

Sitkei György

az MTA levelező tagja

A talaj–kerék kapcsolat néhány elméleti kérdése

Elhangzott 1998. október 29-én

A tanulmány célja a kerék alatti vízszintes talajelmozdulások szerepének meghatározása a kerületi erő kifejtés szempontjából. Az eddigi analitikus leírások feltételezik, hogy a talaj nyírófeszültsége végtelen elmozdulás után éri el maximális értékét. Ez a feltételezés általában sem áll fenn, különösen a gördülő kerék alatti érintkezési felületben sem, ahol a talaj húzó igénybevételnek van kitéve. Elméleti megfontolások alapján levezettük a nyírófeszültség–talajelmozdulás összefüggését tetszőleges talajtörési állapotra. Elemeztük a deformációs modulus függését a talajjellemzők és a terhelés paramétereinek függvényében, és kimutattuk a közepes felületi nyomás szerepét a kerületi erő kifejtésére vonatkozóan. A kapott összefüggések mind merev pályára, mind deformálódó talajra érvényesek. Az új elméleti összefüggések alapján nagyszámú mérési eredményt analizáltunk, és meghatároztuk a deformációs modulus változását több talajtípusra a nedvességtartalom függvényében.

Első ízben teszünk javaslatot a különböző talajtípusok figyelembevételére, a kapott eredmények általánosítása céljából. A levezetések során nyert dimenzió nélküli szám gyakorlati alkalmazását példa keretében mutatjuk be.

Bevezetés

A talaj–jármű mechanikával foglalkozó kutatók már régen felismerték a kerületi erő–szlíp görbe és a talaj nyírófeszültség–elmozdulás görbéje közötti analogiát. Utóbbit a jól ismert aszimptotikus egyenlettel fejezték ki:

$$\tau = \mu\sigma(1 - e^{-j/K'}), \quad (1)$$

ahol μ – a talaj belső súrlódási tényezője,
 σ – a normális nyomófeszültség,
 j – a talaj vízszintes elmozdulása,
 K' – a deformációs modulus.

A kerületi erőt az (1) egyenlet integrálja adja az érintkezési felület mentén. A gördülő kerék alatt a talajelmozdulás nem állandó, hanem lineárisan növekszik a felfekvési felület hossza mentén, vagyis $j = s \cdot L$, s ezzel a P_c kerületi erő értéke

$$P_c / b \cdot L \cdot \sigma = \mu \left[1 - \frac{K'}{s \cdot L} (1 - e^{-sL/K'}) \right], \quad (2)$$

ahol s – a szlíp,
 b – a felfekvési felület szélessége,
 L – a felfekvési felület hossza.

Az aszimptotikus feltételezésnek megfelelően a nyírófeszültség maximális értékét végtelen elmozdulásnál éri el. Mivel a 100%-os szlíp nem jelent végtelen elmozdulást ($j = L$), ezért a kerületi erő sem éri el a maximális súrlódási erő értékét. Ebből következik, és a kísérleti eredmények is igazolják, hogy a (2) egyenlet nagy szlípértékekre kisebb kerületi erőt ad a valóságosnál.

A fenti hiányosság kiküszöbölésének egyik lehetséges módja volt a kerületi erő kifejezésének formális módosítása az (1) egyenlethez hasonló formában [3]:

$$P_c / b \cdot L \cdot \sigma = \mu(1 - e^{-s/S^*}), \quad (2a)$$

ahol S^* a jellemző szlíp, amelynél a kerületi erő a maximális érték 63,2%-át veszi fel:

$$(1 - 1/e = 0,632).$$

A jellemző szlíp bevezetése nagyon hasznosnak bizonyult abból a szempontból, hogy meghatározása a kerületi erő görbéből igen egyszerű. Ugyanakkor sok befolyásoló tényező hatását hordozza magában, amelyek nem olvashatók ki belőle.

A (2) és (2a) egyenletben szereplő paraméterek egymással összefüggésbe hozhatók, azzal a feltétellel, hogy mindkét görbe menjen át a jellemző szlípnek megfelelő ponton. Ekkor

$$S^* \cdot L / K' = 2,5, \quad \text{illetve} \quad S^* = 2,5 K' / L.$$

A fentiekből következik, hogy a kerületi erő-szlíp görbe eddigi meghatározási módszere további vizsgálatokat igényel és korrekcióra szorul. A legfontosabb

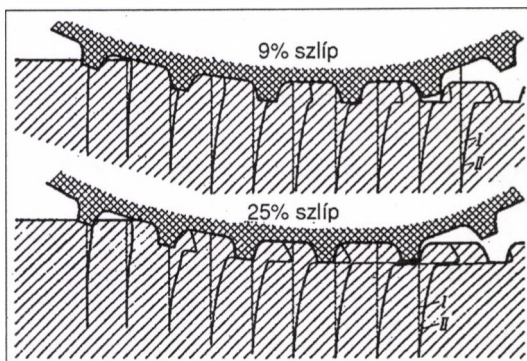
kiindulópontot Söhne [1] közel 50 évvel ezelőtti kísérleti eredménye adta, amelyet az 1. ábra szemléltet.

