatók az eljárásban, mert akkor fenntartható az az állítás, hivatkozás, hogy a módszer – amint azt a 2. fejezet szerinti összevetés bizonyítja – megfelel a legjobb nemzetközi gyakorlatnak, lényegileg az EC 7-nek is. További általános finomítása nem indokolt, legfeljebb lokális és cégspecifikus tapasztalatokkal lehet/érdemes konkrét körülményekre a talajkorrekciós és a technológiakorrekciós szorzókkal javítani. A rendszer technológiai szorzóit a CFA-cölöpöktől különböző típusokra természetesen indokolt pontosítani, mert e tekintetben a módszer csak a külföldi ajánlások szintetizálásán alapulhatott.

4.5. Az új eredmények összefoglalása, a tézisek vázlata

A 4. fejezetben ismertettem a 2. fejezetben kidolgozott, CPT-csúcsellenálláson alapuló méretezési rendszert alkalmazó *Excel cölöpméretező programot* és annak 63 CFA-cölöp próbaterhelési eredményén elvégzett *próbáját*.

A program 8 talajréteget és a szokásos 2 cm adatsűrűség esetén 30 m mélységet képes kezelni. 7 különböző típusú, tetszőleges geometriájú cölöp nyomási ellenállását s annak két komponensét tudja megállapítani. A tervezést grafikus outputok is segítik. A programba a talajtípushoz és a cölöpözési technológiához kapcsolva bevihetők olyan korrekciós szorzók, melyekkel adott esetben az aktuális talajokkal vagy cölöpöző cégekkel kapcsolatos tapasztalatokat lehet figyelembe venni, ha vannak ilyenek.

Az új módszer próbájához egy *adatbázist* állítottam elő, melyből a jelen vizsgálathoz 63 CFA-cölöpön végzett próbaterhelés és a közelükben végzett CPT-vizsgálat adatait hasznosítottam. Az általam vezetett munkacsoport elmúlt 10 évben végzett kb. 140 próbaterheléséből való válogatáskor egy előzetesen felállított kritériumrendszer alapján döntöttem. Csak 6 olyan próbaterhelést hagytam ki, mely ugyan ezeknek megfelelt, de eredményeik technológiai hibát valószínűsítettek. A próbaterhelési görbékből a 3. fejezetben bemutatott módszerekkel állapítottam meg a nyomási ellenállás komponenseit.

A 63 esetre elvégzett számítások eredményeinek statisztikai értékeléseként vizsgáltam a mért és számított nyomási ellenállások, fajlagos palást- és talpellenállások κ_1 viszonyszámát és lineáris korrelációját az összes adatra, illetve külön a szemcsés és külön a kötött talajokra vonatkozóan. A statisztikai analízis eredményei (4.7. táblázat) bizonyították, hogy *a kidolgozott számítási eljárás átlagosan és az ellenállások teljes tartományára nagyon jól megadja a nyomási ellenállást és annak komponenseit*.

A κ_i viszonyszámok, illetve a korrelációs egyenesek meredeksége 1,00-tól 0,09-nél nagyobb mértékben nem különbözött, illetve e két adat átlaga legfeljebb 0,02-vel tért el az egységtől. Az alkalmazott összefüggések helyességét a regressziós együtthatók és a κ_i viszonyszámok relatív szórásai is igazolták. Kiemelendő, hogy az eljárás a teljes nyomási ellenállást nagyon pontosan és kedvezően kicsi relatív szórással adja meg. Megállapítottam, hogy a legbizonytalanabb számítási eredmény a szemcsés talajban ébredő talpellenállás.

A szükséges méretezési biztonság megállapításához az előbbi eredmények mellett jó szolgálatot tehetnek azok az a_2 szorzók is, melyek kb. 5 %-os valószínűségi szinten megmutatják, hogy a számított értékeknek hányszorosánál nem kell kisebb ellenállásra számítani. a_2 0,70 és 0,85 között változik, jellemző értéke 0,80. Megállapítottam azt is, hogy a mért és számított teljes nyomási ellenállások κ_c viszonyszámának eloszlása közelebb van a lognormálishoz, mint a normálishoz. A -0,079 átlagú, 0,163 szórású lognormális eloszlás szerint pedig 95 %-os valószínűségi szinten állítható, hogy a tényleges nyomási ellenállás a számított ellenállás 0,78-szorosánál nem lesz kisebb.

A fejezet új eredményeit a külön kiadott téziszfűzetben *két tézisben ismerttettem*:

- 1) a mért és számított ellenállások viszonyszámainak statisztikai analízise alapján minősítettem az új cölöpméretezési módszert,
- 2) a mért és számított ellenállások korrelációjának elemzése alapján értékeltem az új cölöpméretezési módszert.

5. A cölöpméretezés biztonsága

5.1. A megfelelés hagyományos igazolása a szabványok szerint

5.1.1. A megfelelés szokásos értelmezései

Egy szerkezet, így egy cölöp talajtöréssel szembeni ellenállásának megfelelése alapvetően kétféleképpen vizsgálható.

Egyetlen (globális) biztonsági tényező alkalmazásával az

$$\frac{R_{c,m}}{E_m} = \frac{R_{b,m} + R_{s,m}}{G_m + Q_m} \geq \gamma_{RE} \quad (5.1)$$

feltétel teljesülését kell kimutatni, ahol

- $R_{c,m}$ a cölöp nyomási ellenállásának várható értéke,
- $R_{b,m}$ a talpellenállás várható értéke,
- $R_{s,m}$ a palástellenállás várható értéke,
- E_m a cölöpigénybevétel várható (átlagos) értéke,
- G_m az állandó cölöpigénybevétel várható (átlagos) értéke,
- Q_m az esetleges cölöpigénybevétel várható (átlagos) értéke,
- γ_{RE} a globális biztonsági tényező.

Osztott biztonsági tényezők alkalmazásával az

$$E_d = \gamma_E \cdot E_{rep} = \gamma_G \cdot G_{rep} + \gamma_Q \cdot Q_{rep} \geq R_{c;d} = \frac{R_{c,k}}{\gamma_t} = \frac{R_{b,k}}{\gamma_b} + \frac{R_{s,k}}{\gamma_s} \quad (5.2)$$

egyenlőtlenség teljesülését kell igazolni, ahol

- E_d az igénybevétel tervezési értéke,
- γ_E az igénybevételek parciális (biztonsági) tényezője,
- E_{rep} az igénybevétel reprezentatív tervezési értéke,
- γ_G az állandó igénybevételekhez rendelendő parciális (biztonsági) tényező,
- G_{rep} az állandó cölöpigénybevétel reprezentatív értéke,
- γ_Q az esetleges cölöpigénybevételhez rendelendő parciális (biztonsági) tényező,
- Q_{rep} az esetleges cölöpigénybevétel reprezentatív értéke,
- $R_{c;d}$ a cölöp nyomási ellenállásának tervezési értéke,
- $R_{c;k}$ a cölöp nyomási ellenállásának karakterisztikus értéke,
- γ_t a teljes cölöppellenálláshoz rendelt parciális (biztonsági) tényező,
- $R_{b,k}$ a cölöp talpellenállásának karakterisztikus értéke,
- γ_b a cölöp talpellenállásához rendelt parciális (biztonsági) tényező,
- $R_{s,k}$ a cölöp palástellenállásának karakterisztikus értéke,
- γ_s a cölöp palástellenállásához rendelt parciális (biztonsági) tényező.

Ismeretes, hogy a német szabvány eddig az (5.1) képlet szerint járt el, az eddigi magyar szabvány és az új Eurocode-ok viszont az (5.2) képlet elvei szerint dolgozott, illetve dolgoznak.

5.1.2. A biztonság az eddigi szabványok szerint

A német szabvány szerint a gyakori terhelési esetekben $\gamma_{RE}=2,0$ biztonságot kellett szolgáltatni. Láttuk azonban, hogy DIN 2. fejezetben idézett fajlagos ellenállásai meglehetősen konzervatívak, a németek ezeket most – mint említettem – az EC 7-1 szerinti tervezéshez karakterisztikus értéknek minősítették. Más külföldi szabványokban a fajlagos ellenállásokat kevésbé óvatosan, inkább átlagosnak tekinthető értékkel vették fel, de a biztonságot palástellenálláshoz akár 2,5-ig, a talpellenálláshoz 3,0-ig is növelték.

A hagyományos mérnöki tervezésben általában is a globális biztonság 2,0 körüli értékét tartjuk irányadónak, de kockázatos esetekre ajánlatos γ_{RE} -t 2,5 felé mozdítani. A hagyományos mérnöki gondolkodás a biztonság számításakor az igénybevételek valamennyi, egyidejűleg reálisan várható értékének összegét veszi figyelembe, az ellenállások tekintetében viszont általában az átlagnál valamivel óvatosabb értékre számítanak, ami kb. megfelelhet az EC 7-1 szerinti karakterisztikus értéknek.

A cölöpözéssel foglalkozó MSZ 15005/1:1989 magyar szabványban az ellenálláshoz rendelt γ parciális (biztonsági) tényező úgy jelent meg, hogy három, meglehetősen tág határok között s talán túlzottan is szubjektíven felvehető $\alpha \leq 1,0$ csökkentő tényező szorzatával kellett szorozni a jellemzőnek gondolt $R_{C;k}$ cölöpellenállást, azaz annak mindkét komponensét azonos biztonság illette. A szorzat próbaterhelés és átlagos építmények esetén $\alpha \approx 0,6$ körüli lett, számításra alapuló tervezés vagy kritikus építmények esetén $\alpha \approx 0,5$ -tel számoltunk, a legkevésbé kockázatos esetekben pedig az MSZ 15005/1:1989 szerint maximumként figyelembe vehető $\alpha = 0,7$ -tel.

Az igénybevételek közül az állandók az épületek esetében az MSZ 15021:2000 szerint $\gamma_G = 1,2$, a hidak esetében az ÚT 2-3.412:2000 (Közúti Hídszabályzat) szerint $\gamma_Q = 1,1$ biztonsági tényezőt kaptak, az esetlegesek (hasznos) hatások általában $\gamma_Q = 1,3$ értéket. A jellemző 30÷50 %-os hasznos teherhányad mellett ezekből, illetve az említett α csökkentő tényezőkből kb. az 5.1. táblázatban látható parciális tényezők adódtak ki az igénybevételek, illetve az ellenállások oldalán, azokból pedig az ugyanott megadott γ_{RE} globális biztonságok.

Érzékelhető, hogy a γ_{RE} értékek 2,0 körül voltak, azaz megfeleltek a szokásos elvárásnak, s változásuk mértéke is észszerű volt, ha valóban a kockázattól függően változtak. Tapasztalatom szerint azonban a nagyobb biztonság gyakran inkább abból adódott, hogy a ter-

vezők az ellenállások megállapításának bizonytalanságától tartva túlzottan alacsony α_1 értéket vettek fel, a túlzottan kicsi biztonság pedig akkor jelent meg, ha a fokozott versenyben a vállalkozók csak a minimális $\alpha = 0,7$ értékkel igazolták ajánlott megoldásukat.

Megjegyzendő még, hogy az igénybevételeket az eddigi magyar szabványok szerint is az összes egyidejűleg várható érték összegeként kellett számítani. Az EC 7-1-ben reprezentatívnak nevezett igénybevételek tehát lényegileg várható értékeknek tekinthetők, azaz $E_{rep} \approx E_m$.

5.1. táblázat. A cölöpök talajtöréssel szembeni globális biztonsága az eddigi magyar szabványok szerint

Igénybevételi oldal			Ellenállási oldal		
Szerkezet-típus	γ_E parciális tényező jellemző értéke		Az MSZ 15005:89 szerinti α csökkentő tényező jellemző értékei		
			0,5	0,6	0,7
			$\gamma_R = 1/\alpha$ parciális tényező jellemző értéke		
Magasépítési szerkezetek	MSZ 15021:2000 szerint	1,225	2,45	2,04	1,75
Hidak	ÚT 2-3.412:2000 szerint	1,175	2,35	1,96	1,68

5.1.3. Az Eurocode 7 szerinti biztonság

5.1.3.1. Az ellenállási oldal biztonsági eszközei

Amint azt az 1.2.2. fejezetben bemutattam, az EC 7-1 eredeti dokumentuma szerint a cölöpök talajkörnyezet által szolgáltatott nyomási ellenállásának megfelelőségét az (5.2) képletet alkalmazva háromféle tervezési módszer szerint lehet igazolni. Közülük Magyarországra – német kezdeményezésre (Vogt és tsai, 2006) és a szomszédos országokkal egyetértésben (Workshop k EUROKODY, 2006) – a *második tervezési módszert* választottuk. Ez a hatások (igénybevételek) oldalán vesz figyelembe nagyobb biztonságot, a talajszilárdsághoz nem rendel külön parciális tényezőt, míg a cölöp nyomási ellenállásának tervezési értékét, annak mindkét komponensét, a cölöp típusától és az ellenállás meghatározásának módjától függetlenül egységesen $\gamma_R=1,1$ parciális tényezővel kell számítani. A *magyar nemzeti mellékletben* e tényezőt módosítottuk, ami a jelen munka keretében végzett első elemzéseken alapult. Megjegyzem, hogy az EC 7 eredeti dokumentumában szereplő első tervezési módszerben γ_R a cölöp típusától függően változik, és itt más és más értékeket rendelnek az ellenállás különböző komponenseihez is.

Az EC 7-1 már a karakterisztikus érték meghatározásába bevisz egy biztonsági eszközt. A nyomási ellenállás próbaterheléssel mért, vagy talajvizsgálat alapján számított $R_{c,m}$ értékeiből az $R_{c,k}$ karakterisztikus értéket az

$$R_{c,k} = \text{Min} \left\{ \frac{(R_{c,m})_{\text{mean}}}{\xi_{\text{mean}}}; \frac{(R_{c,m})_{\text{min}}}{\xi_{\text{min}}} \right\} \quad (5.3)$$

képlettel kell számítani, melyben

- $(R_{c,m})_{\text{mean}}$ az $R_{c,m}$ értékek átlaga
- $(R_{c,m})_{\text{min}}$ az $R_{c,m}$ értékek minimuma,
- ξ_{mean} az átlaghoz tartozó korrelációs tényező,
- ξ_{min} a minimumhoz tartozó korrelációs tényező.

E *korrelációs tényezőket* az $R_{c,m}$ meghatározásának módjától és a vizsgálatszámától függően lehet az 5.2. táblázatból felvenni.

A táblázat szerint egy statikus próbaterhelés azonos értékű lenne egy talajvizsgálaton alapuló számítással. Ez nyilván csak úgy lehet érvényes, ha – az 5.2. táblázatbeli 2. megjegyzés szerint – olyan számítási módszert alkalmazunk, melynek helyességét statikus próbaterhelés igazolta. Ez úgy értendő, hogy a számítási képletnek egy adott talajkörnyezetben egy adott technológiával készülő cölöpre minden „rendes” esetben kisebb nyomási ellenállást kell adnia annál, amit e cölöp próbaterhe-

5.2. táblázat. Az EC 7 ξ korrelációs tényezői a cölöp-ellenállás karakterisztikus értékének számításához

Az ellenállás meghatározási eljárása	Próbaterhelések, ill. talajszelvények száma	Az átlagra vonatkozóan	A minimumra vonatkozóan
		ξ_{mean}	ξ_{min}
statikus ^{1,4} próbaterhelés	1	1,40	1,40
	2	1,30	1,20
	3	1,20	1,05
	4	1,10	1,00
	≥ 5	1,00	1,00
számítás talajvizsgálat ^{2,3,4} alapján	1	1,40	1,40
	2	1,35	1,27
	3	1,33	1,23
	4	1,31	1,20
	5	1,29	1,15
	7	1,27	1,12
dinamikus ^{2,5} próbaterhelés	10	1,25	1,08
	≥ 2	1,60	1,50
	≥ 5	1,50	1,35
	≥ 10	1,45	1,30
	≥ 15	1,42	1,25
	≥ 20	1,40	1,25

Megjegyzések

1. ha egyetlen terhelést végeznek, akkor az a legrosszabb altalajú helyen legyen, ha többet, akkor azok reprezentálják az altalajú változásait, s egyet mindenképpen a legrosszabb helyen kell végrehajtani;
2. csak statikus próbaterheléssel kellő számú esetben igazolt számítási módszerek alkalmazhatók, szükség esetén a biztonságot növelő modell-tényező bevezetésével;
3. a vizsgálati helyeknek jellemezniük kell az altalajú változásait, a szélsőségesen kedvezőtlen helyeket is;
4. ha a cölöpösszefogás képes kiegyenlíteni a teherbírás cölöpcsoporton belüli különbségeit, akkor a fenti értékek 1,1-gyel oszthatók, de a módosított érték is maradjon 1,0-nél kisebb;
5. a megadott értékek a következők szerint módosíthatók:
 - 0,85 szorzóval, ha a vizsgálat a mért jelekre illesztett modell alapján állapítja meg teherbírását;
 - 1,10 szorzóval, ha verési képletet használnak a mért kvázi-rugalmas behatolásból számolva;
 - 1,20 szorzóval, ha verési képletet használnak a kvázi-rugalmas behatolás mérése nélkül;

lése kimutatna, illetve statisztikai alapon értelmezve, azt kell biztosítani, hogy a számítás legfeljebb az esetek 5 %-ában adjon nagyobb értéket. Ezt vagy eleve a számítási eljárásnak kell biztosítani, vagy az EC 7-1 által felkínált $\gamma_{R,d}$ *modelltényezővel* kell ezt elérni, melyre szintén a jelen tanulmány alapján adtunk a nemzeti melléklethez ajánlást.

Az EC 7-1 eredeti ajánlása szerint az ellenállás oldalán $\gamma_{R,\Sigma} = \xi \cdot \gamma_R$ összegzett biztonság adódik ki, melynek értékeit az 5.3. táblázat mutatja. Ezeket a legtöbb szerkezet esetében, a hidak esetében szinte bizonyosan, kb. 10 %-kal lehet csökkenteni, mert általában merev cölöpösszefogás készül.

