

Lemezalkatrész marásának dinamikai vizsgálata és méréssel történő ellenőrzése



Kiss Ádám

Konzulens: Bachrathy Dániel

Budapesti Műszaki és Gazdaságtudományi Egyetem

Gépészmérnöki Kar

Műszaki Mechanikai Tanszék

2013. évi TDK Konferencia



NYILATKOZAT

Alulírott Kiss Ádám a Budapesti Műszaki és Gazdaságtudományi Egyetem Gépészmérnöki Karának Gépészeti modellezés szakos hallgatója nyilatkozom, hogy a *Lemezalkatrész marásának dinamikai vizsgálata és méréssel történő ellenőrzése* címmel a 2013 évben írt és bírálatra beadott TDK dolgozatom saját munkám eredménye, amelynek elkészítése során a felhasznált irodalmat a szerzői jogi szabályoknak megfelelően kezeltem (a szükséges lábjegyzet/ végjegyzet hivatkozásokat, valamint az ábrák hivatkozását megfelelően helyeztem el).

Budapest, 2013. október hónap 25. nap.

.....

A hallgató aláírása

Neptun kód: FAL7C1

Tartalomjegyzék

1.	Bevezetés.....	4
2.	Általános marási folyamat modellezése	6
2.1.	A modell felépítése	7
2.2.	Forgácsolási erő	8
2.3.	Egyenes élű szerszám	10
2.4.	Csavartélű szerszám	11
2.5.	Fourier transzformáció	13
2.6.	A szerszámél pályája	14
2.7.	Kialakult felület paraméterei	15
2.8.	Felületi hibák a fordulatszám és az axiális előtolás függvényében	17
3.	Rugalmas lemez jellegű modell	19
3.1.	Végeselemes módszer.....	20
3.2.	Felületi hiba a lemez mentén	23
3.3.	Szerszám szögsebesség és axiális előtolás hatásának ellenőrzése teszt példán...	26
4.	Lemezmarási kísérlet.....	28
4.1.	Fajlagos forgácsoló erő mérése és illesztése	30
4.2.	Lemezmarási kísérlet	34
5.	Összefoglalás, befejezés, továbbfejlesztési lehetőségek	43
5.1.	Magyar nyelvű tartalmi összefoglaló	43
5.2.	Angol nyelvű tartalmi összefoglaló	46
6.	Irodalomjegyzék.....	49

1. Bevezetés

Általánosságban elmondható, hogy a gépgyártástechnológia egyik legfontosabb problémája a szerszámgéprezés.

„A szerszámgépek rezgéseivel kapcsolatos kutatás középpontjában a forgácsolással történő anyagmegmunkálás hatékonyságának növelése áll. Mint minden nagysebességű jármű, gép esetében, úgy a szerszámgépeken is keletkeznek veszélyes rezgések a munkadarabokat vagy a szerszámokat tartó orsók fordulatszámának minden határon túli fokozásakor. Ezek a rezgések elsősorban nem is azért károsak, mert csökkentik a gépek élettartamát, hanem mert tönkreteszik a megmunkált munkadarabok felületének minőségét. A tudomány és a technológiai ismereteink mai szintjén nem lehet a fordulatszámot a szerszámgépek maximális teljesítményéig növelni, így a hatékonyságukat nem tudjuk maximálisan kihasználni a termelésben.” Stépán Gábor [1]

A káros hatású rezgések csökkentik a szerszámok élettartamát és elfogadhatatlan felületet is eredményezhetnek.

A dolgozat célja egy olyan mechanikai modell alkotása, amely marási folyamat során szerszámgéprezésekkel kialakult felületi eltolódási hiba (úgynevezett: SLE „Surface Location Error”) vizsgálatára alkalmas. Továbbá egyszerű geometriájú lemezalkatrész felülete mentén kialakult hibák modellezését, végezetül ezen elméleti számítások mérésel történő alátámasztását végeztük el.