Az ábra a hajtott kerék alatti vízszintes talajdeformációkat mutatja két különböző szlípértékre. Az ábrából világosan látható, hogy már 9%-os szlíp-nél az érintkezési felület hátsó részén a talaj törése (elcsúszása) következik be. A vízszintes elmozdulások gradiense a törés pillanatában mindig 0,2 és 0,3 közé esik. A

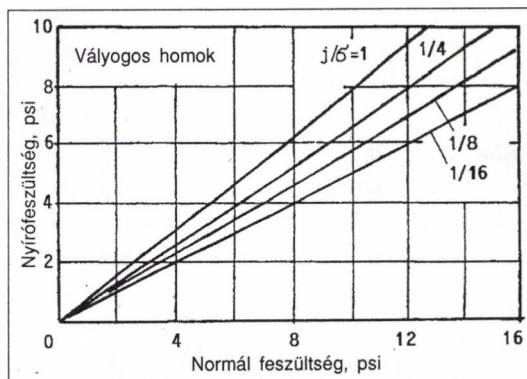
korai talajtörésnek az az oka, hogy az érintkezési felületben a folyamatosan növekvő elmozdulás húzó igénybevételt hoz létre. A talaj húzó igénybevételt igen korlátozottan tud felvenni, ezért a húzás korai talajtörést okoz.

A fentiek alapján megállapítható, hogy gördülő kerék alatt a talaj törése (elcsúszása) nemcsak végtelen elmozdulásnál, hanem már sokkal előbb is bekövetkezik. Ennek megfelelően a nyírófeszültség-elmozdulás összefüggést módosítani szükséges. További megállapítás, hogy a ma használatos nyírókészülékek nem pontosan modellezik a kerék alatti nyírási folyamatot, mivel a nyírókészüléken belül a talajelmozdulások a hossz mentén azonosak, tehát húzó igénybevétel nem lép fel.

Egy másik érdekes következtetés olvasható ki Taylor és VandenBerg [2] kísérleti eredményeiből, amelyet a 2. ábra szemléltet. Hála a speciális feldolgozásnak (j/σ állandó vonalak), világosan felismerhető a felületi nyomás hatása az elérhető nyírófeszültségre. Az egyenesek jól leírhatók az (1) egyenlettel a következő módosítással (az eredeti munkában ez az egyenlet nem szerepel):



1. ábra. A vízszintes talajdeformáció eloszlása gördülő kerék alatt, a mélység függvényében (Söhne után)



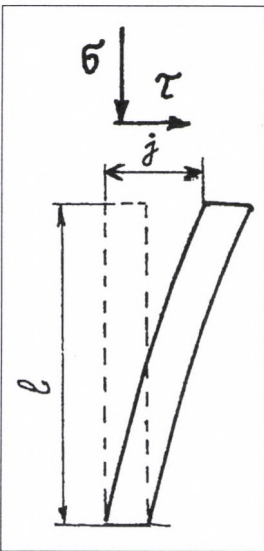
2. ábra. A nyírófeszültség és a normál-feszültség összefüggése állandó j/σ viszonyszámok mellett (Taylor és VandenBerg)

$$\tau = \mu\sigma(1 - e^{-j/K\sigma}).$$

Ebben az esetben a K deformációs modulus dimenziója cm/bar, vagyis egy rugóállandóhoz hasonló mennyiség. Azt fejezi ki, hogy 1 bar függőleges nyomás hatására mekkora lesz a talaj függőleges deformációja s ezzel az érzékelhető deformációs zóna mélysége.

Elméleti megfontolások

A hajtott kerekek függőleges és vízszintes talajdeformációt hoznak létre. Az érzékelhető deformáció a talaj mechanikai tulajdonságaitól és a terhelő felület méreteitől függően egy adott mélységig hatol le a talajban (3. ábra).



3. ábra. A talajoszlop deformációja függőleges és vízszintes feszültségek hatására

A vízszintes deformációk lentől felfelé haladva akumulálódnak, és adott gradiens esetén annál nagyobb lesz a j elmozdulás, minél nagyobb az l mélység. A fajlagos nyírási deformációt az első közelítésben a j/l viszonyszám adja meg, ezért a Hook-törvény alapján a következőket írhatjuk:

$$\tau = G \cdot \gamma = \mu\sigma \frac{j}{l}$$

vagy differenciális alakban

$$d\tau = -\tau \frac{dj}{l}. \quad (3)$$

A fenti egyenlet általános megoldása

$$\tau = C_1 e^{-j/l} + C_2. \quad (4)$$

Az általánosan használt kezdeti feltételek:

$$j = 0 \rightarrow \tau = 0, \text{ és } j = \infty \rightarrow \tau = \mu\sigma.$$

Ekkor $C_1 = -\mu\sigma$ és $C_2 = \mu\sigma$, megoldásként pedig a szokásos aszimptotikus egyenletet kapjuk:

$$\tau = \mu\sigma(1 - e^{-j/l}). \quad (5)$$

A (4) egyenlet most alkalmat ad más kezdeti feltételek alkalmazására is. Feltételezzük, hogy a talaj törése valamilyen $j/l = \text{áll.}$ kritikus értéknél bekövetkezik, ezért a kezdeti feltételek most így írhatók:

$$j = 0 \rightarrow \tau = 0, \text{ és } j/l = j_{kr}/l \rightarrow \tau = \mu\sigma.$$

A (4) egyenlet alapján most a következő összefüggést kapjuk:

$$\tau = \frac{\mu\sigma}{(1 - e^{-j_{kr}/\ell})} (1 - e^{-j/\ell}). \quad (5a)$$

Ha $j \geq j_{kr}$, akkor a talaj törése (elcsúszása) következik be, a nyírófeszültség eléri maximális értékét, és a továbbiakban állandó marad. A törési sík a kapaszkodók homlokfelületének síkjában keletkezik, a kritikus nyírási deformáció az eddigi adatok alapján $j_{kr}/\ell = 0,2 - 0,3$.