5.1.3.2. Az igénybevételi oldal biztonsági eszközei

Az igénybevételek tervezési értéke az EC-ok szerint tervezésben kétféle módon számítható:

– *alapkombinációként*

$$E_d = \gamma_E \cdot F_{rep} = \sum_{j \geq 1} \gamma_{G,j} \cdot G_{k,j} + \gamma_{Q,1} \cdot Q_{k,1} + \sum_{i > 1} \gamma_{Q,i} \cdot \psi_{0,i} \cdot Q_{k,i} \quad (5.4)$$

– *részletes erőteni számítás esetén*, ami az alakváltozások és az elmozdulások „pontos” számítását is magába foglalja, a következők közül a nagyobb

$$E_d = \gamma_E \cdot E_{rep} = \text{Max} \left\{ \begin{array}{l} \sum_{j \geq 1} \gamma_{G,j} \cdot G_{k,j} + \gamma_{Q,1} \cdot \psi_{0,1} \cdot Q_{k,1} + \sum_{i > 1} \gamma_{Q,i} \cdot \psi_{0,i} \cdot Q_{k,i} \\ \sum_{j \geq 1} \xi_j \cdot \gamma_{G,j} \cdot G_{k,j} + \gamma_{Q,1} \cdot Q_{k,1} + \sum_{i > 1} \gamma_{Q,i} \cdot \psi_{0,i} \cdot Q_{k,i} \end{array} \right. \quad (5.5)$$

Alapesetben az állandó igénybevételekhez $\gamma_G = 1,35$, az esetleges igénybevételekhez általában $\gamma_Q = 1,50$, a hidak járműterheihez $\gamma_Q = 1,35$ parciális tényezőt rendelnek. Az igénybevételek reprezentatív értékét az állandó hatások karakterisztikus értékéből számíthatjuk, melyet a várható értékkel azonosnak lehet venni. Az esetleges igénybevételek esetében viszont a reprezentatív értéket a karakterisztikus értékekből $\psi_{0,i} \leq 1,0$ *egyidejűségi tényezővel* való szorzással kell számítani. Alapesetben a kiemelt hatáshoz $\psi_{0,i} = 1,0$ tartozik, a többihez $\psi_{0,i} = 0,6 \div 0,7$ közötti érték (kivéve a raktárak terheit, azokhoz ugyanis $\psi_{0,i} = 1,0$) tartozik, illetve pl. a hidak esetében bizonyos hatások (szél és hőmérsékleti hatás) egyidejű figyelembevételét az EC-1 nem kívánja meg. Ha részletes erőteni számítást végzünk, akkor kisebb biztonság is elegendő, ekkor

5.3. táblázat. A cölöpök talajtöréssel szembeni globális biztonsága az EC szerint $\gamma_R = 1,1$ ellenállás oldali parciális tényezővel

igénybevételi oldal			ellenállási oldal				
szerkezet-típus	számítási mód	γ_E parciális tényező jellemző értéke	statikus próbatelhelések száma				
			1		2		3
			talajszelvények (pl. CPT) száma				
			1	2	5	10	(20)
			ξ_{mean} korrelációs tényező				
			1,40	1,35	1,30	1,25	1,20
			$\gamma_{R,\Sigma} = \xi \cdot \gamma_R$ parciális tényező jellemző értéke				
			1,540	1,485	1,430	1,375	1,320
magas-építési szerkezetek	alapszámítás	1,400	2,16	2,08	2,00	1,93	1,85
	részletes számítás	1,275	1,96	1,89	1,82	1,75	1,68
hidak	alapszámítás	1,350	2,08	2,00	1,93	1,86	1,78
	részletes számítás	1,225	1,89	1,82	1,75	1,68	1,62

- az a) alkombinációban a kiemelt hatás is $\psi_{0,i} \leq 1,0$ egyidejűségi tényezőt kap,
- a b) alkombinációjában a ξ tényező bevezetésével az állandó igénybevételek szorzóját csökkentik $\xi \cdot \gamma_G = 0,85 \cdot 1,35 \approx 1,15$ -re.

Mindezekből következően az igénybevételi oldal biztonsága a szerkezet jellegétől, az állandó és az esetleges hatások arányától, az utóbbiak típusától és egyidejűségétől függően változik, de az a meghatározó, hogy milyen erőteni számítást végzünk. A jellemző értékek tartományát az 5.3. táblázat mutatja.

E dolgozat végső változatának készítésekor a magyar statikusok hajlanak arra, hogy a *részletes erőteni számítást*, illetve az ahhoz kapcsolódó kisebb biztonságot *preferálják* (Farkas és tsai, 2010). A geotechnikai szakirodalomban ugyanakkor e lehetőséggel egyáltalán nem találkozunk. Jóllehet kimondják, hogy a hatások oldala nem az EC 7-1 és alkalmazóinak kompetenciájába tartozik, ugyanakkor jól érzékelhető, hogy az ellenállási oldal biztonságát annak feltételezésével határozták meg, hogy a hatás oldalán az alapszámítás szerint járnak el.

5.1.3.3. Az Eurocode-ok szerinti globális biztonság értékelése

Az 5.3. táblázat mutatja az ellenállás- és az igénybevétel “saját” biztonságából kiadódó globális biztonság értékeit. 1,62 és 2,16 közötti, jellemzően 2,0 körüli értékeket láthatunk, de tegyük hozzá, ezeket csökkenteni lehetne a merev összefogás 1,1 osztójával. A táblázatból látszik, hogy a vizsgálatok számával csökken a biztonság, ami ésszerű, hiszen csökken a talajadottságok korlátozott megismerhetőségéből fakadó kockázat.

Az első oszlopban a részletes számításhoz kiadódó 2,0-nél kisebb számokhoz az tartozik, hogy az 5.2. táblázat szerint, ha csak egyetlen próbaterhelésre kerül sor, akkor annak a legkedvezőtlenebb helyre kell kerülnie, így valójában ezek az értékek nem az átlagos, hanem a legkisebb cölöppenálláshoz tartoznak. Ha az első oszlopban is az átlagos ellenálláshoz rendelendő parciális tényezőket „szeretnénk látni”, akkor az ott szereplő értékek kb. 1,1-szeresét, 2,1 és 2,4 közötti értékeket lehet odaképzélni. (Ez az 5.2. táblázat ξ_{mean} és ξ_{min} értékeinek a jellemző aránya.) Magyarországon ez idáig nem törekedtünk következetesen arra, hogy a legtöbb projekt esetén jellemző egyetlen próbaterhelés (bizonyítottan) a legkedvezőtlenebb talajkörnyezetű helyre kerüljön, inkább talán az átlagos, annál kissé gyengébb helyre telepítettük a vizsgálatot. Ezért a jellemző „egy-próbaterheléses” esetben nehéz közvetlenül összevetni az EC 7-1 szerinti tervezés biztonságát az eddigi szabványok szerintivel.

Összességében talán azt lehet megállapítani, hogy ha az *eredeti EC 7-1 ajánlás szerint* járnánk el, akkor

- a *biztonsági szint* – különösen, ha a merev összefogás 1,1 osztóját is alkalmazzuk – általában valamivel *kisebb lenne* az eddig elfogadotthoz képest,
- egy és két statikus próbaterhelés esetén az alapszámítás az átlagos cölöppenállást illetően a korábbiakkal kb. azonos, 2,0 körüli globális biztonságot eredményezne,
- a részletes erőteni számítás esetén általában kisebb, 1,8 körüli globális biztonság adódhat ki, különösen 2÷5 talajszelvény alapján való tervezés és a hidak esetében,
- a bizonyos esetekben a merev összefogás 1,1 osztójával kiadódó 1,6÷1,7 globális biztonság kockázatosabb technológia és talajvizsgálaton alapuló nem kellően óvatos számítási eljárás esetén kritikus állapotokat eredményezhet.

Mindezek indokolták, hogy a cölöpalapok parciális tényezőinek nemzeti értékeire megalapozottabb javaslat készüljön. Ehhez a biztonság kérdését a megbízhatósági eljárással vizsgáltam, amit – tudomásom szerint – cölöpalapozásokra következetesen még nem alkalmaztak, síkalapokra Mistéth (2001) és Varga (1965) készített hasonlókat.

5.2. A megbízhatósági eljárás alkalmazása cölöpalapokra

5.2.1. A megbízhatósági eljárás alapjai

5.2.1.1. A teherbírás kimerülésének valószínűsége és a megbízhatósági index

A megbízhatósági eljárás idehaza régóta ismert (Szalai, 1998), lényegét az 5.1. ábra érzékelteti. Ezen az eloszlások sűrűségfüggvényeinek jellege csak szimbolikus, például az EC 0 a geotechnikai méretezésben általában domináns önsúlyokból származó igénybevételekre a normális, az ellenállásokra a lognormális eloszlást ajánlja.

Az 5.1. ábrán szereplő jelölések értelmezése a következő:

- $R(t)$, ill. $E(t)$ az ellenállásnak, ill. az igénybevételnek a T tervezett élettartamon belül ($0 < t \leq T$) várható gyakorisági görbéje,
- p_{RE} a tönkremenetel valószínűsége,
- β a megbízhatósági index, értékei az 5.4. táblázatban láthatók,
- p_R , ill. p_E az ellenállás, ill. az igénybevétel alulmaradási, ill. túllépési valószínűsége,
- R_m , ill. E_m az ellenállás, ill. az igénybevétel várható értékei,
- s_R , ill. s_E az ellenállás, ill. az igénybevétel szórása,
- α_R , ill. α_E az ellenállás, ill. az igénybevétel érzékenységi tényezője,
- s_{RE} az igénybevétel és az ellenállás eredő szórása.

Egy szerkezet teherbírása akkor megfelelő, ha az ellenállás és az igénybevétel tervezési értékének bármely, egyidejűleg lehetséges különbségére teljesül a

$$g = R(t) - E(t) \geq 0 \quad (5.6)$$

feltétel. Az 5.1. ábra szerint adott szórások esetében ez akkor igaz, ha

$$R_m - E_m \geq \beta \cdot s_{RE} \quad (5.7)$$

Itt az eredő szórás

$$s_{RE} = \sqrt{s_R^2 + s_E^2} \quad (5.8)$$

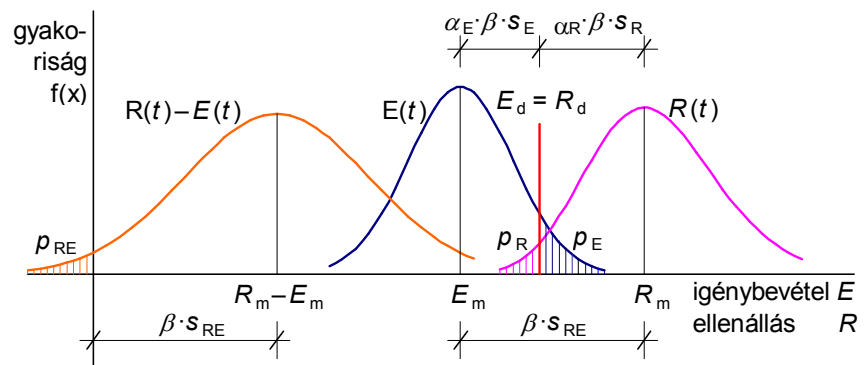
Az 5.1. ábra alapján értelmezhető a tönkremenetel valószínűsége:

$$p_{RE} = P(g \leq 0) = P(g \leq R_m - E_m - \beta \cdot s_{RE}) = \Phi(-\beta) \quad (5.9)$$

A képletben Φ az $R(t) - E(t)$ eredő eloszlásfüggvénye, s ezt normális típusúnak feltételezve az egyes p_{RE} valószínűségekhez a β megbízhatósági index 5.4. táblázatban látható értékei vehetők fel. (Ha Φ eloszlása nem normális, akkor az EC 0 szerint β egyszerűen csak „a megbízhatóság egyezményes mérőszámának tekintendő.”)

5.4. táblázat. A tönkremenetel p_{RE} megengedett valószínűsége és a β megbízhatósági index összefüggése az ellenállás és az igénybevétel különbségének normális eloszlása esetén

tönkremeneteli valószínűség	p_{RE}	10^{-1}	10^{-2}	10^{-3}	10^{-4}	10^{-5}	10^{-6}	10^{-7}
megbízhatósági index	β	1,28	2,32	3,09	3,72	4,27	4,75	5,20



5.1. ábra. Az igénybevétel és az ellenállás, illetve különbségük gyakorisági görbéi a megbízhatósági eljárás paramétereivel

Az eddigi hazai szabványok $p_{RE}=10^{-4}$, s az ennek megfelelő (felkerekített) $\beta=3,8$ alapulvételével készültek. Az EC-okban ajánlott parciális tényezőket is ennek megfelelően vették fel, de megengedik, hogy nem-szokványos kockázat esetén más β értékekre is lehessen méretezni. A geotechnikában van javaslat $p_{RE}\approx 10^{-3}$ elfogadására.

5.2.1.2. A biztonság meghatározása a megbízhatósági eljárással

Az igénybevétel E_d tervezési értéke – normális eloszlást feltéve – az E_m várható értékből

$$E_d = E_m \cdot (1 - \beta \cdot \alpha_E \cdot \nu_E) = E_m \cdot \gamma_R \quad (5.10)$$

módon számítható.

Az ellenállás R_d tervezési értéke – lognormális eloszlást feltételezve – az ún. féloldalas transzformációval az R_m várható értékből a következő formában számítható:

$$R_d = R_m \cdot \exp(-\beta \cdot \alpha_R \cdot \nu_R) = R_m / \gamma_R \quad (5.11)$$

A (7) és (8) képletekben

– ν_E , ill. ν_R az igénybevétel, ill. az ellenállás *relatív szórása* az s_E , ill. s_R tényleges szórásból és az E_m , ill. R_m várható értékekből

– α_E , ill. α_R az igénybevétel, ill. az ellenállás *érzékenységi tényezői*, melyek Szalai (1998) szerint a következő formában határozhatók meg

$$\alpha_E = -\frac{E_m \cdot \nu_E}{\sqrt{(E_m \cdot \nu_E)^2 + (R_d \cdot \nu_R)^2}} \quad \text{ill.} \quad \alpha_R = -\frac{R_d \cdot \nu_R}{\sqrt{(E_m \cdot \nu_E)^2 + (R_d \cdot \nu_R)^2}} \quad (5.12)$$

Itt a féloldalas transzformáció miatt szerepel R_m helyett R_d (lásd Szalai, 1998).

Az (5.7) követelménnyel azonos tartalmú

$$E_d \leq R_d \quad (5.13)$$

követelmény teljesítését Szalai (1998) szerint fokozatos közelítéssel lehet elérni, az EC-0 viszont ehelyett elfogadhatónak tartja a következők számbavételét.

$$\alpha_E = -0,7 \quad \text{és} \quad \alpha_R = 0,8 \quad (5.14)$$

Az (5.13)-be az (5.10)-et és az (5.11)-et beírva a két oldal egyenlőségéből kapjuk

$$R_m = \exp(\beta \cdot \alpha_R \cdot \nu_R) \cdot E_m \cdot (1 - \beta \cdot \alpha_E \cdot \nu_E) \quad (5.15)$$

A *globális (biztonsági) tényező* az (5.1) képletből az (5.15) behelyettesítésével a

$$\gamma_{RE} = \frac{R_m}{E_m} = \exp(\beta \cdot \alpha_R \cdot \nu_R) \cdot (1 - \beta \cdot \alpha_E \cdot \nu_E) \quad (5.16)$$

kifejezéssel adható meg.

A két oldal biztonsági tényezői pedig:

– az igénybevétel oldali biztonsági tényező az (5.10) alapján

$$\gamma_E = 1 - \beta \cdot \alpha_E \cdot \nu_E \quad (5.17)$$

– az ellenállás oldali biztonsági tényező az (5.11) alapján:

$$\gamma_R = \exp(\beta \cdot \alpha_R \cdot \nu_R) \quad (5.18)$$

A $\beta = 3,8$ megbízhatósági index, valamint az $\alpha_E = -0,7$ és $\alpha_R = 0,8$ érzékenységi tényezők figyelembevételével számítható, a különböző ν_R és ν_E relatív szórások esetén szükséges γ_{RE} globális biztonsági, ill. γ_E és γ_R biztonsági tényezőket az 5.5. táblázat mutatja.

5.5. táblázat. A γ_{RE} , illetve a γ_E és γ_R biztonsági tényezőknek a megbízhatósági eljárás szerint szükséges értékei a relatív szórásoktól függően $\beta = 3,8$, valamint $\alpha_E = -0,7$ és $\alpha_R = 0,8$ esetén

γ_{RE}	ν_R	0,05	0,10	0,15	0,20	0,25	0,30	0,35	0,40	0,45	0,50
ν_E	γ_E	1,16	1,36	1,58	1,84	2,14	2,49	2,90	3,37	3,93	4,57
0,05	1,13	1,32	1,54	1,79	2,08	2,42	2,82	3,28	3,82	4,45	5,18
0,10	1,27	1,47	1,72	2,00	2,33	2,71	3,15	3,67	4,27	4,97	5,79
0,15	1,40	1,63	1,90	2,21	2,57	2,99	3,48	4,05	4,72	5,49	6,40
0,20	1,53	1,78	2,08	2,42	2,81	3,28	3,81	4,44	5,17	6,02	7,00

5.2.1.3. Az ellenállások és az igénybevételek relatív szórásának elméleti képletei

A globális (biztonsági) tényező (5.16) képletében az ellenállás ν_R és az igénybevétel ν_E relatív szórása játszik meghatározó szerepet. Ezekben megjelennek a méretezési adatok (súly, szilárdság, geometria stb.) technológiától is függő bizonytalanságai, továbbá a számítási és/vagy kísérleti modell bizonytalanságai is. Mind az ellenállás, mind az igénybevétel szórását ezek olyan mértékben befolyásolják, amilyen függvény szerint hatnak rájuk, illetve, amilyen a saját bizonytalanságuk (szórásuk). Ezt a *hibaterjedés*

$$s_F = \sqrt{\sum_i \left(\frac{\partial F(X_i)}{\partial X_i} \cdot s_{X_i} \right)^2} \quad (5.19)$$

ismert összefüggése írja le, melyben

- s_F az $F(X_i)$ függvény szórása,
- s_{X_i} az X_i változók szórása.

Ha az F függvény jól leírja a jelenséget, s az F -et befolyásoló összes elem egy-egy X_i változóval szerepel benne, továbbá azok s_{X_i} szórása is ismert, akkor az (5.19) képlettel számítható a függvény szórása. A legtöbbször azonban az s_{X_i} szórások nem ismertek, s csak a ν_{X_i} relatív szórásokra van tapasztalati adat, vagy azokra adható becslés.

Az (5.19) összefüggésbe az utóbbiakat a következő módon lehet bevezetni:

- az ellenállás ν_{Rf} relatív szórása az $R(X_1, X_2, \dots, X_i, \dots, X_n)$ függvényből, ha az X_i mérési vagy tervszerinti adatok várható értéke X_{im}

$$\begin{aligned} \nu_{Rf} &= \frac{s_R}{R_m} = \sqrt{\frac{1}{R_m^2} \cdot \sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial R}{\partial X_i} \cdot s_{X_i} \right)^2} = \sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\partial R}{\partial X_i} \cdot \frac{s_{X_i}}{R_m} \cdot \frac{X_{im}}{X_{im}} \right)^2} = \\ &= \sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\frac{\partial R}{\partial X_i}}{\frac{R_m}{X_{im}}} \cdot \frac{s_{X_i}}{X_{im}} \right)^2} = \sqrt{\sum_{i=1}^n \left(\frac{\frac{\partial R}{\partial X_i}}{\frac{R_m}{X_{im}}} \cdot \nu_{X_i} \right)^2} \end{aligned} \quad (5.20)$$

- az igénybevétel ν_{Ef} relatív szórása az $E(Y_1, Y_2, \dots, Y_i, \dots, Y_k)$ függvényből hasonlóan:

$$\begin{aligned} \nu_{Ef} &= \frac{s_E}{E_m} = \sqrt{\frac{1}{E_m^2} \cdot \sum_{j=1}^k \left(\frac{\partial E}{\partial Y_j} \cdot s_{Y_j} \right)^2} = \sqrt{\sum_{j=1}^k \left(\frac{\partial E}{\partial Y_j} \cdot \frac{s_{Y_j}}{E_m} \cdot \frac{Y_{jm}}{Y_j} \right)^2} = \\ &= \sqrt{\sum_{j=1}^k \left(\frac{\frac{\partial E}{\partial Y_j}}{\frac{R_m}{Y_{jm}}} \cdot \frac{s_{Y_j}}{Y_{jm}} \right)^2} = \sqrt{\sum_{j=1}^k \left(\frac{\frac{\partial E}{\partial Y_j}}{\frac{E_m}{Y_{jm}}} \cdot \nu_{Y_j} \right)^2} \end{aligned} \quad (5.21)$$

Az (5.20) képlet kifejezi, hogy ha R valamely X_i -nek lineáris függvénye, akkor annak ν_{xi} relatív szórása nem kap szorzót. A geotechnikában viszont a gyakran a passzív földnyomásból származó ellenállások nem lineáris függvényei a belső súrlódási szögnek, ezért annak relatív szórása nagyobb hatású, mert szorzója azt felnagyítja. Tudva-levő azonban, hogy nem minden írható le kifogástalanul az F (R és E) függvényekkel, így például a szerkezet mechanikai viselkedése sem. A számítási vagy kísérleti modell bizonytalanságát ezért általában még egy ν_m relatív szórással külön érvényesítik, sőt néha a technológiai, geometriai „hibák” figyelembevételére egy ν_g relatív szórást is bevezetnek. Nézetem szerint azonban ez utóbbi az előző kettőben általában bennfoglaltatik, ezért ezzel külön nem számolok.