A csavartélű szerszám az ipari gyakorlatban elterjedt, így a dolgozat elején a csavartélű szerszám mechanikai modelljét, és az így kialakult felületi hibát mutatjuk be. Ebben az esetben a szerszám élét axiális irányban sok kis szegmens segítségével modellezzük.

A dolgozat második részében lemezalkatrész csavartélű szerszámmal történő marása esetén kialakult felületi hiba vizsgálata a cél, a megmunkálás paramétereinek függvényében. Ehhez a munkadarab modelljét Végeselem módszerrel (VEM) magunk állítottuk elő MATLAB programban. Így tetszőleges lemez-alkatrész modellezhetővé vált tetszőleges perem feltétellel. Hasonló számítás található egyenesélű szerszámra előző szakdolgozat során készített munkánkban [2], azonban a modell csavartélűvel való kibővítése új felületi paraméterek bemutatására is alkalmas.

A dolgozat utolsó részében az elméleti eredmények méréssel való ellenőrzése, validálása történt. Elméleti számításainkhoz elengedhetetlen vágási tényezők meghatározásához szükséges volt egy adott szerszám-munkadarab párra a fajlagos forgácsolási erő kimérése. Így a vágási tényezőket már illeszteni tudtuk. További feladatunk egy adott lemezalkatrész marása során kialakult felületi eltérések összevetése a számított elméleti eredményekkel.

2. Általános marási folyamat modellezése

A marás a gépgyártásban széles körben elterjedt forgácsolási forma, mely egy többélű szerszám forgó forgácsoló főmozgása és előtoló mellékmozgása során létrejövő változó forgácsvastagságú szakaszos leválást okozó forgácsolási megmunkálás. A szakaszos anyagleválasztás káros rezgéseket idéz elő [3]. Ezen rezgések 2 csoportra bonthatóak.

Az egyik a periodikus forgácsoló erő hatására létrejövő gerjesztett rezgés, amely túl nagy amplitúdójú lehet, ha a gerjesztő erő valamelyik felharmonikusa a rendszer sajátfrekvenciáinak közelébe esik, azaz rezonancia lép fel. A másik oka az öngerjesztett rezgés, amely az úgynevezett regeneratív hatásból keletkező stabilitásvesztésből ered. A regeneratív hatás a forgácsleválasztás során jöhet létre. A forgács alakulását befolyásolja, hogy a szerszám pillanatnyi pozíciójában egy megelőző él által már korábban megmunkált felületet mar, amely a múltbeli rezgésből származott mintázatot tartalmaz. Ezzel részletesen foglalkozik [4, 5, 6]. Ez a hatás ebben a dolgozatban nincs megvizsgálva.

A dolgozatban szereplő vizsgálatnak fő területe a kialakult felület előrejelzése. Ehhez alaposan ismernünk kell a szerszám dinamikáját. Ennek fényében vizsgálatunkban a szerszám középpontjának rezgését másodrendű inhomogén differenciálegyenletekkel írjuk le. Az inhomogenitást a forgácsoló gerjesztőerő adja, melynek kifejtése után a mozgásegyenletet analitikus módon megoldjuk. A megoldási módszer a frekvencia tartományban alkalmazott átviteli függvényen alapul, amit MATLAB programmal számított Gyors Fourier Transzformáció (Fast Fourier Transform – FFT) segítségével végeztünk. Az előzőekben meghatározott szerszám középpontjának rezgéséből generálunk szerszámél pályát, amelyből számítható a keresett felületi hiba.