A kerületi erő-szlíp görbe a (2) egyenlet mintájára most két részből tehető össze:

$$P_c / b \cdot L \cdot \sigma = \frac{\mu}{1 - e^{-j_{kr}/\ell}} \left[1 - \frac{\ell}{j} (-e^{-j/\ell}) \right] \quad j \leq j_{kr} \quad \text{és} \quad (6)$$

$$P_c / b \cdot L \cdot \sigma = \mu \left[\frac{1}{1 - e^{-j_{kr}/\ell}} - \frac{\ell}{j_{kr}} \right] \frac{j_{kr}}{j} + \mu \frac{j - j_{kr}}{j} \quad j > j_{kr}. \quad (6a)$$

Egy adott esetben $j_{kr}/\ell = \text{áll.}$, ezért a fenti egyenletek egyszerűsödnek. A kerék alatti talajelmozdulás kifejezhető a szlípvel, $j = s \cdot L$, így a (6a) egyenletben az elmozdulás viszonzyszámokat a megfelelő szlíp-viszonzyszámok váltják fel.

A következőkben a kitevőben szereplő j/ℓ mennyiséget vizsgáljuk meg közelebbről. Korábban a talaj teherbírása szempontjából vizsgáltuk a terhelő felület alatt kialakuló érzékelhető deformációs zónát, és annak relatív mélységét a következő dimenzió nélküli egyenlet írta le [4]:

$$\ell / d = C(z / d)^m,$$

ahol d – a terhelő felület átmérője,
 z – a talaj függőleges deformációja a terhelés hatására,
 C – állandó, amelynek értéke 1 és 2 között változik
 a talaj mechanikai tulajdonságainak függvényében,
 m – kitevő, amely 0,6 és 0,7 között változik.

Másrésztől felírhatjuk a talaj teherbírását leíró egyenletet:

$$\sigma / k = (z / d)^n$$

és a fenti két egyenletből

$$\ell = Cd(\sigma / k)^{m/n}, \quad (7)$$

ahol k – a talaj teherbírási tényezője.

Az m/n kitevő értéke általában 0,85 és 1,0 között változik, ezért a továbbiakban $m/n = 1$ értékkel számolunk. A (7) egyenlet felhasználásával a j/ℓ kitevő a következőképpen írható fel:

$$\frac{j}{\ell} = \frac{s \cdot L}{Cd(\sigma/k)}. \quad (8)$$

A talaj-kerék rendszerben a gumiabroncs saját tangenciális deformációval rendelkezik, amely egy virtuális járulékos talajdeformációnak felel meg. Ennek értéke kísérletileg meghatározható betonpályán. Ennek megfelelően a (8) egyenlet nevezőjét a következőképpen módosítjuk:

$$\frac{j}{\ell} = \frac{s \cdot L}{\ell_c + C \cdot d(\sigma/k)}, \quad (8a)$$

ahol ℓ_c a merev pályán mérhető virtuális talajdeformáció mélysége, a választott j_{kr}/ℓ kritikus nyírási deformációra vonatkoztatva.

A kísérleti adatok feldolgozásának megkönnyítése céljából a (8a) egyenlet nevezőjét célszerű az alábbi alakban használni:

$$\frac{j}{\ell} = \frac{s \cdot L}{\ell_c + K \cdot \sigma}, \quad (8b)$$

ahol $K = C \cdot d/k$.

A (8b) egyenletben K ismét egy talajdeformáció modulus cm/bar dimenzióval. Most látható, hogy értéke függ a terhelő felület méretétől és a talaj teherbírási tényezőjétől. Továbbá az is világosan látható, hogy a közepes felületi nyomás (σ) befolyásolja a kitevő értékét, hasonlóan a kísérleti eredményekből kapott (1a) egyenlethez.

A kísérleti eredmények kiértékelése és azok általánosítása céljából igen hasznosnak mutatkozott a (2a) egyenletben bevezetett jellemző szlíp (S^*).

Az $s = S^*$ esetben az $L S^*/\ell$ dimenzió nélküli szám invariáns, és az egyes talajtörési feltételekre egy adott számmal egyenlő (1. táblázat). A törési feltételt a $(j/\ell)_{kr} = s_{kr} L/\ell = \text{áll.}$ formában adjuk meg, ahol s_{kr} a kritikus szlíp jelent. A kritikus szlíp elérésekor a talaj törése az érintkezési felület hátsó pontján éppen létrejön.

1. táblázat

$(j/\ell)_{kr} = s_{kr} L/\ell$	∞	1,0	0,5	0,3	0,25	0,2
$L S^*/\ell$	2,5	1,136	0,623	0,3874	0,3256	0,263

Mint korábban láttuk, a talaj törése, illetve elcsúszása a kerék alatt már a 0,2–0,3 relatív elmozdulási tartományban létrejön. A következőkben ezért $j_{kr} / \ell = 0,25$ értékkel számolunk.

A fentiekben bevezetett $L \cdot S^* / \ell$ invariáns lényegesen megkönnyíti a kísérleti adatok feldolgozását. A jellemző szlíp értéke közvetlenül leolvasható a kerületi erő-szlíp görbéből. A felfekvési felület hossza szintén ismert, ezért adott törési kritériumhoz a deformáció mélysége (ℓ) számolható. Ezután a közepes felületi nyomás ismeretében a K deformációs modulus is számolható.

Még meg kell határoznunk a virtuális deformáció mélységét merev (beton) felületen. A különböző gumiabroncsok vizsgálata azt mutatta, hogy a jellemző szlíp értéke szűk határok között változik, és közepes értéke $S^* = 5,7\%$ -ra vehető fel. Ezzel

$$\ell_c = \frac{0,057 L}{0,3256} = 0,175 \cdot L,$$

míg a kritikus szlíp értéke az $s_{kr} L / \ell_c = 0,25$ összefüggésből 4,4%.