Mindezek alapján a *teljes relatív szórás* számítási képlete

– az ellenállási oldalon

$$\nu_R = \sqrt{\nu_{Rf}^2 + \nu_{Rm}^2} \quad (5.22)$$

– az igénybevételi oldalon

$$\nu_E = \sqrt{\nu_{Ef}^2 + \nu_{Em}^2} \quad (5.23)$$

Megemlítem, hogy az (5.20) és (5.21) képleteket magam nem találtam meg a szakirodalomban, mindig csak az (5.22) és a (5.23) alakú formulákat alkalmazzák, azaz mindig úgy tekintik, mintha az F függvény mindegyik X_i -nek lineáris függvénye lenne.

5.2.2. A nyomási ellenállás relatív szórásának meghatározása

A cölöpök nyomási ellenállásának számítására a 2. fejezetben elsősorban a CPT-n alapuló eljárást ajánlottam, s erre készítettem számítási programot. Ennek 63 CFA-cölöpre végzett próbája alapján a 4.7. táblázatban bemutattam, hogy mekkora e számítás esetén a nyomási ellenállások és komponenseik teljes relatív szórása. Ezeket az empirikus értékeket az 5.3. fejezetben még értékelni, hasznosítani fogom.

Helyénvaló azonban a problémát *elméleti oldalról* is megközelíteni, hogy felmérhesük az ellenállásokat befolyásoló összes elem relatív szórásának hatását, így például a technológiáét is. Ezért a következőkben a feszültséganalízisen és a nyírószilárdságon alapuló, a 2.1. fejezetben tárgyalt szemimpiरिकus képletekre támaszkodva állapítom meg a nyomási ellenállás relatív szórását. Ezek kifejezik a cölöp körüli mechanikai jelenségeket, s az ezekben szereplő paraméterek relatív szórására lehet becslést adni.

5.2.2.1. A nyomási ellenállás felhasználandó egyszerűsített szemimpiरिकus képletei

A cölöp teljes nyomási ellenállása (lásd a (2.1) képletet):

$$R_c = R_b + R_s = A_b \cdot q_b + \sum_i A_{si} \cdot q_{si} \quad (5.24)$$

A fajlagos ellenállásokat a 2.4. fejezetben javasolt képletek alapján vesszük figyelembe a szükséges és a jelen célt tekintve elfogadható egyszerűsítésekkel.

Kötött talaj esetén a talpellenállást a (2.11) képlet nyomán a

$$q_b = \mu_{bc} \cdot 9 \cdot c_u \quad (5.25)$$

képlettel, míg a palástellenállást a (2.7) képlet kis átalakításával a

$$q_s = \mu_{sc} \cdot 150 \cdot \sqrt{\frac{c_u}{c_1}} \quad (5.26)$$

képlettel számíthatjuk. Az ezekben megjelenő μ_{bc} és μ_{sc} technológiai szorzókat a 2.16. táblázat alapján 5.6. táblázat tartalmazza.

Szemcsés talaj esetén a talpellenállását a (2.21) képlet egyszerűsítésével a

$$q_b = \mu_{b\varphi} \cdot N_q(\varphi') \cdot 0,65 \cdot H \cdot \rho' \cdot g \quad (5.27)$$

képlettel lehet számítani. Ebben

- a $\mu_{b\varphi}$ technológiai szorzókat a 2.15. táblázat α_b szorzói alapján felvett, az 5.6. táblázatba bevezetett értékekkel lehet figyelembe venni,
- a $N_q(\varphi')$ Berezancev szorzójával az (2.19) képlet szerint vehető figyelembe,
- a 0,65 tényező az α_φ szorzó átlagos értéke a 2.4. táblázat szerint,
- a H érték a cölöp hossza,
- a $\rho' \cdot g$ szorzat a cölöpmenti talajok átlagos hatékony térfogatsűrűsége.

Szemcsés talaj esetén az átlagos palástellenállást a (2.16) képlet alapján a H hosszúságú cölöp félmagasságára a

$$q_s = \mu_{s\varphi} \cdot 0,5 \cdot H \cdot \rho' \cdot g \quad (5.28)$$

képlettel vesszük figyelembe, melyben az 5.6. táblázatban megadott $\mu_{s\varphi}$ tényezőben foglaljuk össze a technológia és a talajjellemzők hatásait a 2.3. táblázat alapján. (A túlkonzolidáltság és a z_{kr} kritikus mélység figyelembevételétől itt eltekinthetünk, mert a hazai talajadottságok között a cölöpalást szinte sohasem kerül előterhelt szemcsés talajba, illetve szemcsés talaj esetén a kritikust meghaladó mélységre ritkán cölöpözünk.)

5.6. táblázat. A technológia hatásait figyelembe vevő szorzók

talaj-típus	cölöpellennállási összetevő	technológiai szorzó és relatív szórásának jele	cölöptípus		
			előregy. vert	CFA	fúrt
kötött talaj	palástellenállás	$\mu_{sc} / v_{\mu sc}$	1,05 / 0,000	1,00 / 0,050	1,00 / 0,050
	talpellenállás	$\mu_{bc} / v_{\mu bc}$	1,00 / 0,000	0,90 / 0,075	0,80 / 0,100
szemcsés talaj	palástellenállás	$\mu_{s\varphi} / v_{\mu s\varphi}$	0,80 / 0,000	0,60 / 0,050	0,40 / 0,050
	talpellenállás	$\mu_{b\varphi} / v_{\mu b\varphi}$	1,00 / 0,000	0,70 / 0,150	0,50 / 0,150

5.2.2.2. A nyomási

ellenállás relatív szórásának számítási képlete és bemenő adatai

A cölöpellennállások előbbi képleteit elfogadva az (5.23) képlet alapján és Varga (1965) nyomán levezethető a cölöpellennállás v_R relatív szórása:

- kötött talajra vonatkozóan

$$v_{Rc} = \sqrt{\left(\frac{1+B}{2}\right)^2 \cdot v_{cu}^2 + (1+B)^2 \cdot v_D^2 + \left(-B\right)^2 \cdot v_H^2 + (1-B)^2 \cdot v_{\mu sc}^2 + B^2 \cdot v_{\mu bc}^2 + v_{Rm}^2} \quad (5.29)$$

- szemcsés talajra vonatkozóan

$$v_{R\varphi} = \sqrt{(6 \cdot B)^2 \cdot v_{\varphi}^2 + (1+B)^2 \cdot v_D^2 + \left(-B\right)^2 \cdot v_H^2 + (1-B)^2 \cdot v_{\mu s\varphi}^2 + B^2 \cdot v_{\mu b\varphi}^2 + v_{Rm}^2} \quad (5.30)$$

A képletekben az ismert jelölések s a következőkben tárgyalandó relatív szórások mellett

- $B=R_b/R_c$ talpellenállási arány, a talpellenállás és a teljes cölöpellennállás aránya, mely „tisztán” lebegő cölöp esetén $B=0$, „tisztán” álló cölöp esetén $B=1$.

A bemenő adatok relatív szórásainak (5.29) és (5.30) képletbeli szorzóit az (5.20) szerinti parciális differenciálás nyomán egzakt levezetéssel kaptam, kivételt képez a ν_{φ} szorzója. Ezt csak úgy tudtam megállapítani, hogy a φ' szerinti deriválást követően a $27,5 < \varphi' < 40^\circ$ tartományra kiszámítottam az (5.20) képletben levő emeletes tört értékeit, s ezek elemzése után vettem fel a $6 \cdot B$ szorzót, mert annak konstansa a megadott tartományban 6-tól alig különbözött. A tervezési módszer bizonytalanságának súlyozását (a ν_{Rm} érték szorzóját) – a korábbiakkal összhangban – egységnyire vettem.

Érdemes említeni, hogy a palástellenállásnak c_u -tól való (5.26) szerinti függése azt eredményezi, hogy a „tisztán” lebegő cölöp teherbírásának relatív szórásában c_u (mint látni fogjuk egyébként) kedvezőtlenül nagy relatív szórásának csak a fele jelenik meg. E tekintetben még kedvezőbb a szemcsés talajokban fellépő palástellenállás, mert az (5.28), illetve a korábbi (2.17) képlet szerint az lényegében nem függ a belső súrlódási szögtől, így ennek relatív szórása alig növeli a palástellenállását. A szemcsés talajban működő (egyébként persze kedvezően nagy) talpellenállás esetében viszont a megállapított $6 \cdot B$ szorzó felnagyítja ν_{φ} hatását. E megállapítások összhangban vannak a 4.3. fejezetben megfogalmazott megfigyelésekkel.

Az (5.29) és (5.30) képlet alkalmazásához ismernünk kell a *bemenő adatok relatív szórásait*, s ebben irodalmi ajánlásokra (Frank és tsai, 2004; Paikovsky, 2002; Schneider, 1997; Rétháti, 1985; Orr és tsai, 1999), a 4.2. fejezetben megállapított relatív szórásokra, továbbá intuitív megfontolásokra és becslésekre támaszkodhatunk. Gondolnunk kell arra, hogy ezek függhetnek a cölöp típusától, a talajjellemzőktől, a tervező és a kivitelező szakszerűségétől és a tervezésre fordítható költségektől, s így a tervezés idejétől és helyétől is. Amennyire módunkban van, törekednünk kell e relatív szórások csökkentésére, mert miként az 5.5. táblázat mutatja, túlzottan nagy ν_R relatív szórások rendkívül nagy biztonsági tényezőket kívánának meg. Ezt a gyakorlatban leginkább azzal lehet elérni, hogy csökkentjük az egyben kezelt talajzóna méretét a tervezési terület és/vagy a rétegek megosztásával (pl. egy híd minden alátámasztását külön feladatként oldjuk meg, vagy pl. egy 10 m vastag szemcsés összletet 3÷5 részre bontunk.)

A *drénezetlen nyírószilárdság* ν_{cu} relatív szórása a szakirodalom szerint $0,20 \div 0,40$ lehet, a mérnöki gyakorlatban előforduló anyagjellemzők esetében ennél nagyobb talán nincs is. A gyakorlatban homogénnek minősített rétegekre vonatkozóan $\nu_{cu} = 0,30$ számításba vételét szokták javasolni. Ismeretes azonban, hogy c_u a mélységgel (a konszolidáló függőleges hatékony feszültséggel) nő, s ez általában úgy vehető figyelembe, hogy egy réteget több részre osztunk. Erre alapozva talán elegendőnek gondolható $\nu_{cu} = 0,20$ számításba vétele.

A *belső súrlódási szög* ν_{φ} relatív szórása a tapasztalat szerint kisebb. A gyakorlatban homogénnek minősített rétegekre $0,05 \div 0,15$ értéket ajánl a szakirodalom. Ha azonban pusztán szemcsés talajokról, a $27,5 < \varphi' < 40^\circ$ tartományról van szó, akkor véleményem szerint $\nu_{\varphi} = 0,05$ figyelembevétel is elegendő. Ez ugyanis azt jelenti, hogy pl. az előbbi tartomány közepét jelentő $\varphi' = 34^\circ$ esetén 5 % alatt van annak a valószínűsége, hogy $\varphi < 31^\circ$, márpedig 3° -ot tapasztalt talajmechanikus még laboratóriumi vizsgálat nélkül sem igen téved.

A *cölöpátmérő* ν_D relatív szórása előregyártott vert cölöp esetén $\nu_D = 0,000$ -ra vehető, de a helyben készült cölöpök esetén sem látszik indokoltnak $\nu_D = 0,025$ -nél nagyobb figyelembe vétele. Ezt azért tarthatjuk elegendőnek, mert inkább az átmérő növekedése a valószínű, a méretezéskor pedig a szerszám méreteiből adódó névleges átmérővel szokás számolni. Igaz, a CFA- és a fúrt cölöpök esetében csökkenés is előfordulhat a szerszám kopása és a környező talajnak a friss betonra való rányomódása miatt.

A cölöphossz (illetve a palást menti rétegvastagságok) v_H relatív szórása nagyobb lehet. Részben a cölöpözési pontatlanságok is okozhatnak némi bizonytalanságot, bár ez a ma elvárható minőségbiztosítás mellett talán kisebb, inkább a talajrétegek helyzetének változása és ennek feltáratlansága lehet kritikus. A relatív szórásnak természetesen egy alapjában véve egyértelmű, azonosnak ítélt rétegződés változékonyságát kell „fedeznie”, s nem egy építmény teljes talajkörnyezetének bármely változását. Mindezek miatt $v_H=0,050$ jellemzőnek gondolható, ami persze több feltárással csökkenthető.

A μ_4 technológiai szorzók v_i relatív szórása a technológiák jellemzőiből fakad, de természetesen a cölöpözők munkafegyelmétől, szakértelmétől is függ. Jellemzőnek gondolható értékei szerepelnek az 5.6. táblázatban. Az előregyártott vert cölöpök esetében a technológia esetleges zavarai valószínűleg nem okozhatnak bizonytalanságot a terhbírásban. A CFA-cölöpöket illetően ismert a talpellenállás bizonytalansága, mivel a betonozás előtt a szerszámot meg kell emelni. Ez különösen a szemcsés talajokban okoz gondot, amint azt a 4. fejezet végén is kimutattam. A palástellenállást is „el lehet rontani”, pl. lassú lefűráskor a környező szemcsés talaj fellazulhat, a szerszám gyors felhúzásakor a talaj a folyós beton helyére folyhat. A többnyire támasztófolyadékkal készülő fúrt cölöpök esetében a talpellenállást az esetleg leülepedő „bentonitpárna”, a palástellenállást a zagy kenőhatásával gyengítheti. A ritkábban alkalmazott bélésű csöves technológiai esetében a talpon a hidraulikus talajtörés okozhat bajt, a paláston pedig a bélésű cső mozgatásának „kisimító, szappanosító” hatása.

A tervezési módszer v_{Rm} szórását nem könnyű felvenni, bár az ellenállás meghatározására használatos módszereket eléggé azonosan ítéli meg a szakma. A statikus próbaterhelés a legmegbízhatóbb, a CPT-n alapuló, a 2.3. fejezetben elemzett módszerek alkalmazása – nyilván beválásuknak köszönhetően – egyre terjed, az itt ajánlott szemempírikus formulákat, jobbnak tartjuk a „tisztán” elméleti képleteknél. Nagyon bizonytalanok tartjuk a régen kedvelt verési képleteket, de a modern mérés-technikai hasznosításával, lényegében ezek javításaként megjelent dinamikus próbaterhelést – megfelelő kalibrálással – mindinkább elfogadjuk a statikus próbaterhelés helyett. E gondolatokkal összhangban a következők v_{Rm} relatív szórásokat vettem fel:

- statikus próbaterhelés $v_{Rm}=0,050$
- CPT-eredményeken alapuló képletek $v_{Rm}=0,100$
- dinamikus próbaterhelés $v_{Rm}=0,125$
- szemempírikus képletek $v_{Rm}=0,150$

Az ismertetett értékvételel természetesen joggal illetheti az önkényesség vádja, de az arányok talán ésszerűnek tekinthetők, s a tájékozódást lehetővé teszik.

5.2.2.3. A nyomási ellenállás relatív szórása és értékelése

A felvett v_i értékekkel a cölöpellenállások v_R relatív szórására az (5.29) és (5.30) képletekből az 5.7. táblázatban szereplő értékek adódnak. A „lebegő cölöp” csak a palástellenállás ($B=0$), az „álló cölöp” csak a talpellenállás ($B=1,0$) révén dolgozó cölöpöt jelent, a „kombinált cölöpre vonatkozó értékeket pedig a talp- és a palástellenállás 50 %-os arányával ($B=0,5$) számítottam. A táblázat adatai tehát úgy is értelmezhetők, mint a palást- és a talpellenállás, illetve egy „átlagos” cölöp teljes nyomási ellenállásának relatív szórásai. A v_R értékek a bemenő v_i -értékek többségének módosításával kevéssé változnak. Kivételt a nyírószilárdsági paraméterek jelentenek, pl. a 4.2. fejezetben is elemzett esetet, a kombinált teherviselésű CFA-cölöp CPT-alapú méretezését illetően, ha

- a c_u relatív szórását 0,20-ról 0,30-ra vesszük, a v_R -érték 0,19 helyett 0,25 lesz,
- a φ relatív szórását 0,05-ről 0,10-re növeljük, a v_R -érték 0,20-ról 0,33-ra nő.

5.7. táblázat. A cölöpök R_c nyomási ellenállásának jellemző ν_R relatív szórásai

cölöp-típus	méretezési módszer	kötött talaj			szemcsés talaj		
		lebegő cölöp	álló cölöp	kombinált cölöp	lebegő cölöp	álló cölöp	kombinált cölöp
vert	statikus próbaterhelés	0,125	0,212	0,164	0,115	0,312	0,179
	CPT-alapú képletek	0,152	0,229	0,186	0,144	0,324	0,199
	dinamikus próbaterhelés	0,170	0,241	0,200	0,162	0,333	0,213
	szemiempírikus képletek	0,189	0,255	0,217	0,182	0,343	0,228
CFA	statikus próbaterhelés	0,135	0,225	0,170	0,125	0,346	0,196
	CPT-alapú képletek	0,160	0,241	0,191	0,152	0,357	0,214
	dinamikus próbaterhelés	0,177	0,252	0,205	0,170	0,365	0,227
	szemiempírikus képletek	0,195	0,266	0,222	0,189	0,374	0,241
fúrt	statikus próbaterhelés	0,135	0,246	0,178	0,125	0,346	0,196
	CPT-alapú képletek	0,160	0,261	0,198	0,152	0,357	0,214
	dinamikus próbaterhelés	0,177	0,272	0,211	0,170	0,365	0,227
	szemiempírikus képletek	0,195	0,284	0,227	0,189	0,374	0,241

Az 5.7. táblázat önmagában is sok hasznos útmutatást adhat a tervezéshez, a választandó cölöptípust, a méretezési módszert, a talajokba való „befogást” illetően. Ezek közül emeljük ki, hogy

- az ellenállás ν_R relatív szórása a 0,115÷0,375 tartományban van,
- az alsó szélső értéket a szemcsés talajba vert lebegő cölöp jelenti, ha annak teherbírását (ráadásul) próbaterheléssel mérjük,
- a felső szélső értéket a szemcsés talajba CFA-technológiával vagy fúrással készített álló cölöp, ha azt szemiempírikus képlettel méretezzük,
- a kötött talajokba „beálló” cölöpök esetében a relatív szórások rendre jóval kisebbek, mint a szemcsés talajokban levők.

A 4. fejezetben elemzett esetre, a kombinált teherviselésű CFA-cölöp CPT-alapú méretezésére kb. olyan relatív szórások adódtak, mint amelyeket a 63 próbaterhelés statisztikai analiziséből a 4.7. táblázatban kaptunk.