Az iparban általában a csavartélű marószerszámok terjedtek el, valamint a mérési és validálási kísérleteket is csavartélű szerszámmal végeztük el. Ezáltal a dinamikai jelenség megfelelő vizsgálathoz szükségessé vált a gerjesztő erőmodell kibővítése, amellyel csavartélű szerszámok dinamikai viselkedését is modellezhetjük. Ezt részletesen kifejti [7], melynek ide tartozó lényeges elemeit csak nagy vonalakban írunk le. A 2.2. alfejezetben először röviden ismertetésre kerül az - alapjául szolgáló - egyenes élű szerszámra vonatkozó erőmodellt - amelyet BSc Szakdolgozatomban részletesen kifejtettem [2]- majd a csavartélű szerszámra vonatkozó kibővítéseket részletezzük (2.4. fejezet). 3 felületi paraméter kerül bemutatásra, mellyel a kialakult felületet jellemezhetjük [8]. Ezt követően a felület leíró paramétereket

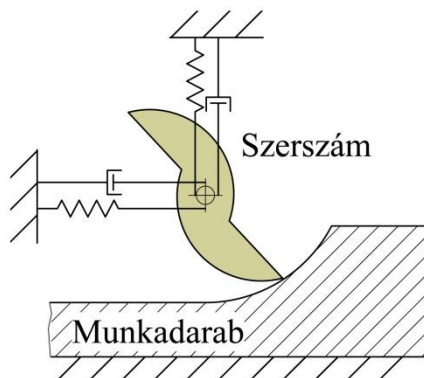
numerikusan vizsgáljuk a technológiai és megmunkálási paraméterek függvényében egy konkrét ujjmaróra.

2.1. A modell felépítése

Az vizsgált mechanikai modellben (1. ábra) a munkadarabot merev testnek, a szerszámot két-szabadságfokú rezgő rendszernek tekintjük. Az első mechanikai modell esetében a forgácsoló főmozgást és az előtoló mellékmozgást is a szerszám végzi Ω szögsebességgel és

$$v_f = \frac{f_z \cdot N \cdot \Omega}{2 \cdot \pi} \quad (1)$$

előtoló sebességgel, ahol f_z a fogankénti előtolás (az egy fogra jutó előtolás mértéke) és N a fogszám.



1. ábra: Első mechanikai modell, rugalmas szerszám és merev munkadarab

Paraméterek: $N = 2$ fogszám

A szerszám mozgás leírásához $\mathbf{M}$ tömeg-, $\mathbf{K}$ csillapítási-, $\mathbf{S}$ merevségi mátrixokat használunk. A szerszámgép – szerszám - munkadarab, mint mechanikai rendszer sok sajátfrekvenciával és lengésképpel rendelkezik, a mátrixok ennek megfelelően sok szabadságfokkal rendelkező rendszert írnak le. A dolgozat első felében mi alacsony szabadságfokú modellt használunk, amelyben csak a domináns sajátfrekvenciákat vesszük figyelembe. A legtöbb esetben az első két szabadságfok figyelembevételével megfelelő pontosságú eredményekhez juthatunk, főképp hosszú vékony (ujjszerű) marók esetén, mivel

ilyenkor a domináns frekvencia tipikusan a szerszám rezgéséből adódik. Ilyenkor ez, mint befogott rúd modellezhető.

Esetünkben a szerszámot 2 szabadságfokú rendszerként írjuk le az alábbi mátrixokkal:

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} m_x & 0 \\ 0 & m_y \end{bmatrix}; \quad \mathbf{K} = \begin{bmatrix} k_x & 0 \\ 0 & k_y \end{bmatrix}; \quad \mathbf{S} = \begin{bmatrix} s_x & 0 \\ 0 & s_y \end{bmatrix}, \quad (2)$$

ahol m_x, m_y a tömeg, k_x, k_y a csillapítási tényező, s_x, s_y a szerszám merevségét jelenti.

Ha csak a hosszú ujjyszerű szerszám rezgéseit vesszük figyelembe, akkor a hengerszimmetrikus szerszám miatt a mátrixok jó közelítéssel diagonálisak, valamint az első két irányhoz (x és y) tartozó sajátfrekvenciák közel azonosak. Ezeket ki tudjuk mérni modális analízis segítségével.