Felhasználva a $j_{kr} / \ell = 0,25$ értéket, a (6a) egyenlet lényegesen egyszerűbb alakra hozható:

$$P_c / b \cdot L \cdot \sigma = \mu(1 - 0,4792 s_{kr} / s) \quad s > s_{kr}. \quad (6b)$$

A (8a) és (8b) egyenletek figyelembevételével a jellemző szlíp értéke az alábbi kifejezéssel írható le:

$$S^* = 0,3256 \frac{\ell_c + K\sigma}{L} = 0,057 + 0,3256 \frac{K\sigma}{L}. \quad (9)$$

A (9) összefüggés kapcsolatot teremt a jellemző szlíp és az abroncs, talaj és terhelés egyes paraméterei között. Az egyenletben szereplő $K\sigma/L$ dimenzió nélküli szám a talaj-kerék rendszer kerületi erő kifejtését jellemzi.

Az 1. táblázatban szereplő invariánsok alapján egyértelmű kapcsolat áll fenn a kritikus és jellemző szlíp között:

$$s_{kr} = 0,7677 S^* = 0,044 + 0,25 K \sigma / L. \quad (10)$$

Az előzőekben levezetett egyenletek használatához szükség van a σ közepes nyomás ismeretére. Ez a nyomás függ az abroncs méretétől, a terheléstől, a belső nyomástól és a kerék relatív besüllyedésétől. Az abroncs méretét az 1 bar belső nyomásra megadott névleges terhelhetőséggel (Q_0) jellemezzük, a merev pálya esetén pedig a talaj teherbírási tényezője végtelen nagy ($k = \infty$). Az addíció elve alapján felállított összefüggés:

$$\sigma / p_i = (0,55 + 0,0476 Q_0^{1/3})(p_{i0} / p_i)^{1/3} - 0,35(\sigma / k)^{1/1,5n} - 0,04\left(\frac{7}{\psi} - 7\right), \quad (11)$$

ahol p_i – a belső nyomás,

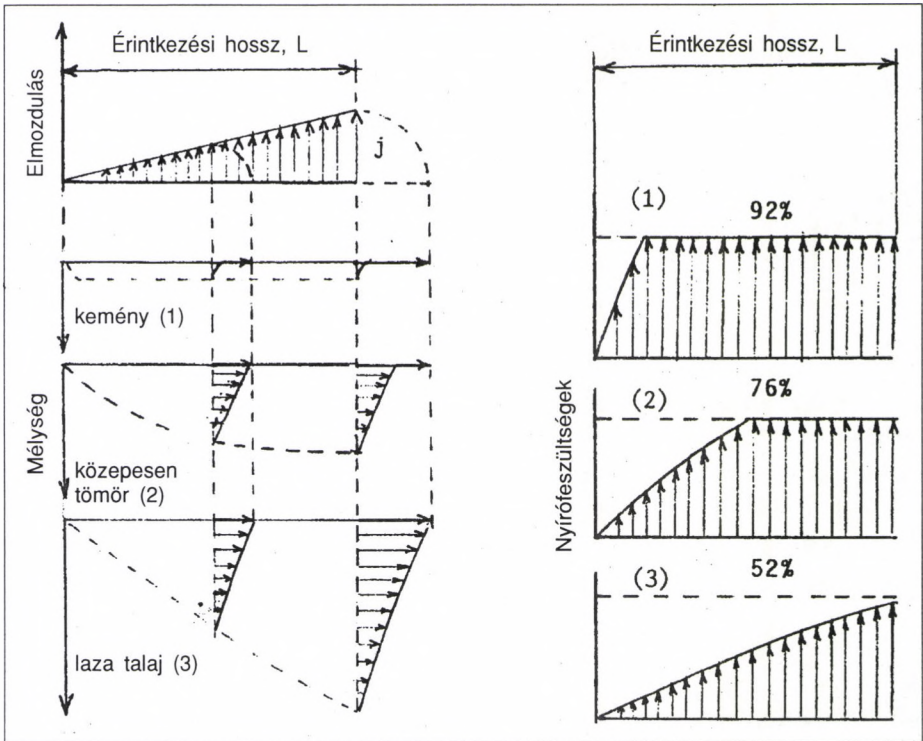
Q_0 – a $p_{i0} = 1$ bar belső nyomásra megadott terhelhetőség,

k – a talaj teherbírási tényezője,

n – a nyomás-besüllyedési egyenlet kitevője, értéke általában 0,8, amely a nedvességtartalom növekedésekor kissé csökken,

ψ – az abroncs terhelési foka, amely a tényleges terhelés és az adott belső nyomásra megadott névleges terhelés viszonya.

A különböző keménységű talajokban a vízszintes talajelmozdulás ugyanakkora szlíp hatására különböző értékű lesz, s ezzel az elcsúszás mértéke is változik. A 4. ábrán láthatjuk az eredő kerék–talaj elmozdulás összetevőit kemény, közepes keménységű és laza talajon. Kemény talajon az elmozdulás