5.2.2.4. A cölöpök szükséges biztonsági tényezője a megbízhatósági eljárás szerint

A nyomási ellenállások relatív szórásainak értékelése után becsüljük meg az igénybevételi oldal bizonytalanságát. Az adatok és a számítási modell bizonytalanságától függően három esetet érdemes elkülöníteni az (5.23) képlettel és a szakirodalomból (Szalai, 1998) vett szórásokkal számolva (a kissé „megerőszkolt” kerekítések azt szolgálják, hogy ν_E relatív szórásokhoz kb. az 5.3. táblázatban megjelenő γ_E parciális tényezők jelenjenek meg a számításban):

- nagy bizonytalanság: $(\nu_{E_f}; \nu_{E_m}) = (0,175; 0,100) \rightarrow \nu_E=0,202 \approx 0,20,$
- átlagos bizonytalanság: $(\nu_{E_f}; \nu_{E_m}) = (0,125; 0,075) \rightarrow \nu_E=0,146 \approx 0,15,$
- kicsi bizonytalanság: $(\nu_{E_f}; \nu_{E_m}) = (0,075; 0,050) \rightarrow \nu_E=0,090 \approx 0,10.$

Az igénybevételek e relatív szórásaiból, valamint az ellenállásokra jellemző 5.7. táblázatbeli értékekből az (5.16)...(5.18) képletekkel számíthatók γ_E és γ_R osztott (parciális), illetve szorzatukként a γ_{RE} globális biztonsági tényezők, melyeket az 5.8. táblázatban adtam meg (a legutóbbiakat a színezett mezőkben).

5.8. táblázat. Jellemző relatív szórások, valamint a megbízhatósági eljárás szerint 10^{-4} -nél kisebb tönkremeneteli valószínűséget biztosító parciális és a globális biztonsági tényezők különböző cölöp-tervezési esetekre

megbízhatósági eljárás szerinti globális biztonsági tényező γ_{RE}			statikus próbaterhelés		az igénybevétel bizonytalansága			CPT-alapú képletek		az igénybevétel bizonytalansága			dinamikus próbaterhelés		az igénybevétel bizonytalansága			szemiempirikus képletek		az igénybevétel bizonytalansága		
					nagy	átlagos	kicsi			nagy	átlagos	kicsi			nagy	átlagos	kicsi			nagy	átlagos	kicsi
az ellenállás jellemzői					V_E					V_E					V_E					V_E		
					0,200	0,150	0,100			0,200	0,150	0,100			0,200	0,150	0,100			0,200	0,150	0,100
cölöp-típus	talaj-típus	cölöp-ellenállás	V_R	γ_R	γ_E			V_R	γ_R	γ_E			V_R	γ_R	γ_E			V_R	γ_R	γ_E		
					1,53	1,40	1,27			1,53	1,40	1,27			1,53	1,40	1,27					
vert	kötött	lebegő	0,13	1,46	2,24	2,05	1,85	0,15	1,59	2,43	2,22	2,01	0,17	1,67	2,57	2,34	2,12	0,19	1,77	2,72	2,48	2,25
		álló	0,21	1,91	2,92	2,67	2,41	0,23	2,01	3,07	2,81	2,54	0,24	2,08	3,19	2,91	2,63	0,25	2,17	3,33	3,04	2,75
		kombinált	0,16	1,65	2,53	2,31	2,09	0,19	1,76	2,70	2,46	2,23	0,20	1,84	2,82	2,57	2,33	0,22	1,93	2,96	2,70	2,45
	szemcsés	lebegő	0,11	1,42	2,17	1,98	1,79	0,14	1,55	2,37	2,16	1,96	0,16	1,64	2,51	2,29	2,07	0,18	1,74	2,66	2,43	2,20
		álló	0,31	2,58	3,96	3,61	3,27	0,32	2,68	4,10	3,75	3,39	0,33	2,75	4,21	3,84	3,48	0,34	2,83	4,34	3,97	3,59
		kombinált	0,18	1,72	2,64	2,41	2,18	0,20	1,83	2,80	2,56	2,32	0,21	1,91	2,92	2,67	2,42	0,23	2,00	3,06	2,80	2,53
CFA	kötött	lebegő	0,13	1,51	2,31	2,11	1,91	0,16	1,63	2,49	2,28	2,06	0,18	1,71	2,62	2,39	2,17	0,20	1,81	2,77	2,53	2,29
		álló	0,23	1,98	3,04	2,77	2,51	0,24	2,08	3,19	2,91	2,63	0,25	2,15	3,30	3,01	2,73	0,27	2,24	3,44	3,14	2,84
		kombinált	0,17	1,68	2,57	2,35	2,13	0,19	1,79	2,74	2,50	2,26	0,21	1,87	2,86	2,61	2,36	0,22	1,96	3,00	2,74	2,48
	szemcsés	lebegő	0,13	1,46	2,24	2,05	1,85	0,15	1,59	2,43	2,22	2,01	0,17	1,67	2,57	2,34	2,12	0,19	1,77	2,72	2,48	2,25
		álló	0,35	2,87	4,39	4,01	3,63	0,36	2,96	4,54	4,14	3,75	0,36	3,03	4,64	4,24	3,84	0,37	3,12	4,78	4,36	3,95
		kombinált	0,20	1,81	2,78	2,54	2,29	0,21	1,92	2,94	2,68	2,43	0,23	1,99	3,05	2,79	2,52	0,24	2,08	3,19	2,91	2,64
fűt	kötött	lebegő	0,13	1,51	2,31	2,11	1,91	0,16	1,63	2,49	2,28	2,06	0,18	1,71	2,62	2,39	2,17	0,20	1,81	2,77	2,53	2,29
		álló	0,23	2,04	3,13	2,85	2,58	0,25	2,14	3,28	2,99	2,71	0,26	2,21	3,39	3,09	2,80	0,27	2,30	3,52	3,22	2,91
		kombinált	0,17	1,70	2,60	2,37	2,15	0,19	1,80	2,76	2,52	2,28	0,21	1,88	2,88	2,63	2,38	0,22	1,98	3,03	2,76	2,50
	szemcsés	lebegő	0,13	1,46	2,24	2,05	1,85	0,15	1,59	2,43	2,22	2,01	0,17	1,67	2,57	2,34	2,12	0,19	1,77	2,72	2,48	2,25
		álló	0,35	2,87	4,39	4,01	3,63	0,36	2,96	4,54	4,14	3,75	0,36	3,03	4,64	4,24	3,84	0,37	3,12	4,78	4,36	3,95
		kombinált	0,20	1,81	2,78	2,54	2,29	0,21	1,92	2,94	2,68	2,43	0,23	1,99	3,05	2,79	2,52	0,24	2,08	3,19	2,91	2,64

A γ_{RE} globális biztonsági tényezőt értékelve kiemelésre méltó, hogy

- 1,8 és 4,8 között változnak az értékek, ha nem „nagy” az igénybevételek v_E szórása, akkor 3,0 feletti érték ritkán, csak szemcsés talajban „álló” cölöp esetén kell,
- a cölöptípus 0,05÷0,45 különbséget indokol, természetesen a lebegő vert cölöphöz kell a legkisebb, a szemcsés talajban álló fúrt cölöphöz a legnagyobb γ_{RE} ; arányaik általában 1,03 körüliek, csak a vert és a CFA-cölöpök szemcsés talajbeli talpellenállásának aránya nagyobb; kisebb viszont a CFA- és a fúrt cölöpök szinte összes aránya (csak a kötött talajbeli talpellenállásoké 1,03),
- a méretezési módszerek különböző megbízhatósága γ_{RE} 0,15÷0,50 különbségét kívánja meg, illetve a négyféle módszerhez szükséges globális biztonsági tényezők aránya a táblázatbeli sorrend szerint átlagosan 1,05,
- a talajfajta szerepe a „tisztán” lebegő és a kombinált teherviselésű cölöp esetén kisebb, γ_{RE} jellemző különbsége 0,1, a „tisztán” álló cölöp esetében viszont 1,0 körüli,
- a talpellenálláshoz – a cölöptípustól és méretezési módszertől csaknem függetlenül – a palástellenálláshoz rendelendő biztonsági tényező 1,25-szörösét kell alkalmazni a kötött talajok esetén és 1,85-szörösét a szemcsés talajok esetén,
- az igénybevétel bizonytalansága minden mástól függetlenül 10 % különbséget okoz,
- a legjellemzőbb esethez, a kombinált teherviselésű CFA-cölöp átlagos bizonytalanságú igénybevételre való CPT-alapú méretezéséhez 2,6 körüli globális biztonság kell.

5.3. A cölöptervezés biztonsági kérdéseinek összegzése, javaslatok

5.3.1. A biztonság rendszerének áttekintése

A méretezési rendszer biztonságával kapcsolatos kérdésekre

- a javasolt CPT-alapú számítás próbája (4.2. fejezet) révén nyert adatok,
- a korábbi magyar és külföldi szabványokban szereplő javaslatok (5.1.2. fejezet),
- az eredeti EC-dokumentumok ajánlásai (5.1.3. fejezet),
- a megbízhatósági eljárással megállapított értékek (5.2.2.4. fejezet)

alapján kell javaslatot kidolgozni. Nyilvánvalóan az EC 7 kereteiben kell maradnunk, annak eszközrendszerét alkalmazva kell az elvárt arányos biztonságot szolgáltatni. Az 5.9. táblázat foglalja össze a tervezés azon elemeit, melyeket a szükséges biztonság megállapításakor figyelembe kell venni, és azokat az eszközöket, melyekkel a biztonság alakítható. A színezett cellák jelölik, hogy a kettőt miként célszerű összekapcsolni.

5.9. táblázat. A cölöpméretezési rendszer

a cölöpméretezési rendszer elemei		a biztonsági rendszer eszközei				
elemek	változatok	parciális tényezők	korrelációs tényezők	modell-tényező	kockázati tényező	eljárási szabály
cölöptípus	vert – CFA – fúrt	EC 7-1 nemzeti melléklet				
ellenállástípus	palást – talp – teljes					szemcsés talpellenállás óvatos kezelése
talajfajta	kötött – szemcsés					
méretezési módszer	statpt – CPT – szemp – dinpt		eredeti EC 7 követése	EC 7-1 nemz. mell.		min. 3 CPT
kockázat	nagy – átlagos – kis				EC 0 javaslatai	a fentiek alkalmazása
hatások számítása	alap – részletes	részletes is elfogadható	1,1 redukció alkalmazása			részletes = = szakszerű

5.3.2. A parciális tényezők kívánatos értékei

A parciális tényezőkkel a cölöpözési technológia és az ellenállás-komponensek eltérő bizonytalanságait kezeljük, a talajtípusát nem, ami megfelel az EC 7 eredeti dokumentumának. A technológia bizonytalanságát az eddigi szabványok általában nem vették figyelembe, s az EC 7 eredeti dokumentumában a második tervezési módszerben sem. Az első tervezési módszerben viszont a talp-, illetve a teljes ellenálláshoz a technológiától függően $1,3 \div 1,6$ értékeket javasoltak, s a megbízhatósági módszer szerint is indokolt $0,1 \div 0,4$ különbség. Ésszerű tehát különbséget tenni a cölöptípus szerint az EC 7 második tervezési módszerében is. Ehhez az előbbi $1,3 \div 1,6$ értékeket $1,1/1,4$ arányban indokolt csökkenteni, mivel az első tervezési módszerben az igénybevételek oldalán $\gamma_E \approx 1,1$ az összegzett parciális tényező, míg a másodikban $\gamma_E \approx 1,4$. Így a parciális tényezők tartományára $1,02 \div 1,26$ adódik, ami kerekítve $1,00 \div 1,25$ tartományt jelenthet. Az EC 7 nemzeti mellékletének készítésekor ezekből és a jelen dolgozatban bemutatott megbízhatósági számítások első változatából (Szepesházi, 2007) indultunk ki, de a legkisebb értéket felvittük az EC 7 eredeti dokumentumában a második tervezési módszerhez ajánlott $\gamma_R = 1,1$ -re. Ezek vannak az 5.10. táblázat középső oszlopaiban.

A 4.7. táblázatban összegyűjtött empirikus adatok és az 5.8. táblázatbeli értékek azonban kissé más parciális tényezőket indokolnának. A CFA- és a fúrt cölöpök palástellenállására vonatkozóan elegendőnek látszik a $\gamma_s = 1,10$ érték, a vert cölöpökre pedig ezt még csökkenthetnénk is $\gamma_s = 1,05$ -re, a talpellenállás vonatkozásában azonban növelés indokolt. Úgy tűnik, az EC 7 eredeti dokumentumában az első tervezési módszerhez a vert cölöpökre ajánlott parciális tényezők túlzottan optimisták. Mint láttuk, az 5.8. táblázat szerint a palást- és a talpellenálláshoz szükséges γ_{RE} értékeinek viszonya kötött talajok esetében kb. $1,25$ lett, tehát a vert cölöp esetében is indokolt $\gamma_b = 1,05 \cdot 1,25 \approx 1,30$ értéket alkalmazni a talpellenállásra is. A CFA- és a fúrt cölöpökre hasonló módon a $\gamma_b = 1,10 \cdot 1,25 = 1,375$ értékből indulhatunk ki, s így az előbbire $\gamma_b = 1,30$, az utóbbira $\gamma_b = 1,40$ értéket vehetünk fel. Ezekkel valamivel kisebb globális biztonság adódik ki azoknál, melyek az 5.8. táblázat „átlagos” oszlopaiban vannak.

A szemcsés talajokban ébredő talpellenállások viszont nagy szórásuk miatt a palástellenállások kb. $1,85$ -szorosát, vagyis a kötött talajokra adott értékek $1,5$ -szeresét követelik. Ám ha ezt alkalmaznánk, akkor megváltoztatnánk az EC 7 parciális tényezőinek rendszerét, hiszen abba a technológia és az ellenállás komponensei mellett változóként még a talajfaját is bevinnénk. Ezért előnyösebb, ha a szemcsés talajban ébredő talpellenállásokra is azokat a parciális tényezőket alkalmazzuk, mint a kötött talajbeliekre, és az $1,5$ -szörös különbséget másként kompenzáljuk, amire rögtön kitérek.

5.10. táblázat. Javaslatok az EC 7 szerint parciális tényezőire

cölöpellénállás	parciális tényező jele	EC 7-1 nemzeti melléklet			az új számítások szerint szükséges értékek		
		cölöptípus			cölöptípus		
		vert	CFA	fúrt	vert	CFA	fúrt
palástellenállás	γ_s	1,10	1,10	1,10	1,05	1,10	1,10
talpellenállás	γ_b	1,10	1,20	1,25	1,30	1,35	1,40
teljes nyomási ellenállás	γ_t	1,10	1,15	1,20	1,20	1,25	1,30

Az előbbieken alapján adtam meg az ellenállás komponenseihez az 5.10. táblázatban az új parciális tényezőket. A teljes ellenállásokhoz rendelt értékeket a két komponenshez rendelt értékből azzal az óvatos megfontolással „vezetem le”, hogy a középértéktől inkább a talpellenállás nagyobb értékeihez közelítettem. Vegyük észre, hogy a CFA-cölöpök esetében az új javaslat szerinti értékek a régiének kb. $1,1$ -szerese. (A palástellenállás nemzeti melléklet szerinti cellájában valójában $1,0$ állhatna!)

5.3.3. A szemcsés talajban ébredő talpellenállások bizonytalanságának kezelése

A szemcsés talajban ébredő talpellenállások kirívóan nagy szórása már többször előke-rült. Ennek *talajmechanikai okát* jól érzékelteti a 2.2. ábra, a fajlagos talpellenállás ro-hamosan változik a belső súrlódási szöggel, néhány fok eltérés óriási változást okoz a fajlagos talpellenállásban. Ez sok esetben azt is jelentheti, hogy a próbacölöp teherbí-rása azért sokkal nagyobb a számítottnál, mert a próbacölöp talpa körül éppen különö-sen jó volt a szemcsés talaj. Markánsan csökkenthetik viszont a szemcsés talajok talp-ellenállását a bennük előforduló gyenge zónák, amit a CPT-alapú számítás lekövet, de ami pl. próbaterhelés alapján végzett tervezéskor rejtve maradhat. A nagy szórás *tech-nológiai oka* is jól ismert, a 4.2. fejezetben ezt gyakorlati példával, az adatbázisból ki-vett próbaterhelésekkel is illusztráltam.

A megbízhatósági számítás végeredményeként készült 5.8. táblázat szerint is mind-ezek a hatások még „átlagos terhelési” esetben is $\gamma_{RE} \approx 4,0$ globális biztonsági tényezőt kívánnának, ám az 5.10. táblázatbeli $\gamma_b = 1,3 \div 1,4$ értékkel csak $\gamma_{RE} \approx 2,6$ globális bizton-sági tényezőre lehetett elérni.

Az EC 7-1 2.4.2. fejezet (2) bekezdésének és az EC 0 alapszabvány B mellékletének a szellemében azonban a vázolt kedvezőtlen hatásokat nem a parciális tényezők növe-lésével, hanem *különösen gondos, szakszerű mérnöki eljárásokkal* kell elhárítani, hogy ne tegyük általában is gazdaságtalanná a tervet. Ennek megfelelően azokon a helye-ken, ahol a talp szemcsés talajba kerülhet,

- nagyon gondos, részletes talajfeltárást kell végeznünk, nagy figyelmet fordítva a gyenge talajzónákra,
- alapos mérlegeléssel kell kijelölni a cölöptalp szintjét, ügyelve arra, hogy a gyenge zónák a lehető legkisebb mértékben csökkentsék a talpellenállást,
- ajánlatos próbaterhelésre alapozni a tervet, ha a cölöpellenállás meghatározó részét képezi a szemcsés talajbeli talpellenállás,
- meg kell keresni a tervezési terület leggyengébb helyét, s ott kell végrehajtani – ha arra támaszkodva tervezünk – a próbaterhelést, s legyen mindig annak közelében CPT,
- minden gyengének gondolható helyen legyen CPT vagy más talajvizsgálat, s ezek kerüljenek a számításra alapuló méretezés talajszelvényei közé,
- óvatosan kell megállapítani a CFA (és a fúrt, csavart) cölöpök talpellenállását a CPT-alapú méretezéskor, a 4.2. fejezet szerint helyes alkalmazni a talpellenállás $\lambda_b = 0,6$ re-dukciós tényezőjét (a 0,6 érték éppen kompenzálja az 1,5-szeres biztonságihiányt),
- mérlegelni kell, hogy mennyiben terjeszthetők ki a próbaterheléssel vagy számítással megállapított ellenállások a teljes tervezési területre,
- nagy figyelmet kell fordítani a technológiai utasításokra, pl. meg kell adni a megfelelő talpszint munka közbeni megállapításának kritériumait (abszolút szint, mélység, elvárt fúróbehatolási ellenállás stb.),
- következetes minőségellenőrzési rendszert kell működtetni, melynek kulcseleme a cölöpözési jegyzőkönyv és annak gyors értékelése,
- szigorúan ellenőrizni kell, hogy a szerkezeti cölöpök minősége nem rosszabb a pró-bacölöpénél.

Ezen eljárási szabályokat a tervezőknek kellene alkalmazniuk, illetve előírniuk. Eset-leg be kellene/lehetne vezetni az EC 7 nemzeti mellékletébe vagy egy, az EC 7-t kiegé-szítően készítendő cölöptervezési nemzeti szabványba.

5.3.4. A korrelációs- és modelltényezők felvétele

A *korrelációs tényezők rendszerét* az 5.2. táblázatban bemutatam: ezekkel veszi figyelembe az EC 7 a méretezési módszerek különböző megbízhatóságát, beleértve a vizsgálatok számát is, mely valójában a talajkörnyezet térbeli változásait hivatott kezelni. A módszerek egymáshoz viszonyított „értékét” éppen azért nehéz értelmezni, mert belépett a vizsgálatok száma, s persze (gondolatban) a költségük is, s a táblázat alsó részében ismertetett szabályok is nehezítik az összevetést. Összességében (intuitíve) azonban mégis azt lehet vélelmezni, hogy az egyes méretezési módszerekre az 5.8. táblázatban kiadódott γ_{RE} globális biztonsági tényezők arányai összhangban vannak az EC 7 ξ_{mean} korrelációs tényezőinek arányával. Ezért *nincs ok* arra, hogy ez utóbbiaktól, melyek egy jól átgondolt rendszert alkotnak, eltérjünk.