A szerszám tengelyének mozgását leíró mozgásegyenlet a következőképpen adható meg mátrixos formában

$$\mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}}(t) + \mathbf{K}\dot{\mathbf{q}}(t) + \mathbf{S}\mathbf{q}(t) = \mathbf{F}(t), \quad (3)$$

ahol, $\mathbf{q} = [x \ y]^T$; a szerszámközpont mozgását leíró általános koordináta és $\mathbf{F}(t)$ a gerjesztő erő vektora.

Modellünkben az $\mathbf{F}(t)$ gerjesztő erőt a periodikusan változó forgácsoló erő adja. A forgácsoló erő az anyagleválasztás során fellépő szerszámra ható erő, melynek periodikus mivoltát a szakaszos forgácsleválasztás, az egyes fogak munkadarabba történő be- és kilépése adja. A következő alfejezetben a forgácsolási erőt mutatjuk be.

2.2. Forgácsolási erő

Korábbi Bsc Szakdolgozatomban [2] már részletesen kifejtettem egyenes élű szerszámra a forgácsoló erő alakulását, így ezt itt csak nagy vonalakban tárgyaljuk.

A dolgozatban a forgácsoló erő modellezésére a gyakorlatban elterjedt lineáris erőmodellt alkalmazzuk, azaz a forgácsoló erő nagyságát arányosnak feltételezzük a pillanatnyi forgácsvastagsággal és forgács szélességgel. [5, 7, 9, 10, 11]

Az i -edik fogra jutó forgácsoló erőt két komponensre, $F_{t,i}$ érintő, és $F_{r,i}$ sugárirányú összetevőkre bontjuk. Modellünkben a két erő arányát bevett szokás alapján k_r arányossági számmal írjuk le, amely egy jó közelítésnek mondható.

$$k_r = \frac{F_r}{F_t} = \frac{K_r}{K_t}, \quad (4)$$

ahol K_r és K_t radiális és tangenciális vágási tényezők, amelyek anyagtól, szerszámgeometriától és megmunkálási paraméterektől függő együtthatók. Ezen együtthatók meghatározhatóak egy több technológiai konfigurációból álló mérési sorozattal fajlagos erőmérés segítségével [12]. Egy, a későbbiekben tárgyalt lemezmodell validálása érdekében, méréssel is meghatároztuk egy adott teszt példára.

Több foggal rendelkező szerszám esetén az egyes fogakra vonatkozó változókat i indexszel jelöljük. ($i \in \mathbb{N}$)

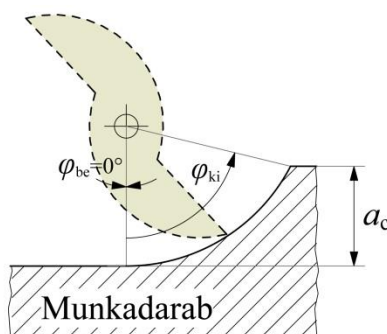
Egy fogra jutó erő az adott foghoz rögzített koordináta rendszerben a következőképpen adható meg:

$$\mathbf{F}_{\text{Tool},i}(t) = \begin{bmatrix} F_{t,i}(\varphi_i(t)) \\ F_{r,i}(\varphi_i(t)) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_t \\ K_r \end{bmatrix} h_{c,i}(\varphi_i(t)) w g_i(\varphi_i(t)). \quad (5)$$