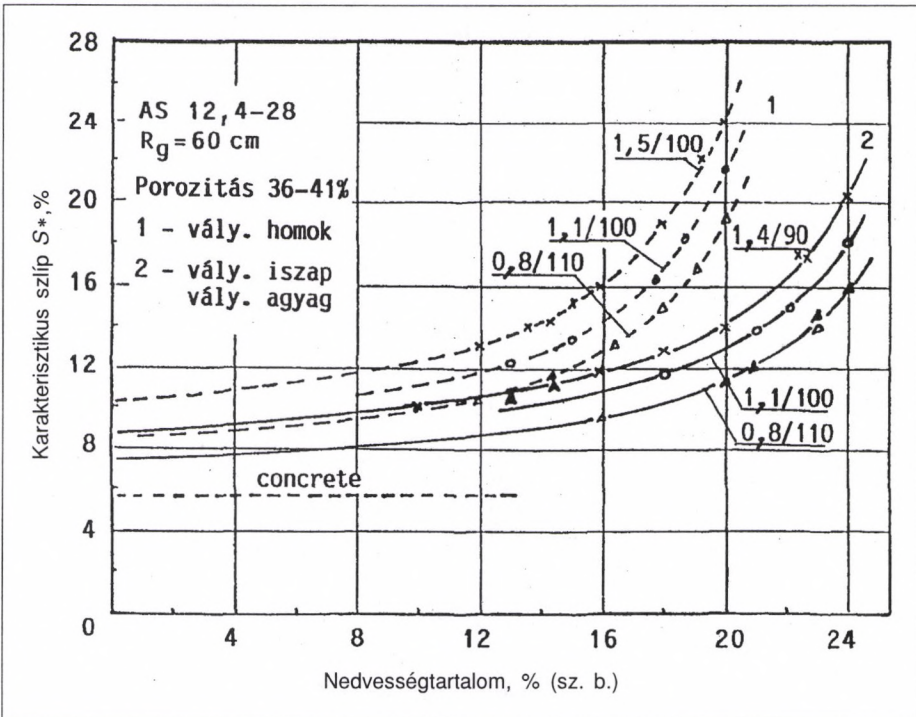
4. ábra. Elmozdulások a talajban és a nyírófeszültségek eloszlása kemény (1), közepesen tömör (2) és laza (3) talajban

zöme talaj és kerék közötti elcsúszás. Közepes keménységű talajon a felfekvési felület hátsó részén kapunk elcsúszást, az első részén nem. Laza talajon az adott szlípnél nem jön létre elcsúszás. Ennek megfelelően a nyírófeszültségek ábrája is lényegesen eltér egymástól, és ezzel a kifejtett területi erő is.

Kísérleti eredmények

A kidolgozott módszer alkalmazásához szükséges a K deformációs modulus ismerete a különböző talajtípusokra a nedvességtartalom függvényében. A deformációs modulus elegendő pontossággal csak a kerületi erő-szlíp görbéből határozható meg, mivel a nyírókészülékek nem a kerék alatti deformációs mezőt hozzák létre. A nyírókészülék hossza mentén a deformáció állandó, ezért húzó igénybevétel nem jön létre.

Mint korábban említettük, a kerületi erő-szlíp görbéből a jellemző szlíp egyszerűen leolvasható. Ezután a (9) egyenlet felhasználásával, a felfekvési



5. ábra. A jellemző szlíp változása a nedvességtartalom függvényében, két különböző talajon (a görbék mellett a számok jelentése: belső nyomás/terhelési fok)

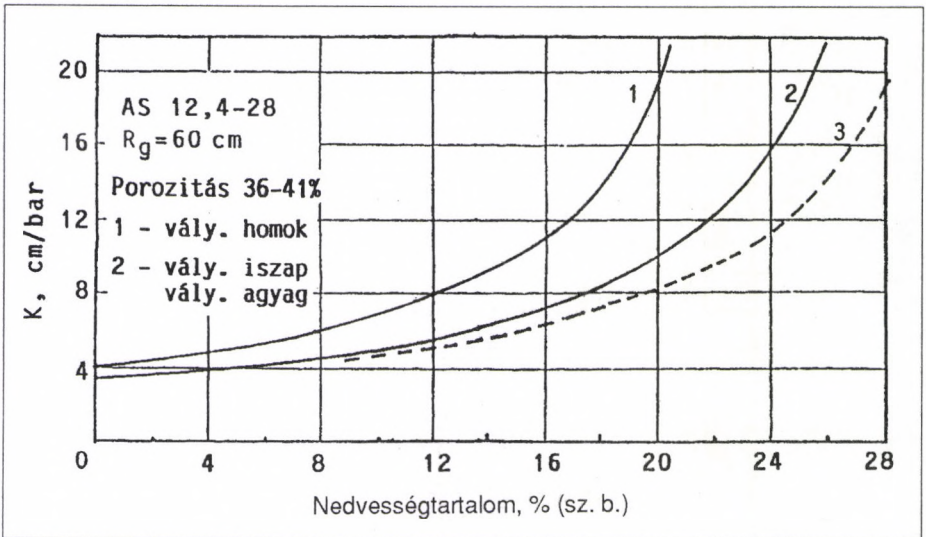
hossz és a közepes nyomás ismeretében a K deformációs modulus kiszámítható.

Nagyszámú kerületi erő-szĺp görbe feldolgozása alapján kaptuk az 5. ábrát, ahol a jellemző szĺp értékeit ábrázoltuk két talajtípusra a nedvességtartalom függvényében. A görbék azonos talajtípusra is eltérnek egymástól, amennyiben az abroncs belső nyomása és terhelési foka változik. Az ábrából világosan látható, hogy a belső nyomás és ezzel a felületi nyomás csökkentése a jellemző szĺp értékét csökkenti.

A jellemző szĺp értékeiből – a felületi nyomás figyelembevételével – ezután meghatároztuk a deformációs modulus. Mivel a deformációs modulus talajjellemző, ezért az csak a talaj típusától és nedvességtartalmától függhet. Valóban az egy talajtípusra nyert és különböző jellemző szĺpértékekből számolt K -értékek szorosán egy görbére estek a nedvességtartalom függvényében (6. ábra).

A talaj-jármű mechanika alapvető problémája, hogy egy adott talajra érvényes jellemzőket hogyan lehet egy másik talajra alkalmazni. A talajok szemcseösszetétele és vízháztartása széles határok között változik, úgyszintén a porozitásuk is. Ennek megfelelően a lehetséges változatok száma gyakorlatilag végtelen nagy.