E rendszernek azonban van egy látszólag *gyenge pontja*: azonos $\xi_{mean} = \xi_{min} = 1,40$ korrelációs tényezőt rendel a nyomási ellenálláshoz, akkor is, ha azt egyetlen próbaterhelés, illetve akkor is, ha egyetlen talajvizsgálat (valójában egy talajszelvény) alapján határozzuk meg. E nagyon ellentmondásosnak gondolható helyzetet valójában feloldja az a követelmény, mely szerint csak olyan talajvizsgálaton alapuló számítás alkalmazható, melyet próbaterhelés igazolt. Félő azonban, hogy ezt szigorúan nem tartják majd be, s így visszaélve az azonos értékű korrelációs tényező által nyújtott lehetőséggel, egy próbaterhelést egyetlen, nyilván sokszorta olcsóbb talajvizsgálattal helyettesítenek, anélkül, hogy ahhoz valóban kalibrált számítási módszert társítanának. Ezt a veszélyt a modelltényezők alkalmazásával és alkalmas eljárási szabályokkal célszerű kivédeni.

A $\gamma_{R;d}$ *modelltényezőkkel* lehet az EC 7 szerint a talajvizsgálaton alapuló számítások bizonytalanságait kezelni, s nem kell ilyet rendelni a statikus próbaterheléshez. A nemzeti melléklet szerint ezek akkor alkalmazandók, ha egyidejűleg igaz, hogy

- az alkalmazott eljárás kidolgozásakor a talajjellemzőket igazolhatóan átlag-, s nem karakterisztikus értékekkel vették figyelembe,
- a tervező is a talajjellemzők átlag-, s nem a karakterisztikus értékeit alkalmazza.

A modelltényező 1,1 lehet, ha CPT-n, 1,2, ha laboratóriumi nyírószilárdsági vizsgálaton, 1,3, ha alapvizsgálatok alapján felvett fajlagos cölöpellennállásokkal dolgozunk.

A 2. fejezetben bemutatott CPT-alapú eljárás a CPT-értékeket közvetlenül használja fel, ami az előbbi definíció tekintetében átlagértéknek számít. A számított ellenállásokat a próbaterheléssel mért ellenállásokkal közvetlenül összevetve kalibráltam az eljárást, ami szintén modelltényező alkalmazását indokolja. A 4.6...4.14. ábrákon a kiegyenlítő egyenes a_1 meredeksége jellemzi az átlagértékek megfelelőségét, az a_2 meredekség pedig azt fejezi ki, hogy a számított érték hányadrésznél lehet 5 % valószínűséggel kisebb a mért érték. Az a_1/a_2 viszonyszám 1,13 és 1,37 között változik, átlaga 1,25, s éppen ez az 1,25 érték adódott ki a 63 CFA-cölöp teljes nyomási ellenállására is. Az átlagosnál nagyobb arányokat a talpellennállásokra kaptunk, s főleg a szemcsés talajokra, de azok bizonytalanságát az előbbieket szerint gondos eljárással kell kompenzálni.

Az 5.10. táblázatbeli új javaslat a CFA-cölöpök teljes nyomási ellenállásához éppen $\gamma = 1,25$ parciális tényezőt rendel, ez tehát általában önmagában is éppen biztosítaná, hogy legfeljebb az esetek 5 %-ában legyen kisebb a mért ellenállás a számítottnál. Eszerint a CFA-cölöpök és az alkalmazott CPT-alapú eljárás esetében *modelltényezőre már nem lenne szükség*. Úgy is fogalmazhatunk, hogy az alkalmazott eljárás már elég jó ahhoz, hogy az eredményét (további) korrekció nélkül karakterisztikus cölöpellennállásként elfogadjuk, s az 5.10 táblázatbeli új javaslat szerinti parciális tényezőkkel számolva állapítsuk meg a tervezési értékét.

Egy *másik lehetőség* azonban két okból is jobb megoldásnak látszik. A számértékek tulajdonképpen szerencsés egybeesését kihasználva megtehetjük azt is, hogy a nemzeti mellékletben elfogadott $\gamma_s=1,10$, $\gamma_b=1,20$ és $\gamma_t=1,15$ parciális tényezőknél maradunk, és alkalmazzuk a nemzeti mellékletben a CPT-alapú számításhoz ajánlott $\gamma_{R;d}=1,1$ modelltényezőt is. Amint az 5.10. táblázat kapcsán ugyanis már rámutattam ezek szorzata kb. éppen a javasolt új parciális tényezőket eredményezi, tehát az eljárás megfelel a jelen kutatás alapján megállapított biztonsági igényeknek.

E megoldással járó *előnyök* egyike praktikus: így nincs szükség az EC 7 nemzeti mellékletének módosítására. A másik előnyt az adja, hogy így CPT-alapú számítás a statikus próbaterheléshez képest kap egy 1,10 többszorzót, s ezzel talán elhárul a korrelációs tényezők kapcsán említett veszély. Az 1,10 modelltényezővel egy egyetlen CPT-n alapuló cölöpalapozási terv 10 %-kal drágább lesz annál, mint amely egyetlen próbaterhelésen nyugszik, ha a kettő (lényegében) azonos nyomási ellenállást mutat ki. Az 5.2. táblázat szerint az 1,1 szorzó azt biztosítja, hogy egy egyetlen próbaterhelésen alapuló tervnél csak akkor lehet CPT-alapján gazdaságosabb tervet készíteni, ha legalább 3 CPT-re kerül sor.

A korrelációs- és modelltényezőkhöz kapcsolódóan az előbbiek okán indokolt még, egy *eljárési szabály bevezetése*. Helyénvalónak látszik annak kikötése, hogy a CPT-alapú számítást csak azzal a feltétellel lehessen alkalmazni, hogy az egyben kezelt tervezési területen legalább 3 CPT készül, s csak kivételes esetekben legyen elég egy vagy két CPT. Azt is indokolt rögzíteni, hogy ha valahol statikus próbaterhelés alapján kívánnak tervezni, akkor előtte legalább 4 talajszelvényt kelljen felvenni annak megállapításához, hogy hol van a legkedvezőtlenebb hely.

5.3.5. Az igénybevételi oldal hatása

A γ_{RE} globális biztonságot befolyásolja az igénybevételi oldalon figyelembe vett biztonság, annak γ_E összegzett parciális tényezője. Az 5.8. táblázatban az egyes méretezési eljárásra vonatkozó blokkok középső oszlopában szerepelnek az igénybevételek „átlagosnak” minősített bizonytalansága esetén szükséges γ_{RE} értékek. Ezekhez a megbízhatósági eljárás szerint $\gamma_E=1,40$ összegzett parciális tényezőt kellett alkalmazni, mely éppen azonos a magasépítési szerkezetek EC szerinti alapszámítására *jellemző* (lásd az 5.3. táblázatot) értékkel. Ha tehát az igénybevételeket az *alapszámítás* $\gamma_G=1,35$ és $\gamma_Q=1,50$ parciális tényezőivel számítjuk, akkor a terhek átlagos bizonytalanságú eseteire *megfelelő biztonságot* kapunk.

A blokkok jobb oldali oszlopai a részletes számításra jellemző $\gamma_E=1,27$ összegzett parciális tényezőre vonatkoznak. Ennek megfelelően az ebben kiadódó γ_{RE} globális biztonsági tényezők a középső oszlopbelieknek a 90 %-a. Ennyire csökkenne tehát a biztonság, ha a részletes számítás esetén megengedett kisebb biztonsággal számolnánk az igénybevételeket. Reális feltételezésnek gondolhatjuk azonban, hogy egy részletes számítás, melyben kevesebb a biztonság javára tett elhanyagolás, fedezi ezt a csökkenést, tehát a valódi globális biztonság ugyanakkora lehet, mint az alapszámítás esetén. A jobb oldali oszlopban szereplő γ_{RE} értékek talán még önmagukban is elfogadhatók, hiszen a kombinált teherviselésű cölöpre vonatkozóan a 2,0-et lényegében mindig meghaladják. Összességében tehát kijelenthető, hogy a cölöpalapokat a *részletes számítással meghatározott*, számszerűleg kisebb biztonságú *igénybevételekre* is szabad méretezni.

A blokkok bal oldali oszlopai az igénybevételek nagyobb bizonytalansága esetén szükséges γ_{RE} értékeket mutatják. Az igénybevételek $\gamma_E=1,53$ összegzett parciális tényezője túlzottan nagy, ilyen az EC-ok közvetlenül nem ajánlanak. A $K_{FI}=1,1$ kockázati

tényezővel viszont az átlagos eset $\gamma_E=1,40$ értékéből lényegében ez következne. Így ezekkel a globális biztonság is 1,1-szeres lenne, ám az a költségek hasonló arányú növekedésével járna. Az EC 0 szerint helyesebb ehelyett *gondos, szakszerű mérnöki (tervezői) munkával* elkerülni, hogy az igénybevételek ennyire bizonytalanok maradjanak.

Bár a ξ korrelációs tényezők 5.2. táblázatának alsó részében szerepel, de valójában ide tartozik a ξ -tényezők 1,1-szeres csökkentésének lehetősége, aminek feltétele a merev cölöpösszefogás. Ennek hátterében az áll, hogy ilyen szerkezeti kialakítás esetén a legnagyobb mértékben terhelt cölöptől a szomszédosak átvehetik a teher egy részét, ha annak süllyedése a törési állapotot közelítve aránytalanul nő. A csökkentésről alapszámítás esetén általában egyedileg kell dönten, s valószínűleg az esetek nagy részében szabad vele élni, de ilyenkor indokolt a cölöp csoportok teherbírásának fokozott ellenőrzése. A részletes számítás esetén viszont, ha a részletesség kiterjed a merevségek figyelembevételére és a pontos tehereloszlás meghatározására is, akkor a csökkentést értelemszerűen már nem szabad alkalmazni.

5.3.6. További megfontolások

Az építmények rendeltetéséből eredő kockázat kérdése az EC 7 szerinti tervezésben nem jelenik meg olyan közvetlen módon, amiként eddig az MSZ 15005 szerinti tervezésnek az α_2 csökkentő tényezőről szóló döntéssel része volt. Olyan mértékben talán nem is volt helyes a tervezőre bízni a gazdasági kárnak és az emberélet veszélyeztetésének a megítélését, mert az túlzott szubjektivitáshoz, lényegesen eltérő biztonsághoz és gazdaságossághoz vezetett. *2004 óta* az autópályahidak cölöpalapozásának tervezésében már alkalmaztunk is egy általam kidolgozott és a hídtervezők, valamint a geotechnikusok által *elfogadott rendszert az α_2 -tényező felvételére.*

Az EC 7 ilyen nem kínál, látszólag bármely szerkezet esetében ugyanazt a biztonságot kell alkalmazni, függetlenül a rendeltetéstől. Az EC 0 viszont lehetővé teszi, hogy kockázatot a hatások oldalán figyelembe vegyünk, s az átlagosnál kisebb kockázat esetén egy $K_{FI}=0,9$, az átlagosnál nagyobb kockázat esetén pedig egy $K_{FI}=1,1$ szorzóval módosítsuk a hatások értékét. Az előbbit illetően azt lehet megjegyezni, hogy a cölöp-tervezésbeli alkalmazása ellen – felelős tervezői döntést feltételezve – nincs nyomós érv, hiszen az előbbiekből láttuk, hogy az átlagos esetre kiadódó globális biztonság 90 %-át még mindig megfelelőnek lehet gondolni. Az 1,1 szorzó alkalmazását illetően viszont azt javasolja az EC 0, hogy inkább a terv- és a kivitelezés minőségének ellenőrzésével csökkentjük a kockázatot, ahelyett, hogy a felszorzással minden szerkezetet 10 %-kal drágábbá tennénk. A cölöpalapozás területén egy ilyen megközelítés eszközei lehetnek az előzőekben javasolt eljárási szabályok.

Ki kell térni arra, hogy a nemzeti mellékletben a *további cölöptípusokra* ajánlott parciális tényezők, valamint a *további számítási módszerekre* (és a dinamikus próbateljesítésre) vonatkozó modell-tényezők megalapozására nem készült még a dolgozatban bemutatotthoz hasonló elemzés. E tényezőket, valamint a CPT-alapú és a „további módszernek” tekinthető szemiempirikus számításokban szereplő különböző technológiától függő paramétereket a nemzetközi szakirodalom 2. fejezetben bemutatott analízise alapján vettem fel. Ezek általában próbateljesítésekkel való összevetésekből származnak, eként alapvetően megfelelnek az EC 7 ilyen irányú követelményének, de mégsem tekinthetők annyira megalapozottnak, mint a CFA-cölöpök CPT-alapú számítására vonatkozó javaslatok. Ez fejeződik ki a modell-tényezők nagyobb értékében, amelyekről vélelmezhető, hogy fedezik az alaposabb elemzés hiányából fakadó bizonytalanságot is.

Végezetül a biztonsági rendszer működését érzékeljük egy CPT alapján tervezett CFA-cölöp példáján:

- a teljes nyomási ellenállás parciális tényezője: $\gamma = 1,20$,
- a 3 CPT-esetén az átlaghoz rendelendő korrelációs tényező: $\xi_{\text{mean}} = 1,33$
- a CPT-alapú tervezés modell-tényezője: $\gamma_{R;d} = 1,10$,
- az igénybevétel összegzett parciális tényezője: $\gamma_E = 1,40$.

Ezekből a globális biztonsági tényező:

$$\gamma_{RE} = \gamma_R \cdot \gamma_E = (\gamma \cdot \xi_{\text{mean}} \cdot \gamma_{R;d}) \cdot \gamma_E = (1,20 \cdot 1,33 \cdot 1,10) \cdot 1,40 = 1,756 \cdot 1,40 = 2,46$$

Ez némileg kisebb az 5.8. táblázat szerint szükséges értékeknél, s gyakorlatilag azonos azzal, amelyet a magasépítési szerkezetekre az eddigi magyar szabvány szerint a számításon alapuló tervezéskor alkalmaztunk (2,45 az 5.1. táblázatban). (A hidak esetében a biztonság kissé nőtt.) Ha merev cölöpösszefogást figyelembe vevő 1,1-es csökkentéssel is élünk, akkor $\gamma_{RE} = 2,24$ -re csökken. Elegendő lehet ugyanezt kimutatni, ha az igénybevételek oldalán részletes számítást végezve kisebb parciális tényezőkkel dolgozunk. Ekkor viszont az előbbi 1,1-szeres csökkentés már megengedhetetlen.

5.4. Az új eredmények összefoglalása, a tézisek vázlata

Az 5. fejezetben a cölöpméretezés biztonságát vizsgáltam. Először áttekintettem és értékeltem az eddigi szabványok és az EC 7 eredeti CEN-dokumentuma által ajánlott biztonsági tényezőket. Ezután bemutattam a megbízhatósági eljárásnak a cölöptervezésre való alkalmazását. Végül ezek, valamint a 4. fejezetbeli statisztikai analízis alapján javaslatot adtam az EC-ok által felkínált biztonsági eszközök alkalmazására.

A *megbízhatósági eljárás alkalmazásához* felírtam az ellenállás relatív szórásának (5.20) általános érvényű képletét, mely tudomásom szerint ilyen formában még nem jelent meg. A cölöpellenállások legjobbnak tartott és célszerűen formában felírt szemempírikus képleteire támaszkodva és a „B” talpellenállási arány bevezetésével levezettem a cölöpellenállások relatív szórását megadó (5.29) és (5.30) képleteket. Irodalmi adatok és tapasztalati megfontolások alapján becslést adtam a cölöpellenállást befolyásoló elemek relatív szórására. Ezekkel meghatároztam a cölöpméretezésnek a cölöptípustól, a talajfajtától és a méretezési módszertől függő relatív szórásait (5.7. táblázat). Megállapítottam, hogy a CFA-cölöp esetében a fajlagos palástellenállást kb. 0,15, a teljes nyomási ellenállást kb. 0,20, a fajlagos talpellenállást kötött talaj esetén 0,25, szemcsés talaj esetén 0,35 *relatív szórás* jellemzi. Az ellenállás ezen és az igénybevételek ésszerűen megválasztott relatív szórásaival megállapítottam a globális biztonsági tényező szükséges értékeit (5.8. táblázat).

Az említett analízisekre támaszkodva javaslatokat dolgoztam ki az *EC 7 nemzeti mellékletének biztonsági eszközeire*, elsősorban a parciális- és a modell-tényezőkre. Megfogalmaztam továbbá olyan *eljárási szabályokat*, melyekkel gazdaságosan kezelhetők a szemcsés talajokban ébredő talpellenállások kirívóan nagy bizonytalansága, az építmények rendeletetéséből adódó nagyobb kockázatok, továbbá az egyetlen statikus próbaterheléshez, valamint egyetlen CPT-alapú számításához rendelt azonos korrelációs tényező ellentmondásossága. A 2007-ben megjelent nemzeti melléklet e javaslatok első változatán alapult, s a jelen véglegesített munka alapján ezeket – eljárási szabályokkal kiegészítve – helyben lehetett hagyni.

A fejezet új eredményeit a külön kiadott téziszűzetben *két tézisben* fogalmaztam meg:

- 1) a cölöpellenállások relatív szórásának számítására szolgáló képletek levezetését és a velük számított értékeket, illetve elemzésüket tartalmazza,
- 2) az EC-ok biztonsági eszközeinek hazai alkalmazására és kiegészítésére tett javaslatokat foglalja össze.

6. Összegzés

6.1. A dolgozat összefoglalása

Az értekezés a 2011-től kizárólagosan alkalmazandó európai geotechnikai alapszabvány, az EC 7 követelményeinek megfelelő korszerű cölöpméretezést tárgyalja.

Az 1. fejezetben ismertettem a cölöpözés fejlődési trendjeit, amiből kitűnt, hogy a hazai gyakorlatban a CFA-cölöpözés vált dominánssá, de más új típusok (csavart cölöp) is megjelentek, s ezek méretezése még nemzetközileg sem eléggé kiforrott, de a CPT-alapú számítások ígéretes lehetőséget jelentenek. Vázoltam az EC-ok bevezetésével ránk váró kihívásokat: egyrészt annak a követelménynek a teljesítését, miszerint csak próbaterhelésekkel igazolt számítási eljárásokat szabad használni, másrészt a hazai tervezés és kivitelezés minőségének és megbízhatóságának megfelelő biztonsági eszközök nemzeti mellékletben való rögzítésének kötelezettségét. Végül ismertettem saját tárgybeli tevékenységeimet: a cölöptervezésben, a próbaterhelések feldolgozásában és az EC 7 honosításában végzett eddigi munkámat, melyek problémaérzékenységet, szakismeretet és tapasztalatot adtak a disszertáció elkészítéséhez.

A 2. fejezetben áttekintettem, majd összehasonlító és saját tapasztalataimon is nyugvó kritikai elemzés alá vettem a cölöpök nyomási ellenállásának meghatározására szolgáló, a nemzetközi szakirodalomban és szabványokban fellelhető szemempirikus és CPT-alapú számítási módszereket. Ennek alapján egy új CPT-alapú méretezési rendszert állítottam össze, melynek új vonásaként kiemelhetők a fajlagos palástellenállások számítására szolgáló képletek, valamint a szemcsés talajbeli talpellenállásnak a redukciója. Fontos részei a rendszernek a technológia hatását figyelembe vevő, a különböző külföldi javaslatok szintetizálása alapján megadott szorzók, melyekkel olyan cölöptípusokra is „próbaterheléssel igazolt” számításhoz jutottunk, melyekre valószínűleg még sokáig nem tudnánk saját adatbázis alapján ilyen számítást kidolgozni.