Az egyenletben $\varphi_i(t)$ egy adott szerszámél pillanatnyi szögelfordulása a kiindulási állapothoz képest. w a forgács szélesség. $g_i(\varphi_i(t))$ a kapcsoló függvény, amely meghatározza, hogy az adott szerszámél vág vagy sem. Értéke 1, amikor a szerszám él pillanatnyi pozíciója beleesik a vágási tartományba és 0, amikor az adott szerszámél nem forgácsol. Végül $h_i(\varphi_i(t))$ az adott fog által mart pillanatnyi forgácsvastagság, melynek két komponense van. A statikus és a dinamikus forgácsvastagság. A statikus forgácsvastagságot a szerszámél munkadarabhoz viszonyított pályája határozza meg, a fogankénti előtolás szerszámélre vett vetülete adja:

$$h_{c,i}(\varphi_i(t)) = f_z \sin(\varphi_i(t)). \quad (6)$$

A dinamikus forgácsvastagság, a regeneratív hatásból keletkezik. „A regeneratív hatás a forgácsleválasztásból, a szerszám és munkadarab relatív dinamikai tulajdonságaiból és a munkadarab vagy a szerszám főmozgásából ered. Ennek során a szerszám egy élszegmense egy megfelelő másik él által már megmunkált felületet vág, ahol a felület a szerszám múltbeli rezgésből származó mintázatot tartalmaz.” [13] Ezt a folyamatot időképlettel differenciál egyenlettel írhatjuk le, amely meghatározza a mozgás stabilitását [4, 5, 6]. A jelenséget ebben a dolgozatban nem modellezzük.



2. ábra: Be- és kilépési szög ellenirányú marás esetén

2.3. Egyenes élű szerszám

Egyenes élű szerszám esetén az $\mathbf{F}(t)$ forgácsoló erőt a következőképpen írjuk fel az x - y koordináta-rendszerben:

$$\mathbf{F}(t) = \sum_{i=1}^N \begin{bmatrix} F_{x,i} \\ F_{y,i} \end{bmatrix} = \sum_{i=1}^N \mathbf{F}_{\text{Tool},i}(t) \begin{bmatrix} \cos(\varphi_i(t)) & \sin(\varphi_i(t)) \\ \sin(\varphi_i(t)) & -\cos(\varphi_i(t)) \end{bmatrix}. \quad (7)$$

Az egyenletben az egyes fogankénti erők N fogszám esetén összeadódnak valamint az (5) egyenletet át kell transzformálnunk a munkadarabhoz rögzített x - y koordináta rendszerbe.

2.4. Csavartélű szerszám

Csavartélű szerszám esetén adott forgácsoló él pillanatnyi helyzete függ a z axiális iránytól. Ezt a függést az alábbi egyenlet írja le

$$\varphi_i(t, z) = \Omega t - \frac{2\pi z}{pN} + \frac{2\pi i}{N}, \quad (8)$$

ahol $\varphi_i(t, z)$ egy adott szerszámél pillanatnyi elfordulása a kiindulási állapothoz képest, Ω a szerszám szögsebessége, p a fogankénti menetemelkedés, N a szerszám fogainak száma. Egyenes élű szerszám esetén $p = \infty$ –ből adódóan a pillanatnyi forgácsoló él helyzete állandó a z axiális tengely mentén.

Mivel a szerszám z axiális tengelye mentén forogva mar, így a forgácsolásban lévő éle mentén z irányban megoszló erő ébred. Ennek leírásához a szerszámot axiális tengelye mentén infinitezimális kis elemi dz komponensekre bontottuk fel. Ebből adott i foghoz tartozó dz elemi szakaszra vonatkoztatott $d\mathbf{F}_{\text{Tool},i}(t, z)$ elemi forgácsolóerő hasonló módon számítandó, mint egyenes élű szerszám esetén (lásd (5) egyenlet):

$$d\tilde{\mathbf{F}}_{\text{Tool},i}(t, z) = \begin{bmatrix} dF_{t,i}(\varphi_i(t, z)) \\ dF_{r,i}(\varphi_i(t, z)) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} K_t \\ K_r \end{bmatrix} h_{c,i}(\varphi_i(t, z)) g_i(\varphi_i(t, z)) dz. \quad (9)$$