A kapott eredmények általánosítása céljából két lehetséges módszer alkalmazását vizsgáltuk meg. A 6. ábrából látható, hogy a két görbe elvileg egy-



6. ábra. A talaj deformációs modulusa a nedvességtartalom függvényében (a 3-as görbe egy képzeletbeli tiszta agyagtalaj)

másba tolható. Ehhez az egyik görbét elsősorban vízszintesen, kisebb mértékben függőlegesen kell eltolni. Az eltoláshoz egy a talajtípustól függő eltolási faktort kell találni.

A talajok vízháztartását alapvetően a szemcseösszetétel szabja meg. Egyik módszer lehet a talajok három fő frakciójának (homok–iszap–agyag) valamilyen súlyozott figyelembevétele. A rendelkezésre álló adatok alapján az eltolási faktorra az alábbi kifejezést kaptuk:

$$I = 0,58 \times \text{homok} + 0,9 \times \text{iszap} + 1,0 \times \text{agyag}.$$

Tiszta agyagtalajokra $I = 1,0$, valóságos talajokra az eltolási faktor értéke mindig kisebb, mint 1.

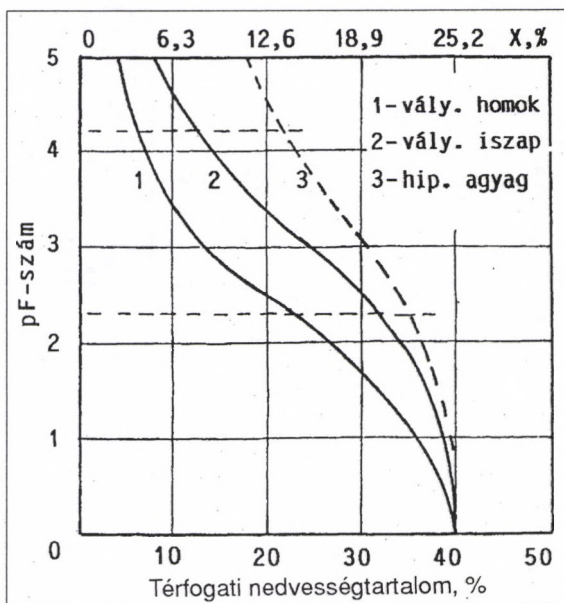
Esetünkben a vályogos homoktalaj egyes frakcióinak hányada $0,65 + 0,23 + 0,12$ és $I = 0,704$. Ugyanez a vályogos iszapra $0,15 + 0,45 + 0,4$ és $I = 0,9$. Amennyiben egy képzeletbeli tiszta agyagtalajból indulunk ki (a 6. ábrán a 3-as görbe), akkor egy tetszőleges talajra érvényes görbe a következő egyenletből számolható:

$$K = 2,6 + 2(1 - I) + \exp[19,1(X / I)^{1,5}],$$

ahol X a talaj nedvességtartalma, száraz bázison.

A víz státusát a talajban pontosan a pF-görbe írja le. A két vizsgált talaj tenziógörbéit a 7. ábrán láthatjuk. A tenziógörbék a tipikus talajokra régen ismertek, meghatározásuk egy konkrét talajra azonban hosszadalmas mérést igényel. Ezért általános alkalmazásuk még várat magára.

Ebben az esetben is alkalmazhatjuk a képzeletbeli tiszta agyagtalaj fogalmát, s akkor egy adott pF-szám metszékére (a leggyakoribb esetek a 2,3–3 pF-számtartományba esnek) meghatározható az eltolási fak-



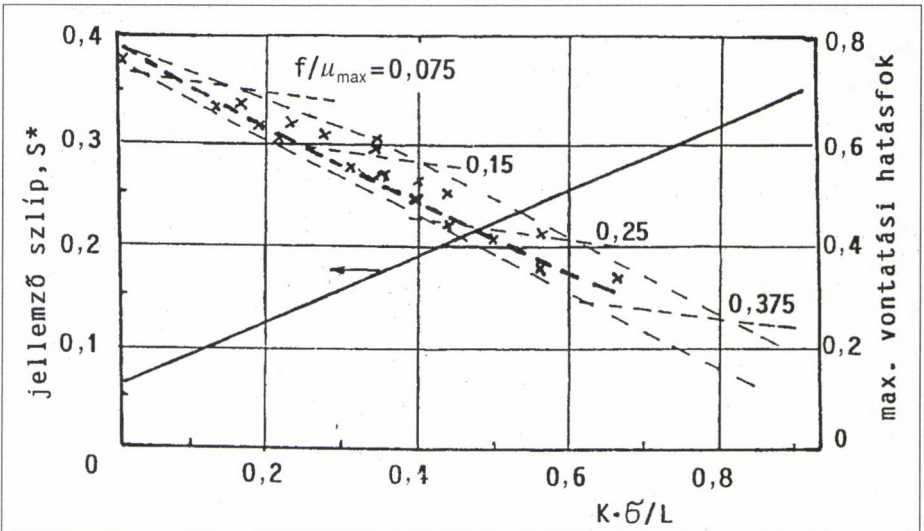
7. ábra. A vizsgált talajok pF-szám-görbéi

tor a metszéspontokban leolvasható nedvességtartalmak hányadosaként. Például a $pF = 2,3$ értékhez tartozó metszéspontok sorban 15%, 19,9% és 22%, amelyekből $I_1 = 0,68$ és $I_2 = 0,904$. A kapott eredményekből látható, hogy mindkét módszer elvileg alkalmas a talajtípus okozta változások figyelembevételére.

A pF -görbe metszékeinek aránya nem marad állandó, hanem a nagyobb pF -számok felé haladva kissé növekvő eltolást eredményeznek. Pl. a $pF = 3$ értékhez $I_1 = 0,55$ és $I_2 = 0,86$. A kísérleti eredmények ezt a tendenciát alátámasztják.