A 3. fejezetben a cölöppróbaterhelések olyan értékelését mutattam be, mely jó becslést szolgáltat a nyomási ellenállás két komponensének a szétválasztására, amivel a próbaterhelések sokkal jobban hasznosíthatók. Ehhez eszközként ismertettem a próbaterhelési görbe alakjának értelmezését, a süllyedések időbeli alakulásának elemzésére szolgáló három eljárást, s ellenőrzésként a cölöp-teherbírási vonalat, valamint a cölöp-összenyomódás és a rugalmas cölöpsüllyedés összevetését. Jeleztem, hogy önmagában ugyan egyik sem adja a feladat teljesen megbízható megoldását, de együtt jó becslésre nyújtanak lehetőséget.

A 4. fejezetben bemutattam az új CPT-alapú méretezési rendszernek egy sajátkészítésű Excel program segítségével 63 CFA-cölöp általam vezetett próbaterhelésének eredményén elvégzett próbáját, felhasználva az ismertetett szétválasztó módszereket is. A próbát a mért és a számított nyomási ellenállások viszonyszámának és korrelációjának statisztikai értékelésével végeztem el. Ebből meg lehetett állapítani, hogy az új módszer átlagosan és az ellenállások teljes tartományára nagyon jól megadja a nyomási ellenállást és annak komponenseit. Kitűnt, hogy a legnagyobb bizonytalanság – az alkalmazott 0,6-os redukció ellenére is – a szemcsés talajbeli talpellenállásban van.

Az 5. fejezetben a cölöpméretezés biztonságát vizsgáltam. Az eddigi szabványok és az EC 7 eredeti dokumentuma által ajánlott biztonságok értékelése után bemutattam a megbízhatósági eljárásnak a cölöptervezésre való alkalmazását, aminek során új megoldásokat is alkalmaztam. Végül ezek, valamint a 4. fejezetbeli statisztikai analízis alapján koherens rendszert javasoltam arra, hogy az EC 7 által felkínált biztonsági eszközöket miként használjuk a magyar nemzeti mellékletben. Ez utóbbi javaslataim első változatai alapján készültek, s a végleges vizsgálatok alapján – néhány eljárási szabályt hozzátéve – meg tudtam erősíteni azokat.

6.2. A tézisek felsorolása

Új tudományos eredményként külön téziszüzetben részletesen a következő téziseket fogalmaztam meg.

Az 1. téziscsoportban, melyet a disszertáció 2. fejezete alapján fogalmaztam meg, s amelyben az irodalomban fellelt méretezési módszerek elemzése, valamint saját tapasztalataim alapján adtam új, a technológiát is figyelembe vevő méretezési módszert:

1.1) a szemcsés talajokra vonatkozóan a talpellenállást illetően az EC 7-2 szerint számított érték $\lambda_b=0,6$ -os redukcióját javasoltam, a palástellenállást illetően pedig egy új „gyökös” képletet vezettem be,

1.2) a kötött talajokra vonatkozóan a drénezetlen nyírószilárdságnak a CPT-csúcsellenállásból való egyszerűsített számítását és a cölöpellenállások abból való megállapítását javasoltam, amiben a palástellenállás gyökös számítása szintén (részben) saját ajánlás.

A 2. téziscsoportban, mely a 3. fejezetből készült, s amelyben az ellenállás-komponenseknek a próbaterhelési eredményekből való megállapítását, szétválasztásuk lehetőségeit vizsgáltam:

2.1) a próbaterhelési (erő-süllyedés) görbe alakja alapján való szétválasztásra tettem első helyen javaslatot,

2.2) a süllyedés időbeli alakulásának háromféle elemzésén (a konszolidációhoz szükséges idők, a normalizált konszolidációs görbék, valamint az azonnali és konszolidációs süllyedések összehasonlításán) alapuló szétválasztást is alkalmasnak találtam,

2.3) a cölöpteherbírási vonalat és a végső tehermentesítés utáni visszarugózásnak cölöp-összenyomódásként való értelmezését ellenőrzési lehetőségként ismertettem.

A 3. téziscsoportban a disszertáció 4. fejezetében az új méretezési módszer megbízhatóságának értékelésére egy saját készítésű Excel-program segítségével egy saját adatbázison elvégzett vizsgálatok eredményeit foglaltam össze:

3.1) a mért és számított ellenállások viszonyszámának statisztikai paraméterei alapján tehettem hasznos megállapításokat,

3.2) a mért és számított ellenállások korrelációjának vizsgálata során megállapított paraméterek analízise alapján fogalmaztam meg fontos összefüggéseket.

A 4. téziscsoportban a disszertációnak a cölöpméretezés biztonságát vizsgáló 5. fejezetében elért új eredményekről szóltam, melyben elsőként alkalmaztam a cölöpméretezésre a megbízhatósági eljárást:

4.1) levezettem a cölöpellenállások relatív szórását adó képleteket és ismertettem az alkalmazásukkal nyert számértékeket, illetve az ezekből leszűrhető megállapításokat,

4.2) a korábbi szabványos előírások, valamint a CFA-cölöpökön végzett próba és a megbízhatósági eljárással nyert eredmények analízise alapján koherens javaslatrendszert adtam az EC 7 biztonsági eszközeinek hazai alkalmazásához, beleértve bizonyos eljárási szabályokat is.

Irodalomjegyzék

- API - Recommendations for Planning, Designing and Constructing Fixed Offshore Platforms. RP2. American Petroleum Institute, Washington DC, 1993.
- Arz, P., Schmidt, H., Seitz, J., Semprich, S., Grundbau. Sonderdruck aus dem Betonkalender 1994. Verlag Ernst & Sohn, Berlin, 1994.
- Bak, E., Koch, E., Palotás, B., Szepesházi, R., Kombinált (cölöp és lemez) alapozás modellezése I. rész. Közlekedésépítési Szemle, 2010/3. Budapest, 2010.
- Bak, E., Koch, E., Palotás, B., Szepesházi, R., Kombinált (cölöp és lemez) alapozás modellezése II. rész. Közlekedésépítési Szemle, 2010/6. Budapest, 2010/a.
- Berzi, P., Dinamikus cölöppróbaterhelések az M6 autópálya új szakaszán. Geotechnika 2008 Konferencia, Ráckeve, 2008.
- BME Hidak és Szerkezetek Tanszék munkacsoportja, A Dunakeszi 313 jelű vasbetonhíd, valamint a Szekszárdi Duna meder- és ártéri híd ellenőrző számítása az EC előírásai szerint. Kutatási jelentés a Magyar Közút Kht. részére. Budapest, 2007-2009.
- Briaud, J. I., Evaluation of cone penetration test methods using 98 pile load tests. Proceedings of the International Symposium on Penetration Testing, Orlando, 1991.
- Broms, B., Foundation Engineering. Geo Texts and Publications, www.geoforum.com, 2000.
- Burland, J. B., Shaft friction of piles in clay – a simple fundamental approach. Ground Engineering, 6 (3), London, 1973.
- Bustamante, M. R., Gianceselli, L., Pile bearing capacity prediction by means of static penetrometer CPT. 2nd European Symposium on Penetration Testing. Amsterdam, 1982.
- Bustamante, M. R., Frank, R., French practice. Ed. De Cock, F. – Legrand, C., Design of axially loaded pile, European practice. Proceedings of ERTC3 Seminar. Brussels, 1997. Balkema, Rotterdam-Brookfield, 1997.
- Canadian Foundation Engineering Manual. Third Edition. Canadian Geotechnical Society, BiTech Publishers, Richmond, 1993.
- De Beer, E.: Scale effect in transposition of the results of deep sounding tests on ultimate bearing capacity of piles and caisson foundations. Geotechnique, 13, 1963.
- De Cock, F., Legrand, C. ed., Design of axially loaded pile, European practice. Proceedings of ERTC3 Seminar. Brussels, 1997. Balkema, Rotterdam-Brookfield, 1997.
- De Cock, F., Legrand, C., Lehane, B. ed., Survey report on the present-day design methods for axially loaded pile, European practice. Report of ERTC-3-Piles, ISSMGE Subcommittee. XIIth European Conference on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, Amsterdam, Balkema, Rotterdam-Brookfield 1999.
- De Cock, F., Legrand, C., Huybrechts, N., Overview design methods of axially loaded piles in Europe. Report of ERTC-3-Piles, ISSMGE Subcommittee. Proceedings of the 13th European Conf. on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, Prága, 2003.
- DIN 1054:2005-01 Baugrund – Sicherheitsnachweise im Erd- und Grundbau, Deutsche Normungsinstitut, Berlin, Beuth Verlag, 2005.
- EAB Empfehlungen des Arbeitskreises „Pfähle“, EA-Pfähle. Ernst und Sohn, Berlin, 2007.
- EC 0 MSZ EN 1990:2000 Eurocode 0: A tervezés alapjai. Magyar Szabványügyi Testület, Budapest, 2004.

- EC 1 MSZ EN 1991-1-1:2005 Eurocode 1: A tartószerkezeteket érő hatások. 1-1. rész: Általános hatások. Sűrűség, önsúly és az épületek hasznos terhei A tervezés alapjai. Magyar Szabványügyi Testület, Budapest, 2004.
- EC 7-1, MSZ EN 1997-1 EUROCODE 7-1: Geotechnikai tervezés. 1. rész. Általános szabályok. Magyar Szabványügyi Testület, Budapest, 2006.
- EC 7-1, MSZ EN 1997-1 EUROCODE 7-1: Geotechnikai tervezés. 1. rész. Általános szabályok. Nemzeti melléklet. Magyar Szabványügyi Testület, Budapest, 2006.
- EC 7-2, MSZ EN 1997-2 EUROCODE 7-2: Geotechnikai tervezés. 2. rész. Geotechnikai vizsgálatok. Magyar Szabványügyi Testület, Budapest, 2007.
- Eslami, A., Fellenius, B. H., Pile capacity by direct CPT and CPTu methods applied to 102 case histories. *Canadian Geotechnical Journal*, 34(6), 1997.
- Everts, H. J., Luger, H. J., Dutch national code for pile design. Ed. De Cock, F. – Legrand, C.: Design of axially loaded pile, European practice. Proceedings of ERTC3 Seminar. Brussels, 1997. Balkema, Rotterdam-Brookfield, 1997.
- Farkas, Gy., Kovács, T., Szalai, K., A tartószerkezeti Eurocode-ok bevezetése Magyarországon. Javaslat a hazai alkalmazás legfontosabb nemzeti paramétereire. 1. és 2. rész. *Beton*, XVIII évf. 5. és 6. szám, Budapest, 2010.
- Frank, R., Baudruin, C., Driscoll, R., Kavvas, M., Krebs Ovesen, N., Orr, T., Schup-pener, B., Designer's Guide to EN 1997-1. Eurocode 7: Geotechnical Design - General Rules. Thomas Telford, London, 2004.
- Fellenius, B., Background to the unicone. (<http://www.fellenius.net/papers/52%20Background%20to%20Unicone.pdf>), 2002.
- Fellenius, B., Basic of Foundation design. Electronic Edition. www.Fellenius.net, 2006.
- Gwizdała, K., Polish design methods for single axially loaded piles. Ed. de Cock, F. – Legrand, C.: Design of axially loaded pile, European practice. Proceedings of ERTC3 Seminar. Brussels, 1997. Balkema Rotterdam-Brookfield, 1997.
- Holeyman, A. és tsai, Design of axially loaded pile. – Belgian practice. Ed. de Cock, F. – Legrand, C.: Design of axially loaded pile, European practice. Proceedings of ERTC3 Seminar. Brussels, 1997. Balkema, Rotterdam-Brookfield, 1997.
- Imre, E., Szabó, V., Szalay, E., Pusztai, J., Mahler, A., Evaluation of CFA pile behaviour using CPT data. Proceedings of the XIIIth Danube-European Conference on Geotechnical Engineering, Ljubljana, 2006.
- Kempfert, H. G., Gebreselassie, B., Excavations and Foundations in Soft Soils. Springer Verlag, Berlin, Heidelberg, New York, 2006.
- Káposztás Z., Nagyszámú statikus próbaterhelés értékelése a közelmúlt magyarországi autópálya építéseiből. Geotechnika 2009 Konferencia Ráckeve, 2009.
- Kézdi, Á., Talajmechanika II. Tankönyvkiadó, Budapest, 1975.
- Lancelotta, R., Geotechnical Engineering. Balkema, Rotterdam-Brookfield, 1995.
- Lehane, B.M., Design of axially loaded piles – Irish practice. Ed. de Cock, F. – Legrand, C.: Design of axially loaded pile, European practice. Proceedings of ERTC3 Seminar. Brussels, 1997. Balkema, Rotterdam-Brookfield, 1997.
- Lunne, T., Robertson, P. K., Powell, J. J. M., Cone penetration testing in geotechnical practice. E and FN Spon/Routledge, London, New York, 1997.
- Mahler, A., Statikus szondázási eredmények hasznosítása. PhD értekezés. Budapesti Műszaki és Gazdaságtudományi Egyetem, Budapest, 2007.

- Mandolini, A., Russo, G., Viggiani, C., Pile foundations: Experimental investigations, analysis and design. Proceedings of the 16th Int. Conference on Soil Mech. and Geotech. Engineering Osaka. Millpress, Rotterdam, 2005.
- Meyerhof, G. G., Bearing capacity and settlement of piled foundations. Proceedings of the American Society of Civil Engineering, GT3, 1967.
- Mecsi J., Calculation of the load bearing capacity of pile using the Menard pressure-meter tests. ISP5 International Symposium of pressuremeters. Paris, 2005.
- Mecsi, J., Stress-strain condition around the pile point. XIII. Proceedings of Danube-European Conference on Geotechnical Engineering, Ljubljana, 2006.
- Mecsi, J., A talaj tömörödési tulajdonságának figyelembe vétele a szerkezet és talaj közötti kölcsönhatások vizsgálatában. Varga László Emlékkonferencia, Győr, 2007.
- ME 15005-2:1989 Alapozások tervezése. A cölöpalapozás tervezési előírásai. A cölöpalapozás erőtani tervezésének becslési módszerei. Magyar Szabványügyi Testület, Budapest, 1989.
- Mistéth, E., Méretezélmélet. Akadémiai Kiadó, Budapest, 2001.
- Mosher, R.L., Dawkins, W.P., Theoretical Manual for Pile Foundations. ERDC/ITL TR-00-5. U.S. Army Corps of Engineer, Washington DC 2000.
- MSZ 15005-1:1989 Alapozások tervezése. A cölöpalapozás tervezési előírásai. Magyar Szabványügyi Testület, Budapest, 1989.
- MSZ 15021/1-2000 Építmények teherhordó szerkezeteinek erőtani tervezése. Magasépítési szerkezetek terhei Magyar Szabványügyi Testület, Budapest, 1986.
- Norlund, R. L., Bearing capacity of piles in cohesionless soils. Proceedings of the American Society of Civil Engineering, SM3 may. 1963.
- Orr, T., Farrel, E., Geotechnical Design to Eurocode 7. Springer Verlag, London, 1999.
- Paikowsky, S.G., Load and resistance factor design (LRFD) for deep foundation. Proceedings of the Conference on Foundation Design Codes and Soil Investigation in view of International harmonization and Performance, IWS Kamakura, Japán, 2002.
- Pando, M. A., Ealy, C. D., Filz, G. M., Lesko, J. J., Hoppe, E. J., A Laboratory and Field Study of Composite Piles for Bridge Substructures. U.S. Department of Transportation, Federal Highway Administration, Washington, 2006.
- Poulos, H. G., Pile behaviour – Theory and applications. 29th Rankine Lecture. Geotechnique 39, No. 3. 1989.
- Poulos, H.G., Carter, J.P., Small, J.C., Foundation and retaining structures – Research and practice. Proceedings of the 15th Int. Conference on Geotechnical and Foundation Engineering, Istanbul, Balkema, Rotterdam-Brookfield 2001.
- Radványi, L., A Bohn Kft. cölöpméretezési gyakorlata. Szóbeli közlés, Budapest, 2006.
- Ray, R., Scharle, P., Szepesházi, R., Numerical modelling in the geotechnical design practice. Proceedings of the XIVth Danube-European Conference on Geotechnical Engineering, Bratislava, 2010.
- Ray, R., Scharle, P., Szepesházi, R., Numerikus modellezés a geotechnikai tervezési gyakorlatban. Geotechnika 2010 Konferencia, Ráckeve, 2010/a.
- Rétháti, L., Valószínűségelméleti megoldások a geotechnikában. Akadémiai Kiadó, Budapest, 1985.
- Rév, E., Mélyalapok. Mérnöki Kézikönyv, 2. kötet. Szerk.: Palotás L. Műszaki Könyvkiadó, Budapest, 1984

- Rózsa, L. szerk., Az alapozás kézikönyve. Műszaki Könyvkiadó, Budapest, 1977.
- Schneider, H.R., Definition and determination of characteristic soil parameters. Proceedings of the 14th International Conference on Geotechnical and Foundation Engineering, Hamburg, 1997.
- Skempton, R., The bearing capacity of clays. Proceedings Building Research Congress, London, 1951.
- Skempton, R., Cast in situ bored piles in London clay. Geotechnique (9), London, 1959.
- Smoltczyk, U. ed., Geotechnical Engineering Handbook. Ernst & Sohn, Berlin, 2003.
- Szalai, K., Vasbetonszerkezetek. Műegyetemi Kiadó, Budapest, 1998.
- Szepesházi, R., A talajok kezdeti (K_0) feszültségi állapotának jellemzői, meghatározási módszerei és következményei. Egyetemi doktori értekezés, Budapesti Műszaki Egyetem, 1993.
- Szepesházi, R., Vert vasbeton cölöpök próbaterhelése az épülő M1-M15 autópályán. Közlekedési és Mélyépítéstudományi Szemle, 46. évf. 6. szám, Budapest, 1996.
- Szepesházi, R., Bohn, I., Radványi, L., Tragfähigkeit von Mikrohalgruppen im ungünstigen Baugrund. 1. Österreichische Geotechniktagung, Wien, 1997.
- Szepesházi, R., Geotechnikai példatár. Tankönyvkiadó, Budapest, 2000.
- Szepesházi, R.: A CFA-cölöpök hazai bevezetésének módszerei és tapasztalatai. Közlekedési és Mélyépítési Szemle, 51. évf. 5. szám, Budapest, 2001.
- Szepesházi R., Hibák, viták, okok és megoldások a rendszerváltozás időszakában a magyar geotechnikában. I. rész. Mélyépítés, 2004/4-6, Budapest, 2004
- Szepesházi, R., Előregyártott, kúpos, vert, vasbeton cölöpök teherbírásának számítása. Kutatási jelentés az EMAB Zrt. részére. Kézirat. Győr, 2005
- Szepesházi R., Németh, Gy., Az osztott cölöpös próbaterhelés feldolgozásának fejlesztése. Kutatási jelentés a HBM Soletanche Bachy Kft. és a Folyami Hídalapozó Kft. részére. Kézirat. Győr, 2005.
- Szepesházi R., Hungarian Approach to Eurocode 7, mainly on pile design. Pražské Geotechnické Dny 2006 (www.cgts.cz/4e_journal_documents/4e_journal.pdf), Prága, 2006
- Szepesházi, R., Hidak cölöpalapozásának biztonsága. 1. rész. Közlekedési és Mélyépítési Szemle, 56. évf. 12. szám, Budapest, 2006.
- Szepesházi, R., Hidak cölöpalapozásának biztonsága. 2. rész. Közlekedési és Mélyépítési Szemle, 57. évf. 1. szám, Budapest, 2007.
- Szepesházi R., Tervezés az Eurocode 7 és a kapcsolódó európai geotechnikai szabványok alapján. Business Média Magyarország, Budaörs, 2008.
- Szepesházi, R., Hídalapozások fejlesztése. 50. Hídmérnöki Konferencia kiadványa. Közlekedési Koordinációs Központ. Siófok, 2009.
- Szepesházi R., Az Eurocode 7 „végleges” bevezetése elé. Geotechnika 2009 Konferencia, Ráckeve, 2009.
- Szép, J., Murinkó, G., Szepesházi, R., Hídaléptípusok modellezése. Geotechnika 2009 Konferencia Ráckeve, 2009.
- Szepesházi R., Cölöpök CPT-alapú méretezése az Eurocode 7 követelményei szerint. Vasbetonépítés, Budapest, 2011 (megjelenés alatt)
- Szepesházi R., Pfahlbemessung aufgrund Drucksondierung nach Anforderungen von Eurocode 7. Österreichische Ingenieur- und Architekten-Zeitschrift, Wien, 2011 (megjelenés alatt)