Ezt az elemi erőt z irányban a szerszám axiális tengelye mentén integrálva megkapjuk az adott fogra jutó forgácsolási erőt. Véges számú diszkrétizált értékek miatt az integrálást MATLAB-ban numerikus integrálás váltja fel, ahol dz –ből Δz lesz, melyet a szimulációk során 0,05 [mm]-nek választottunk, így kellően finom felbontású eredményeket kaptunk.

$$\tilde{\mathbf{F}}_{\text{Tool},i}(t) = \int_0^{w_{\max}} d\tilde{\mathbf{F}}_{\text{Tool},i}(t, z) dz = \begin{bmatrix} K_t \\ K_r \end{bmatrix} \int_0^{w_{\max}} h_{c,i}(\varphi_i(t, z)) g_i(\varphi_i(t, z)) dz. \quad (10)$$

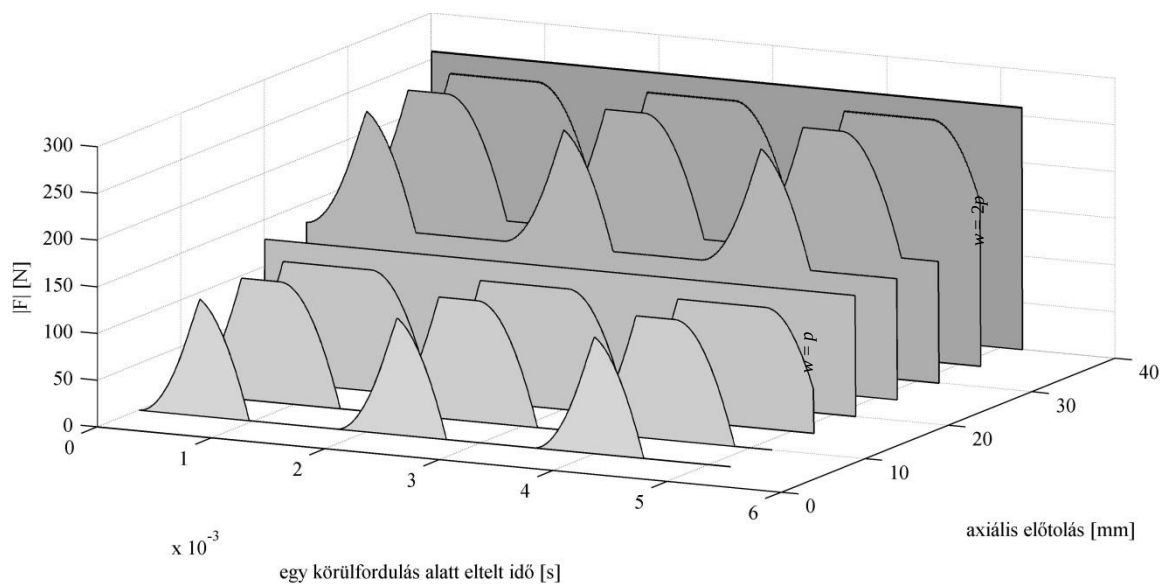
Bizonyos axiális fogásmélységek esetében, amikor $z = p$, a forgácsoló élek lefednek egy teljes körülfordulási periódust. Ezen axiális fogásmélységeknél időben konstans forgácsolóerő ébred. A szerszámél menetemelkedésének periodikusságából könnyen belátható, hogy $z = 1p$,

$2p, 3p, \dots k p$, ahol $k \in \mathbb{N}^+$, esetén konstans forgácsolóerő fog ébredni. Ezt szemlélteti a 3. ábra.