A (9) egyenletben szereplő $K\sigma/L$ dimenzió nélküli szám egy új hasonlósági szám, amely egy abroncs kerületierő-kifejtését jellemzi egy adott talajon és egy adott felületi nyomás mellett. A $K = 0$ érték merev pályára érvényes, és az összefüggések ebben az esetben is használhatók. A hasonlósági szám növekedésekor a kerületi erő csökken. A hasonlósági szám egyértelműen meghatározza a kritikus szlíp és a jellemző szlíp értékeit, de más vontatási tulajdonságok is összefüggésbe hozhatók vele.

A 8. ábrán a maximális vontatási hatások kísérletileg talált értékeit ábrázoltuk a $K\sigma/L$ dimenzió nélküli szám függvényében. A vontatási hatások függ a gördülési ellenállás és a maximális effektív súrlódási tényező viszonyától is, ezért az ábrába be vannak rajzolva az f/μ_{\max} állandó vonalak is. A lehetséges



8. ábra. A jellemző szlíp és a maximális vontatási hatások változása a $K\sigma/L$ dimenzió nélküli szám függvényében

működési tartomány viszonylag szűk, mivel a $K\sigma/L$ -szám növekedésekor a gördülési ellenállás is növekszik. A működési tartomány középvonala az alábbi összefüggésekkel írható le (f/μ_{\max} minimális értéke betonpályán 0,05):

$$(K\sigma / L + 0,12)(\mu_{\max} / f) = 2,4, \quad (12)$$

amely korrelációs kapcsolatot jelent a $K\sigma/L$ és f/μ_{\max} dimenzió nélküli számok között.

A mindenkori maximális vontatási hatások a működési tartományban a következő egyenlettel közelíthető:

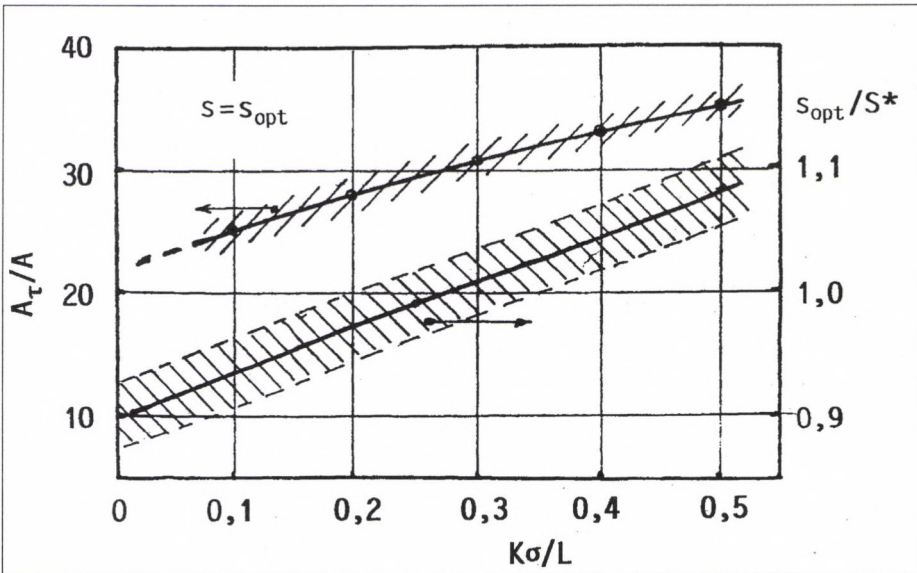
$$\eta_{tr} = \eta_{tro} \cdot \exp[-1,77(K\sigma / L)^{1,5}], \quad (13)$$

ahol η_{tro} a betonpályára vonatkozik, és 0,78 értékkel vehető fel.

A mindenkori maximális vontatási hatásfokot s_{opt} / S^* optimális relatív szlípértéknél kapjuk, amelynek közelítő értéke

$$s_{opt} / S^* = 0,89 + 0,4(K\sigma / L). \quad (14)$$

Az optimális szlíp lényegesen függ az S^* és f / μ_{\max} értékeinek egymáshoz való viszonyától. Mivel közöttük nincs egyértelmű kapcsolat, ezért a 9. ábrán megadtuk a gyakorlatban előforduló szórásmezőt is. Ugyanitt ábrá-



9. ábra. Az optimális szlíp és a talajtörés relatív értékének változása a $K\sigma/L$ szám függvényében

zoltuk az érintkezési felület hátsó részén nyírt felület hányadát a $K\sigma/L$ dimenzió nélküli szám függvényében, optimális szlíp feltételezésével. Mint látható, az érintkezési felület 25–35%-án várható talajtörés, illetve elcsúszási sík létrejötte.

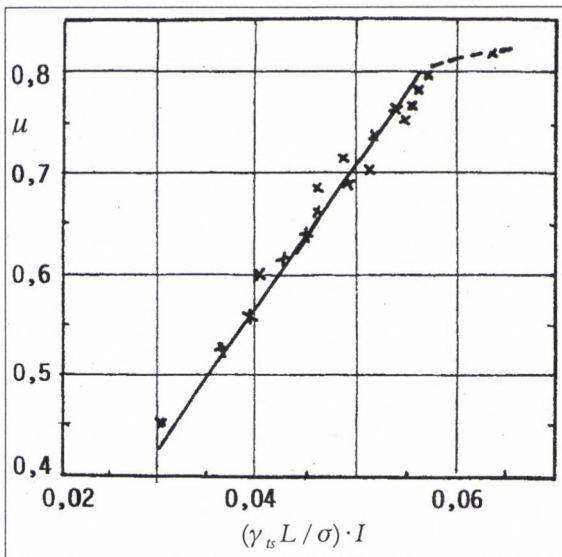
A kerületi erő kifejezésének használatához az effektív súrlódási tényező (μ) ismerete szükséges. A kapaszkodókkal ellátott gumikerekek alatt bonyolult deformációs zóna jön létre, a húzó igénybevétel a kohéziót lényegesen csökkenti, de nem szünteti meg teljesen. Ezért μ mértéke nem kezelhető egyszerűen súrlódási tényezőként.