- Titli, H.H. Abu Farsakh, M.Y., Evaluation of bearing capacity of piles from cone penetration test data. Louisiana Transportation Research Center, Baton Rouge LA, 1999.
- Tomlinson, M. J., Foundation design and construction. Pearson Education, Harlow, 2001.
- Tumay, M.T., Fakhroo, M., Friction pile capacity prediction in cohesive soils using electric quasi-static penetration tests. Louisiana Department of Transportation and Development Section, Baton Rouge LA, 1982.
- Tóth, R., „Új” méretezési eljárás a cölöptervezésben a negatív köpenysúrlódás hatásának figyelembevételével. Széchy Károly Emlékülés, Magyar Tudományos Akadémia, Budapest, 2007.
- ÚT 2-3.412:2000 Közúti hidak tervezési előírásai II. Erőtani számítás. Magyar Útügyi Társaság, 2000.
- Van Impe, W., Consideration on auger pile design. Proceedings of the 1st Int. Seminar on Deep Foundations on Bored and Auger Piles. Ghent, 1988.
- Van Tol, A. F., Funderingstechnieken. TU Delft, 1993.
- Varga, L., A biztonság síkalapok teherbírásának számításában. Mélyépítéstudományi Szemle, XV. évf. 7. szám, Budapest, 1965.
- Varga, L., Németh, G., Szepesházi, R., Vert vasbeton cölöpök teherbírásnak meghatározása. Kutatási jelentés. Közlekedési és Távközlési Műszaki Főiskola, 1981.
- Varga L., Szepesházi R., Az ME 15005-2:1989 Alapozások tervezése. A cölöpalapozás tervezési előírásai. A cölöpalapozás erőtani tervezésének becslési módszerei. című dokumentum előkészítő anyaga. Kézirat. Magyar Szabványügyi Testület, Budapest, 1989.
- Viggiani, C., Fondazioni. Ed. CUEN, 1993.
- Vogt, N., Schuppener, B., Weißenbach, A., Az Eurocode 7-1 Németországban használatos tervezési módszerei a geotechnikai vizsgálatokban. Mélyépítés, 2006/3, Budapest, 2006.
- Workshop k EUROKÓDU EC 7 konány v rámci Pražských geotechnických dní 23. květen 2006. www.cgts.cz, 2006.
- Ziegler, M., Geotechnische Nachweise nach DIN 1054 – Einführung mit Beispielen. 2. Auflage, Ernst und Sohn, Berlin, 2005.

Jelölésjegyzék

a	cölöp talpellenállásának számításakor figyelembe veendő talajzóna vastagsága az LCPC-módszerben
a_1	a mért és számított cölöpellenállások regressziós egyenesének meredeksége
a_2	a mért és számított cölöpellenállások 5 % valószínűségű egyenesének meredeksége
b	palástellenállás mélység szerinti változását kifejező kitevő
c'	a hatékony feszültségekhez tartozó kohézió
c_a	adhézió a cölöppalást és a talaj közötti
c_u	drénezetlen nyírószilárdság
c_1	1000 kPa
d	CPT-szondacsúcs átmérője
f_s	CPT-vel mért köpenysúrlódás
k_{ts}	talajkorrekciós palástszorzó
k_{tb}	talajkorrekciós talpszorzó
k_b	technológiai korrekciós szorzó a talpellenálláshoz
k_s	technológiai korrekciós szorzó a palástellenálláshoz
p_E	az igénybevétel alulmaradási, illetve túllépési valószínűsége
p_R	az ellenállás alulmaradási, illetve túllépési valószínűsége
p_{RE}	tönkremenetel valószínűsége,
q_b	cölöp fajlagos talpellenállása
$q_{b,cal}$	cölöp fajlagos talpellenállásának az új módszerrel számított értéke
q_{bmax}	cölöp talpellenállásának határértéke
$q_{b,meas}$	cölöp fajlagos talpellenállásának próbaterheléssel mért értéke
q_c	CPT-csúcsellenállás
q_{ca}	CPT-csúcsellenállás egy réteg alján a belga módszerben
$q_{cá}$	cölöp talpellenállásának számításához figyelembe veendő átlagos CPT-csúcsellenállás a DIN szerint
q_{cb}	jellemző CPT-csúcsellenállás a talpellenállás számításához az új módszerben
q_{cbE}	cölöp talpellenállásának számításához figyelembe veendő hatékony (pórusvíznyomással korrigált) CPT-csúcsellenállások jellemző értéke Eslami és Fellenius módszerében
$q_{c,eq}$	cölöp talpellenállásának számításához figyelembe veendő ekvivalens CPT-csúcsellenállás LCPC-módszerben
q_{cf}	CPT-csúcsellenállás egy réteg tetején a belga módszerben
q_{ci}	jellemző CPT-csúcsellenállások
q_{csE}	hatékony (pórusvíznyomással és hatékony feszültséggel korrigált) CPT-csúcsellenállás
q_{c1}	cölöp talpellenállásának számításához figyelembe veendő jellemző CPT-csúcsellenállás Schmertmann módszerében
q_{c2}	cölöp talpellenállásának számításához figyelembe veendő jellemző CPT-csúcsellenállás Schmertmann módszerében
q_{clm}	cölöp talpellenállásának számításához figyelembe veendő talp alatti átlagos CPT-csúcsellenállás az EC 7 által javasolt módszerben
q_{cllm}	cölöp talpellenállásának számításához figyelembe veendő talp alatti minimális CPT-csúcsellenállás az EC 7 által javasolt módszerben
q_{cllm}	cölöp talpellenállásának számításához figyelembe veendő talp feletti minimális CPT-csúcsellenállás az EC 7 által javasolt módszerben
q_{cu}	cölöp talpellenállása a belga módszerben
$q_{sá}$	cölöp palástellenállásának átlagos értéke
$q_{s,cal}$	cölöp fajlagos palástellenállásának az új módszerrel számított értéke
$q_{s,i}$	cölöp fajlagos palástellenállásának rétegenkénti értéke

$q_{s,meas}$	cölöp fajlagos palástellenállásának próbaterheléssel mért értéke
$q_{s,max}$	cölöp palástellenállásának határértéke
q_{s0}	a cölöptípust jellemző constans
q'_{ca}	cölöp talpellenállásának számításához figyelembe veendő átlagos CPT-csúcsellenállás LCPC-módszerben
$q_{bu}^{(m)}$	cölöp talpellenállásának számításba vehető értéke a belga módszerben
s	cölöp süllyedése
s_H	cölöp talaj- és a cölöptípustól függő jellemző süllyedés Rév képletében
s_{sg}	a palástellenállás mobilizálódásához szüksége határelmozdulás a DIN szerint
s_E	az igénybevétel szórása
s_F	valamely $F(X_i)$ függvény szórása,
s_R	az ellenállás szórása
s_{RE}	az igénybevétel és az ellenállás eredő szórása
s_{X_i}	valamely $F(X_i)$ vagy $R(X_i)$ függvény X_i változóinak szórása
s_{Y_j}	valamely $E(Y_j)$ függvény Y_j változóinak szórása
t	kritikus mélység cölöp talpellenállásának CPT-alapú számításában
t	idő általában
u	pórusvíznyomás
z	mélység
z_{krit}	kritikus mélység a cölöp talpellenállásának növekedésében
$z_{kr,d}$	kritikus mélység a CPT csúcsellenállásának növekedésében
A	cölöp keresztmetszeti területe
A_b	cölöptalp keresztmetszeti területe
$A_{s,i}$	cölöppalást keresztmetszeti területe rétegenként
B	talpellenállási arány (a talpellenállás és a teljes nyomási ellenállás hányadosa)
D	cölöp átmérője
D_b	cölöptalp átmérője
E	cölöp anyagának rugalmassági modulusa
$E(t)$	az igénybevétel T tervezett élettartamon belül várható gyakorisági görbéje
E_d	cölöpigénybevétel tervezési értéke,
E_m	cölöpigénybevétel várható (átlagos) értéke
E_{rep}	cölöpigénybevétel reprezentatív tervezési értéke
E_s	cölöptalp alatti talaj összenyomódási modulusa
F	cölöp terhe próbaterhelés közben
F_s	cölöpön működő palástellenállás valamely terheléskor
$F_s(z)$	cölöp palástellenállásának mélység szerinti változása
F_0	cölöp terhe a végső tehermentesítés előtt
G_{rep}	állandó cölöpigénybevétel reprezentatív értéke,
G_m	állandó cölöpigénybevétel várható (átlagos) értéke,
H	cölöphossz
I_c	talaj konzisztenciaindex
I_D	talaj tömörségi index
K	földnyomási szorzó a talaj előterheltségétől és a cölöpözési technológiától függően
K_{FI}	kockázati tényező az EC 0 szerint
K_0	nyugalmi földnyomás szorzója
OCR	az előterheltségi (túlkonzolidáltsági) viszonyszám
N	darabszám vagy általános osztó

N_c	teherbírási tényező cölöp talpellenállásának számításához kötött talaj esetén
N_k	CPT-csúcsellenállás osztója a drénezetlen nyírószilárdság számításához
N_q	teherbírási tényező cölöp talpellenállásának számításához szemcsés talaj esetén
$N_q(\varphi')$	teherbírási tényező cölöp talpellenállásának számításához Berezancev szerint
N_{30}	SPT-szondázással nyerhető ütésszám
Q_m	esetleges cölöpigénybevétel várható (átlagos) értéke
Q_{rep}	esetleges cölöpigénybevétel reprezentatív értéke
R	regressziós együttható
$R(t)$	az ellenállás T tervezett élettartamon belül várható gyakorisági görbéje
R_b	cölöp talpellenállása
$R_b(s)$	cölöp talpellenállásának süllyedéssel mobilizálódó értéke
$R_{b;k}$	cölöp talpellenállásának karakterisztikus értéke
$R_{b;m}$	cölöp talpellenállásának várható értéke,
R_c	cölöp teljes nyomási ellenállása
R_{cal}	cölöpellénállás számított értéke
$R_{c;m}$	cölöp mért vagy számított ellenállása
$(R_{c;m})_{mean}$	cölöp mért vagy számított ellenállásainak átlaga
$(R_{c;m})_{min}$	cölöp mért vagy számított ellenállásainak minimuma
$R_c(s)$	cölöp teljes nyomási ellenállásának süllyedéssel mobilizálódó értéke
$R_{c;k}$	cölöp nyomási ellenállásának karakterisztikus értéke
$R_{c;m}$	cölöp nyomási ellenállásának várható értéke
$R_{c;cal}$	cölöp nyomási ellenállásának az új módszerrel számított értéke
$R_{c;meas}$	cölöp nyomási ellenállásának próbaterheléssel mért értéke
$R_{d;m}$	cölöp nyomási ellenállásának tervezési értéke
R_f	CPT-vel megállapítható súrlódási arány
R_m	cölöpellénállás várható értéke
R_{meas}	cölöpellénállás mért értéke
R_s	cölöp palástellenállása
$R_s(s)$	cölöp palástellenállásának süllyedéssel mobilizálódó értéke
$R_{s;k}$	cölöp palástellenállásának karakterisztikus értéke
$R_{s;m}$	cölöp palástellenállásának várható értéke
$Q_{k,i}$	különböző változó igénybevételek
$Q_{k,1}$	kiemelt változó igénybevétel
X_i	valamely $F(X_i)$ vagy $R(X_i)$ függvény független változói
X_{im}	valamely $F(X_i)$ vagy $R(X_i)$ függvény független változóinak várható (átlagos) értéke
Y_j	valamely $E(Y_j)$ függvény független változói
Y_{jm}	valamely $E(Y_j)$ függvény független változóinak várható (átlagos) értéke
α	csökkentő tényezők szorzata az MSZ 15005-ben
α_1	csökkentő tényező cölöpellénállás meghatározási módjától függően az MSZ 15005-ben
α_b	talpellenállási szorzó a talajfajtától és a cölöptípustól függően
α_{bD}	talpellenállási szorzó Eslami és Fellenius módszerében
α_{bh}	talpellenállási szorzó a DIN módszerében
α_s	palástellenállási szorzó
α_{sfa}	palástellenállás reduktív szorzója agyag esetén Schmertmann módszerében
α_{sth}	palástellenállás szorzója a relatív mélységtől függően Schmertmann módszerében
α_{sh}	palástellenállási szorzó a DIN módszerében
α_{sqh}	palástellenállási szorzó Schmertmann módszerében

α_{sq}	palástellenállási szorzó az új módszer gyökös képletében
α_{st}	palástellenállási szorzó Eslami és Fellenius módszerében
α_u	adhéziós szorzó a palástellenállás számításához az α -módszerben
α_φ	Berezancev redukciós szorzója a talpellenállás számításához
α_R	az ellenállás érzékenységi tényezője a megbízhatósági eljárásban
α_E	az igénybevétel érzékenységi tényezője a megbízhatósági elj
β	falsúrlódási tényező
β	megbízhatósági index
δ	köpenysúrlódási szög
ε_b	talpellenállás korrekciós szorzója a belga módszerben
φ'	a hatékony feszültségekhez tartozó belső súrlódási szög
φ_u	a teljes feszültségekhez tartozó belső súrlódási szög
γ_b	parciális tényező a cölöpök talpellenállásához
γ_s	parciális tényező a cölöpök palástellenállásához
γ	parciális tényező a cölöpök teljes nyomási ellenállásához
γ_G	parciális tényező az állandó hatásokhoz vagy az igénybevételekhez
$\gamma_{G,j}$	a különböző állandó igénybevételekhez rendelendő parciális tényező
γ_E	parciális tényező az igénybevételekhez
γ_R	parciális tényező az ellenállásokhoz
γ_{RE}	globális biztonsági tényező
$\gamma_{R;d}$	modelltényező az ellenállásokhoz
$\gamma_{R,\Sigma}$	összegzett biztonság az ellenállás oldalán az EC 7 CEN dokumentuma szerint
γ_Q	parciális tényező a változó hatásokhoz vagy az igénybevételekhez
$\gamma_{Q,j}$	a különböző változó igénybevételekhez rendelendő parciális tényező
$\gamma_{Q,1}$	a kiemelt változó igénybevételhez rendelendő parciális tényező
κ	cölöp talpellenállásának számításában figyelembe veendő átmérőtől függő redukció
κ_b	a mért és számított fajlagos talpellenállások viszonyszámának átlaga
κ_c	a mért és számított teljes nyomási ellenállások viszonyszámának átlaga
κ_i	a mért és számított cölöpellenállások különböző viszonyszámának átlaga
κ_s	a mért és számított fajlagos palástellenállások viszonyszámának átlaga
λ_b	cölöp talpellenállásnak redukciós tényezője az új módszerben
μ_i	technológiai szorzó általában
μ_b	technológiai szorzó cölöp talpellenállásának CPT-alapú számításához
μ_s	technológiai szorzó cölöp palástellenállásának CPT-alapú számításához
μ_{bc}	technológiai szorzó cölöp talpellenállásának szemempirikus képlettel való számításához kötött talaj esetén
μ_{sc}	technológiai szorzó cölöp palástellenállásának szemempirikus képlettel való számításához kötött talaj esetén
$\mu_{b\varphi}$	technológiai szorzó cölöp talpellenállásának szemempirikus képlettel való számításához szemcsés talaj esetén
$\mu_{s\varphi}$	technológiai szorzó cölöp palástellenállásának szemempirikus képlettel való számításához szemcsés talaj esetén
ν_i	relatív szórás általában
ν_E	az igénybevételek relatív szórása
ν_{Ef}	az igénybevételek $E(Y_i)$ függvényének relatív szórása
ν_{Em}	az igénybevételek számítási modelljének bizonytalanságát figyelembe vevő relatív szórás
ν_R	a cölöpellenállás relatív szórása

V_{Rf}	az ellenállás $R(X_i)$ függvényének relatív szórása
V_{Rm}	az ellenállászámítás modelljének bizonytalanságát figyelembe vevő relatív szórás
V_{Cu}	a drénezetlen nyírószilárdság relatív szórása
V_{φ}	a belső súrlódási szög relatív szórása
V_D	a cölöpátmérő relatív szórása
V_H	a cölöphossz relatív szórása
V_{Cu}	relatív szórása
V_m	relatív szórás a számítási vagy kísérleti modell bizonytalanságának figyelembevételére
V_g	relatív szórás a geometriai „hibák” figyelembevételére
V_{X_i}	valamely $F(X_i)$ vagy $R(X_i)$ függvény független változóinak relatív szórása
V_{Y_j}	valamely $E(Y_j)$ függvény független változóinak relatív szórásra
$V_{\mu sc}$	cölöp palástellenállásának a technológia okozta bizonytalanságát kifejező relatív szórás kötött talaj esetén
$V_{\mu s\varphi}$	cölöp palástellenállásának a technológia okozta bizonytalanságát kifejező relatív szórás szemcsés talaj esetén
$V_{\mu bc}$	cölöp talpellenállásának a technológia okozta bizonytalanságát kifejező relatív szórás kötött talaj esetén
$V_{\mu b\varphi}$	cölöp talpellenállásának a technológia okozta bizonytalanságát kifejező relatív szórás szemcsés talaj esetén
ρ'	cölöpmenti talajok átlagos hatékony térfogatsűrűség
σ'_h	a vízszintes hatékony feszültség a cölöppalást mentén
σ'_v	függőleges hatékony feszültség
σ'_z	hatékony geosztatikai nyomás
σ'_{zc}	hatékony geosztatikai nyomás a CPT idején
ξ	korrelációs tényező az EC 7 szerint
ξ	csökkentő tényező az állandó igénybevételekhez részletes erőtanai számításban
ξ_{mean}	korrelációs tényező a mért vagy számított cölöppellenállások átlagához az EC 7 szerint
ξ_{min}	korrelációs tényező a mért vagy számított cölöppellenállások minimumához az EC 7 szerint
ξ_s	technológia szorzó a belga módszerben
η_s	talajfajtától függő szorzó a belga módszerben
Δs_i	süllyedésnövekmény próbaterhelés egy teherlépcsőjében
$\Delta s_{i,max}$	süllyedésnövekmény maximuma próbaterhelés egy teherlépcsőjében
Δt_i	eltelt időtartam próbaterhelés egy teherlépcsőjében
Δt_{ki}	teljes konszolidációhoz szükséges idő próbaterhelés egy teherlépcsőjében
ΔH	cölöp rugalmas összenyomódás
Φ	cölöpátmérő
ψ	egyidejűségi tényezők az EC 1 szerint
$\psi_{0,i}$	egyidejűségi tényezők a különböző változó igénybevételekhez
$\psi_{0,1}$	egyidejűségi tényezők a kiemelt igénybevételhez