Az egyes fogankénti erők N fogsám esetén összeadódnak valamint az (10) egyenletet át kell transzformálnunk a munkadarabhoz rögzített koordináta rendszerbe.

$$\tilde{\mathbf{F}}(t) = \sum_{i=1}^z \tilde{\mathbf{F}}_{\text{Tool},i}(t) \begin{bmatrix} \cos(\varphi_i(t,z)) & \sin(\varphi_i(t,z)) \\ \sin(\varphi_i(t,z)) & -\cos(\varphi_i(t,z)) \end{bmatrix}. \quad (11)$$

A (3) mozgásegyenlet több szabadságfokú másodrendű lineáris differenciál egyenletet. Ennek a differenciálegyenletnek a megoldása írja le a szerszám középpontjának mozgását, melyből definiálható a szerszámélek pályája, amely kialakítja a megmunkált felületet. A megoldási módszerünk a Fourier transzformáción alapul, amely segítségével a szerszám középpontjának állandósult állapotbeli mozgását kapjuk meg.



3. ábra: Különböző axiális fogásokban keletkező forgácsolási erő; Paraméterek: $\Omega = 1210$ [rad/s]; $D = 8$ [mm], $p = 20$ [mm], $a_c = 0.1D$, $N = 3$; $f_z = 0.1$ [mm];

2.5. Fourier transzformáció

Korábbi Bsc Szakdolgozatomban [2] már részletesen kifejtettem a Fourier transzformáción alapuló megoldási módszert is, így ez is csak az érthetőség érdekében kerül nagyvonalakban kifejtésre.

Az időben változó jel előállítható különböző frekvenciájú és amplitúdójú harmonikus jelek összességéként. Fourier transzformációnak (későbbiekben $\xrightarrow{\mathcal{F}}$ jelölést használva) nevezzük azt a műveletet, amely megadja egy adott jel ilyen formájú felbontását, azaz a jelet az időtartományból a frekvencia tartományba transzformálja.

A (3) mozgásegyenletet Fourier transzformálva

$$\begin{aligned} \mathbf{M}\ddot{\mathbf{q}}(t) + \mathbf{K}\dot{\mathbf{q}}(t) + \mathbf{S}\mathbf{q}(t) &= \tilde{\mathbf{F}}(t) \xrightarrow{\mathcal{F}} \\ i\omega^2\mathbf{M}\boldsymbol{\chi}(\omega) + i\omega\mathbf{K}\boldsymbol{\chi}(\omega) + \mathbf{S}\boldsymbol{\chi}(\omega) &= \boldsymbol{\phi}(\omega) \end{aligned} \quad (12)$$

egyenletet kapunk. Az egyenletben $\boldsymbol{\phi}(\omega)$ a gerjesztőerő- és $\boldsymbol{\chi}(\omega)$ az elmozdulásvektor Fourier transzformáltja. $\boldsymbol{\chi}(\omega)$ -t kiemelve (12) egyenletből és a bal oldalkifejezést átalakítva definiáljuk a dinamikus merevséget:

$$\mathbf{H}(\omega) = i\omega^2\mathbf{M} + i\omega\mathbf{K} + \mathbf{S}, \quad (13)$$

ahol a $\mathbf{H}(\omega)$ mátrix inverze a frekvencia átviteli függvény (receptancia). A (12) egyenletbe behelyettesítve $\mathbf{H}(\omega)^{-1}$ el való szorzás után

$$\boldsymbol{\chi}(\omega) = \mathbf{H}(\omega)^{-1} \boldsymbol{\phi}(\omega) \quad (14)$$

kapunk. $\boldsymbol{\phi}(\omega)$ meghatározása után a (14) egyenletet inverz Fourier transzformálva (későbbiekben $\mathcal{F}^{-1}$) a szerszám középpontjának állandósult állapotbeli mozgását kapjuk $\mathbf{q}(t)$.

A számítás menete tehát a következő: a $\tilde{\mathbf{F}}(t)$ gerjesztő erő $\xrightarrow{\mathcal{F}}$ $\boldsymbol{\phi}(\omega)$ kapunk, melyet a $\mathbf{H}(\omega)$ dinamikus merevség inverzével szorozva adódik a szerszám középpont elmozdulásvektorának Fourier transzformáltja $\boldsymbol{\chi}(\omega)$. Ezt $\mathcal{F}^{-1}$ a szerszám középpontjának állandósult állapotbeli mozgását kapjuk $\mathbf{q}(t)$.