Nagyszámú mérési eredmény feldolgozása azt mutatta, hogy az effektív súrlódási tényező a porozitás (vagy térfogatsúly), az érintkezési hossz, a közepe felületi nyomás és a talaj típusának függvénye. A talaj nedvességtartalmának is van befolyása, de elsősorban a nagyobb nedvességtartalmú tartományban. A fentiekben felsorolt befolyásoló tényezőkből dimenzió nélküli számot kaphatunk az alábbi alakban:

$$\Pi = (\gamma_{ts} L / \sigma) \cdot I,$$

ahol γ_{ts} a talaj térfogatsúlya száraz bázison.

A kísérleti eredmények feldolgozása során nyert összefüggést a 10. ábra szemlélteti. Az összefüggés lineáris egyenlettel írható le:



10. ábra. Az effektív súrlódási tényező változása a $(\gamma_{ts} L / \sigma) \cdot I$ szám függvényében

$$\mu = 14,2(\gamma_{ts} L / \sigma) \cdot I. \quad (15)$$

Az $X / I > 0,21$ nedvességtartományban korrekciós tényezőre van szükség az alábbiak szerint:

$$M = \exp[5(X / I)^3],$$

amely osztóként szerepel az (15) egyenletben, vagyis ekkor

$$\mu = 14,2(\gamma_{ts} L / \sigma) \cdot I / M.$$

A talajtörés feltételét függőleges irányban (a mélység függvényében) a $j_{kr} / \ell = 0,25$ összefüggéssel adtuk meg. Talajtörés egyidejűleg vízszintesen is

bekövetkezik a húzófeszültségek hatására. Utóbbi kritériumát az alábbi összefüggés fejezi ki:

$$(dj / dL)_{kr} = s_{kr,s},$$

ahol $s_{kr,s}$ a kritikus szlíp talajban létrejövő részét jelenti. Ennek értéke a (10) egyenlet alapján

$$s_{kr,s} = 0,25 K\sigma / L. \quad (16)$$

Vagyis ez függ a talaj típusától és nedvességtartalmától. Joggal merül fel a kérdés, hogy az előzőekben állandó értékkel felvett nyírási törési feltétel valóban állandó-e, vagy szintén függ a talaj-paramétereiktől. Erre a kérdésre kísérleti adatok hiányában egyértelműen ma nem tudunk válaszolni. Az azonban megállapítható, hogy ha a törési feltétel a 0,2 és 0,3 intervallumon belül marad, akkor a levezetett egyenletek igen jó közelítést adnak.

Régen ismert tapasztalat, hogy a talajok kohéziója kerekas járószerkezetek esetén alig használható ki a kerületi erő kifejtés növelése céljából. Ennek oka a talaj függőleges és vízszintes deformációja. Különösen a húzófeszültségek alkalmasak a kohézió megszüntetésére, mivel a talaj a húzó igénybevételt rosszul visel el. Ez a körülmény indokolja az egyszerűsített Jánosi-féle egyenlet alkalmazhatóságát és alkalmazását már mintegy négy évtizede [5].

Végezetül megjegyezzük, hogy az itt bevezetett törési kritérium, a korábbiakkal ellentétben, a talajdeformáció mélységére (ℓ) reális értéket ad, általában 5 és 20 cm között.

Összefoglalás

Az elvégzett elméleti vizsgálatok és korábbi kísérleti eredmények újraértékelése alapján az alábbi főbb megállapítások tehetők:

– A gördülő kerék alatt nyíró- és húzófeszültségek ébrednek, elsősorban a húzófeszültség okozza a talaj korai törését.

– A törési sík (elcsúszás) a talajelmozdulás gradiensének 0,2 és 0,3 értékei között alakul ki.

– A nyírófeszültség-elmozdulás-egyenletet tetszőleges törési feltétel kielégítésére módosítottuk, és a kerületi erő számítására új egyenleteket vezetünk le.

– Új talajdeformáció-modulust vezettünk be, és kimutattuk, hogy mind a nyírófeszültség-elmozdulás, mind pedig a kerületi erő összefüggése a felületi nyomástól is függ.

– A gumiabroncs és a talaj deformációjának külön kezelése lehetővé tette az egyenletek érvényességének kiterjesztését mind merev pályára, mind deformálódó talajra.

– A kísérleti eredmények általánosítása céljából egy eltolási faktort vezetünk be.

– Dimenzió nélküli mennyiségek alkalmazása lehetővé tette az eredmények általánosítását.

Irodalom

1. Söhne, W.: Die Kraftübertragung zwischen Schlepperreifen und Ackerboden. *Grundlagen der Landtechnik*, 1952, 75–87.
2. Taylor, J., VandenBerg, G.: Role of Displacement in a Simple Traction System. *Trans. of the ASAE*, 1966, 10–13.
3. Sitkei, G.: Allgemeine Zusammenhänge zwischen der Leistung, dem Gewicht und den Betriebsparametern von Schleppern. *Grundlagen der Landtechnik*, 1978, 189–191.
4. Sitkei, G.: Compaction of Agricultural Soils with Viscoelastic Behavior. In *Proc. of 5th European ISTVS Conference*, 1991, 257–264.
5. Jánosi, Z.: Theoretical Analysis of the Performance of Tracks and Wheels Operating on Deformable Soils. *Trans. of the ASAE*, 1962, 133–134, 146.