Ábrajegyzék

- 1.1. ábra A CFA-cölöpözés technológiai lépései: fúrás egy menetben végtelen spirállal, betonozás a fúrószáron át annak felemelése közben, vasalás utólagos besüllyesztése
- 1.2. ábra A CPT-vizsgálat (másnéven: statikus vagy nyomószondázás) egy eredménydiagramja, egy 50 t-ás önjáró CPT-berendezés és a szondafej
- 2.1. ábra A drénezetlen nyírószilárdsághoz rendelendő adhéziós szorzó
- 2.2. ábra A talpellenállás teherbírasi tényezője (Kézdi, 1971)
- 2.3. ábra Schmertmann módszere a talpellenállás jellemző q_c értékeinek meghatározására
- 2.4. ábra Schmertmann α_{sfa} palástellenállási szorzója agyagtalajra
- 2.5. ábra Schmertmann α_{sfn} palástellenállási szorzója homoktalajra
- 2.6. ábra A talpellenállás redukciója De Ruitter és Beringen módszerében
- 2.7. ábra Az LCPC-módszer a talpellenállás számításához
- 2.8. ábra A korlátozott vastagságú, jó teherbírású rétegben kialakuló talpellenállás
- 2.9. ábra A talpellenállás számítása az EC 7-2 szerint
- 2.10. ábra A szemcsés talajok esetén alkalmazható palástellenállási szorzók összevetése
- 3.1. ábra A mintacölöp adatai, taljkörnyezete és próbaterhelési eredményei
- 3.2. ábra A német szabvány ajánlása a cölöpellenállások mobilizálódásának becslésére
- 3.3. ábra A palástellenállás mobilizálódása csaknem talpellenállás nélküli cölöpök próbaterhelése szerint
- 3.4. ábra A mintacölöp nyomási ellenállásának szétválasztása a próbaterhelési görbe alakja alapján
- 3.5. ábra A mintacölöp konszolidációs idejének növekedése a teher növekedésével
- 3.6. ábra A konszolidáció alakulása teherlépcsőnként
- 3.7. ábra Az azonnali és a konszolidációs süllyedések összehasonlítása
- 3.8. ábra A mintacölöp teherbírasi vonala
- 3.9. ábra A palástellenállás mélység szerinti változása
- 4.1. ábra A cölöpméretező Excel-fájl „adat” című munkalapján levő CPT-diagram
- 4.2. ábra A cölöpméretező Excel-fájl „palást” című munkalapján levő, a fajlagos palástellenállások változását mutató diagram
- 4.3. ábra A cölöpméretező Excel-fájl „szemcsés talp” című munkalapján levő, a jellemző talpellenállási összetevők változását mutató diagram
- 4.4. ábra A cölöpméretező Excel-fájl „kötött talp” című munkalapján levő, a jellemző csúcsellenállásokat mutató diagram
- 4.5. ábra A mért és számított nyomási ellenállások viszonzszámának empirikus gyakorisága és elméleti sűrűségfüggvényei
- 4.6. ábra A mért és számított teljes nyomási ellenállások
- 4.7. ábra A mért és számított fajlagos palástellenállások
- 4.8. ábra A mért és számított fajlagos talpellenállások
- 4.9. ábra A mért és számított teljes nyomási ellenállások szemcsés talajok esetén
- 4.10. ábra A mért és számított átlagos fajlagos palást-ellenállások viszonya szemcsés talajok esetén
- 4.11. ábra A mért és számított fajlagos talpellenállások viszonya szemcsés talajok esetén
- 4.12. ábra A mért és számított teljes nyomási ellenállások viszonya kötött talajok esetén
- 4.13. ábra A mért és számított átlagos fajlagos palástellenállások viszonya kötött talajok esetén
- 4.14. ábra A mért és számított fajlagos talpellenállások viszonya kötött talajok esetén
- 5.1. ábra Az igénybevétel és az ellenállás, illetve különbségük gyakorisági görbéi a megbízhatósági eljárás paramétereivel

Táblázatjegyzék

- 2.1. táblázat A K földnyomási tényező a palástellenállás számításához
- 2.2. táblázat A kritikus mélység a palástellenállás számításához
- 2.3. táblázat A β súrlódási tényező javasolható értékei
- 2.4. táblázat Berezancev α_{φ} redukciós szorzója a talpellenállás számításához
- 2.5. táblázat A talajtípustól és technológiától függő α_b talpellenállási szorzó javasolt értékei
- 2.6. táblázat Az α_s palástellenállási szorzó és q_{smax} [kPa] határértéke a francia módszer szerint
- 2.7. táblázat A talpellenállási szorzó a belga módszer szerint
- 2.8. táblázat A palástellenállási szorzó technológiai tényezője a belga módszer szerint
- 2.9. táblázat A talajtípustól függő szorzó a belga módszerben
- 2.10. táblázat A fajlagos ellenállások szorzója az EAB és fúrt cölöpre a DIN szerint
- 2.11. táblázat Kötött talajok palást-ellenállási szorzója az EC 7-2 szerint
- 2.12. táblázat A cölöppellenállások szorzója homoktalajokhoz az EC 7-2 szerint
- 2.13. táblázat A cölöppellenállások szorzója homoktalajokhoz a holland szabvány szerint
- 2.14. táblázat A palástellenállási szorzó Eslami és Fellenius szerint vert cölöpökhöz
- 2.15. táblázat A cölöppellenállások szorzója és korlátja szemcsés talaj esetén
- 2.16. táblázat A cölöppellenállások technológiai szorzója és korlátja kötött talaj esetén
- 4.1. táblázat A cölöpméretező Excel-fájl „Adat” című munkalapja
- 4.2. táblázat A cölöpméretező Excel-fájl „Palást” című munkalapjának fejléce
- 4.3. táblázat A cölöpméretező Excel-fájl „Szemcsés talp” című munkalapjának fejléce
- 4.4. táblázat A cölöpméretező Excel-fájl „Kötött talp” című munkalapjának fejléce
- 4.5. táblázat A cölöppróbaterhelési adatbázis rendszere
- 4.6. táblázat A próbaterhelési adatbázis statisztikai alapadatai
- 4.7. táblázat Az ajánlott méretezési eljárás megbízhatóságának mutatói a CFA-cölöpök esetén
- 5.1. táblázat A cölöpök talajtöréssel szembeni globális biztonsága az eddigi magyar szabványok szerint
- 5.2. táblázat Az EC 7 ξ korrelációs tényezői a cölöppellenállás karakterisztikus értékének számításához
- 5.3. táblázat A cölöpök talajtöréssel szembeni globális biztonsága az EC szerint $\gamma_R=1,1$ ellenállás oldali parciális tényezővel
- 5.4. táblázat A tönkremenetel p_{RE} megengedett valószínűsége és a β megbízhatósági index összefüggése az ellenállás és az igénybevétel különbségének normális eloszlása esetén
- 5.5. táblázat A γ_{RE} , illetve a γ_E és γ_R biztonsági tényezőknek a megbízhatósági eljárás szerint szükséges értékei a relatív szórásoktól függően $\beta = 3,8$, valamint $\alpha_E = -0,7$ és $\alpha_R = 0,8$ esetén
- 5.6. táblázat A technológia hatásait figyelembe vevő szorzók
- 5.7. táblázat A cölöpök R_c nyomási ellenállásának jellemző v_R relatív szórásai
- 5.8. táblázat Jellemző relatív szórások, valamint a megbízhatósági eljárás szerint 10^{-4} -nél kisebb tönkremeneteli valószínűséget biztosító parciális és a globális biztonsági tényezők különböző cölöptervezési esetekre
- 5.9. táblázat A cölöpméretezési rendszer
- 5.10. táblázat Javaslatok az EC 7 szerint parciális tényezőire

Tartalmi összefoglaló

Az értekezés a 2011-től kizárólagosan alkalmazandó európai geotechnikai alapszabvány, az Eurocode 7 követelményeinek megfelelő korszerű cölöpméretezésről szól.

A síkalapozással szemben előtérbe kerülő cölöpözés területén az elmúlt évtizedben új technológiák és tervezési eljárások jelentek meg, melyeket Magyarországon is alkalmaznak. A gyors és gazdaságos CFA-cölöpözés kiszorította a hagyományos helyben betonozott, fúrt és az előregyártott, vert cölöpöket, újabban pedig terjedőben van a CFA-hoz hasonló, de még hatékonyabb és környezetkímélő csavart cölöpözés. A technológiai fejlődéstől kissé lemaradt a tervezés javítása, de az utóbbi időben elsősorban a CPT-alapú empirikus tervezési módszerek ígéretes lehetőséget kínáltak a hagyományos elméleti vagy szemimpírikus módszerekkel szemben. Ez idő tájt az Eurocode-ok bevezetése komoly kihívást jelent ezen a szakterületen is. Egyrészt meg kell felelni annak a követelménynek, mely szerint csak próbaterhelésekkel igazolt számítási eljárásokat szabad használni, másrészt a hazai tervezés és kivitelezés minőségének megfelelő biztonsági rendszert kell a geotechnika európai szabvány az EC 7 nemzeti mellékletében adni. E feladatok teljesítése azonban a szakterület megújítását is lehetővé teszi.

A dolgozat összehasonlító és kritikai elemzés alá veszi a cölöpök nyomási ellenállásának számítására szolgáló, a nemzetközi szakirodalomban és szabványokban fellelhető szemimpírikus és CPT-alapú számítási módszereket. Ennek alapján ad egy új, egyszerű CPT-alapú méretezési rendszert. A q_c -csúcsellenállás négyzetgyökével arányos fajlagos palástellenállás számítására ad javaslatot mind a szemcsés, mind a kötött talajokat illetően. Ez formailag eltér a nemzetközi gyakorlatban szokásos kvázi-lineáris képletektől, de hasonló értékeket ad. A fajlagos talpellenállások esetében a szokásos lineáris képleteket ajánlja. A szemcsés talajok esetében azonban bevezet egy 0,6 redukciós tényezőt, mely a hazai kivitelezési színvonalat jellemző paraméternek (is) tekinthető, ám összhangban van egyes irodalmi ajánlásokkal is. A kötött talajok esetében a c_u drénezetlen nyírószilárdságból számítható fajlagos talpellenállás veszi alapul, de c_u helyett a q_c -értéket vezeti be a kapcsolatukat leíró lineáris összefüggéssel és átlagos átszámítási tényezővel. Fontos részei a rendszernek a technológia hatását figyelembe vevő, a különböző nemzeti szabványok ajánlásainak szintézise alapján megadott szorzók. Ezekkel olyan cölöptípusokra is igazolt számítási eljáráshoz jutottunk, melyekre bizonyára még jó ideig nem tudnánk saját adatbázis alapján ilyent kidolgozni.

A cölöppróbaterhelések értékelésekor általában szükség van a nyomási ellenállás két komponensének szétválasztására, hogy a vizsgálat eredményeit hatékonyabban hasznosíthassuk. A szétválasztásra a disszertációban a kidolgozott új számítási módszer kalibrálásához volt szükség. A szétválasztás eszközeként a dolgozat négy módszerrel ismerteti. A próbaterhelési görbe alakját az ellenállás-komponensek mobilizálódásának ismert különbözősége alapján értelmezve lehet becslést adni a komponensekre. A süllyedések időbeli alakulását terhelési lépcsőnként háromféle módon értékelve (a konszolidációs idő, a normalizált konszolidációs görbe, valamint az azonnali és konszolidációs süllyedések különbségének szembetűnő megváltozását keresve) lehet felmérni, melyik lépcsőben fejeződhetett be a palástellenállás mobilizálódása. A cölöpteherbírási vonal a mért teljes nyomási ellenállást adó lehetséges összetartozó fajlagos ellenállás-komponenseket mutatja, s a más módon megállapított fajlagos ellenállásokat e vonalhoz viszonyítva lehet ellenőrizni. Végül a cölöpfejnek a végső tehermentesítés nyomán bekövetkezett emelkedését a cölöp rugalmas összenyomódásaként értékelve is ellenőrizhető a szétválasztás helyessége. Önmagában ugyan egyik módszer sem adja teljesen megbízható megoldását a feladatnak, de együtt jó lehetőséget nyújtanak a szétválasztásra.

Az új méretezési módszer hatékony alkalmazására Excel cölöpméretező program készült, mert ilyen program nélkül a számítás egyes részletei, különösen a szemcsés talaj talpellenállásnak meghatározása hibátlanul nemigen lennének elvégezhetőek. Ennek segítségével a módszer megbízhatóságát 63 CFA-cölöp próbaterhelési eredményén végzett kalibrációval, a mért és a számított cölöpellénállások viszonyszámainak és korrelációinak értékelésével ellenőriztem. Ennek alapján meg lehetett állapítani, hogy a kidolgozott számítási eljárás átlagosan és az ellenállások teljes tartományára is elég pontosan megadja a nyomási ellenállást és annak komponenseit. Kitűnt, hogy a legnagyobb bizonytalanság az alkalmazott 0,6-os redukció ellenére is a szemcsés talajbeli talpellenállásban van, a kötött talajbeli talpellenállás számítása valamivel jobb. A palástellenállások számításának megbízhatósága sokkal jobb, sőt kifejezetten kedvező, ami a gyökös függvények alkalmazásának helyességét igazolja. A teljes nyomási ellenállás számításának megbízhatósága a palástellenálláséhoz közelít, a talpellenállásénál jobb, ami esetleg azt is jelentheti, hogy a szétválasztás nem volt teljesen hibátlan.

A dolgozat utolsó fejezete a cölöpméretezés biztonságát vizsgálja azzal a céllal, hogy a magyarországi tervezéshez az EC 7 nemzeti mellékletébe ésszerű biztonsági tényezőket lehessen megadni. Az eddigi szabványok és az EC 7 eredeti CEN-dokumentumában ajánlott biztonsági paraméterek értékelése után a disszertációban az ún. megbízhatósági eljárásnak a cölöptervezésre való alkalmazása következik. Az így nyert eredmények, valamint az új módszer próbája során kapott megbízhatósági jellemzők az említett előbbi támpontokkal együtt adták meg a nemzeti biztonsági paraméterek felvételének alapjait. A cölöpméretezés bizonytalan elemeit és a biztonság EC 7 által felkínált eszközeit rendszerben vizsgálva koherens javaslatcsomag készült arra, hogy a biztonsági eszközöket miként használjuk a magyar nemzeti mellékletben. Lényeges újdonságnak számít, hogy az EC 7 általunk (is) választott második tervezési módszeréhez az eredeti CEN-dokumentumhoz képest olyan parciális tényezők kerültek be, melyek a cölöptípusok és az ellenállás-komponensek eltérő bizonytalanságait is figyelembe veszik. Az ajánlott új módszerhez annak bizonytalanságát kompenzáló modell-tényezők is megjelentek a nemzeti mellékletben. A szemcsés talajbeli talpellenállás kirívó bizonytalanságának kezelésére óvatos eljárási szabályokat kell még a javaslat szerint betartani. A tervezés néhány további részlete (kockázat, feltárás mértéke, hatás oldali biztonság stb.) is vizsgálat alá került, s javaslat készült ezek kezelésére is.

Az új CPT alapú méretezési módszer az ajánlott biztonsági rendszerrel együtt megbízható és gazdaságos cölöptervezést tesz lehetővé.

Summary

The dissertation discusses the modern design of pile foundations which satisfies the requirements of the Eurocode 7, which should be applied exclusively from 2011 as the basic European geotechnical standard.

In the area of pile foundations which have been dominating against spread foundations, new technologies and design methods have appeared in the last decade and they are now used in Hungary as well. The fast and economical CFA piling method has displaced the traditional cast in place bored and pre-cast driven piles and lately the similar, but even more efficient and environment friendly screw piles are spreading. The improvement of the design methods has been left behind compared to the technological development, but recently, empirical design methods, especially the ones based on CPT data are offering promising alternatives against the traditional theoretical and semi-empirical methods. Nowadays, the introduction of the Eurocodes is a serious challenge for this area, too. On one hand, the requirement should be met, that only such calculation methods may be used which have been verified by pile load tests; on the other hand, a safety system which corresponds to the domestic design and execution quality level should be given in the national annex of the European geotechnical standard EC 7. But the fulfilment of these tasks makes it possible to renew this professional area by introducing new design methods, as well.

The dissertation takes under comparative and critical analysis the semi-empirical and CPT-based pile resistance calculation methods which can be found in the international literature and standards. Based on this, it gives a new and simple design system based on the CPT. It suggests a method for both coarse and fine-grained soils to calculate the specific skin friction proportionally to the square root of the CPT cone resistance (q_c). This deviates formally from the quasi-linear formulas used in the international practice, but gives essentially similar values. For calculating the base resistance, it recommends the usual linear formulas. For coarse-grained soils, it introduces a 0.6 reduction factor which can be considered as the parameter of the local execution quality, which is also in accordance with some proposals found in the literature. For fine-grained soils, the method relates the specific base resistance to the undrained shear strength (c_u) with using the usual linear formula between c_u and q_c , but introducing an average conversion factor. Furthermore, the factors which take into account the effects of technology and which have been given by synthesising suggestions of different national standards are also important elements of the new method. With use of these, we came to a verified calculation method appropriate also for pile types for which similar methods based on own databases probably will not be available in Hungary for a good while.

While evaluating pile load tests, it is generally necessary to separate the two components of the pile resistance to utilize the test results more efficiently. In the dissertation this separation was needed to calibrate the new design method. Four different separation methods were presented. A good estimation for the resistance components can be given by interpreting the shape of the pile load test curve based on the known diverse mobilisation of the two components. With evaluating the temporal change of the settlements in the particular loading stages in 3 different ways (looking for a strong change of: the consolidation time, the normalized consolidation curve, and the difference between the initial and the consolidation settlements) it can be assessed in which loading stage the mobilization of the skin friction may finish. The pile bearing capacity line shows the average specific skin friction and the specific base resistance which can ensure the measured total pile resistance and it gives a good possibility to check the specific resistance components determined by other methods. Finally, evaluating the lift of the pile

head during to the last unloading as an elastic pile compression caused by the last load may allow a check as well. When used alone none the above methods can give a totally reliable solution for the separation, but assessed together they give a good approximation.

An Excel spreadsheet has been developed for the efficient use of the new calculation method, as some parts of the calculation, especially the determination of the base resistance in coarse-grained soils, could not be executed correctly otherwise. With the spreadsheet, the reliability of the new method has been assessed using data of 63 CFA pile load tests by analysing the ratio and correlation between the measured and calculated pile resistances. The obtained results proved that the elaborated new calculation method gives the pile resistance and their components quite exactly, in average and for the full range of resistances also. It is clear that despite of the use of the 0.6 reduction factor, the largest uncertainty lies in the calculation of the base resistance in coarse-grained soils, whereas the calculation of this component in fine-grained soils is slightly better. The calculation of the skin friction is much more reliable, moreover pronouncedly favourable, which verifies the propriety of using the square root based relationships. The reliability of the total resistance approaches that of the skin friction, and it is superior to the reliability of the base resistance; which might be the consequence of the improper separation.

The last chapter of the dissertation investigates the safety of pile design to determine reasonable safety factors for the design practice in Hungary to be introduced in the national annex of the EC 7. After an overview and evaluation of the recent standards and proposed safety parameters of the original EC 7 CEN document, the reliability method was applied to the pile design. The results of these calculations and the reliability characteristics achieved by the assessment of the new method together with the mentioned safety values of the standards provided the base for determining the national safety parameters. Based on investigating the pile design elements affecting the overall safety and the safety tools offered by the EC 7 together as a system, a coherent proposal has been composed for the use of these tools in the Hungarian national annex. It is an essentially new solution, that contrary to original EC 7 suggestion, partial factors which take the different uncertainties of the pile types and the pile resistance components into account have been introduced to be applied in the 2nd design approach. A model factor also appears in the national annex to compensate the uncertainty of the new calculation method. To treat the extreme uncertainty of the base resistance in coarse-grained soils cautious operation rules should be followed according to this proposal. Some further details have also been analysed and other suggestions have been given to manage them.

The new calculation method based on the CPT together with this safety system allows a reliable and economical pile foundation design.

CD-melléklet

- A) Cölöpméretező Excel-program
- B) Cölöppróbaterhelési adatbázis

A programot és az adatbázist üzleti célra csak a szerző engedélyével használható.