Számításaink során MATLAB programot használva mintavételezett diszkrét értékekkel dolgozunk. Ennek tükrében Fourier Transzformáció helyett *Gyors Fourier Transzformációt* (Fast Fourier Transform – későbbiekben $\xRightarrow{\text{FFT}}$) alkalmazunk. Az $\xRightarrow{\text{FFT}}$ egy adott időintervallumon 2^n számú mintavételezést használ. Minél sűrűbb ez a mintavételezés ugyanarra az időintervallumra, annál pontosabb megoldást kapunk. A pontosságot befolyásoló másik tényező, hogy a Fourier komponensek közül mennyit veszünk figyelembe. A mintavételezés minőségének és a számba vett Fourier komponensek hatásának vizsgálatával részletesen foglalkoztam a szakdolgozatomban [2], így a TDK dolgozatban ez sem kerül bővebb kifejtésre.

Az előbbiekben tárgyalt gondolatmenetet alkalmazzuk annyi különbséggel, hogy $\xRightarrow{\mathcal{F}}$ és $\xRightarrow{\mathcal{F}^{-1}}$ helyett $\xRightarrow{\text{FFT}}$ és *inverz Gyors Fourier Transzformációt* (későbbiekben $\xRightarrow{\text{iFFT}}$) használunk. Ezek alapján a számítás menetét a 4. ábra szemlélteti.

$$\begin{array}{c} \mathbf{F}(t) \xRightarrow{\text{FFT}} \boldsymbol{\Phi}(\omega) \\ \downarrow \mathbf{H}(\omega)^{-1} \\ \mathbf{q}(t) \xleftarrow{\text{iFFT}} \boldsymbol{\chi}(\omega) \end{array}$$

4. ábra: Megoldási módszer FFT-t használva

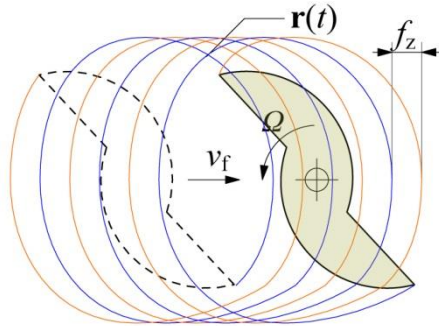
Számításaink során nem vesszük figyelembe az összes Fourier komponenst, mivel a tapasztalat azt mutatja, hogy az első néhány tucat felhasználásával is kellően pontos eredményt kapunk, és ezáltal a számításainkat felgyorsíthatjuk.

2.6. A szerszámél pályája

A kialakított munkadarab felületét a marószerszám éleinek pályái határozzák meg. Feladatunk ennek a felületnek a pontos leírása. A szerszámél mozgását körmozgással és előtoló mozgással írhatjuk le, valamint erre szuperponálódik a szerszám tengelyének rezgése.

Az $\mathbf{r}_i(t)$ rezgés nélküli adott szerszámél mozgást (5. ábra) csavartél esetén az alábbi egyenlettel írhatjuk le:

$$\mathbf{r}_i(t,z) = \begin{bmatrix} R \cos(\varphi_i(t,z)) + v_f t \\ R \sin(\varphi_i(t,z)) \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} R \cos(\varphi_i(t,z)) + \frac{f_z N \Omega}{2\pi} t \\ R \sin(\varphi_i(t,z)) \end{bmatrix} \quad (15)$$



5. ábra: Szerszámél pályák rezgés nélküli esetben

A rezgést figyelembe véve a következő egyenlet írja le adott szerszámél mozgását

$$\mathbf{f}_i(t,z) = \mathbf{r}_i(t,z) + \mathbf{q}(t,z) \quad (16)$$

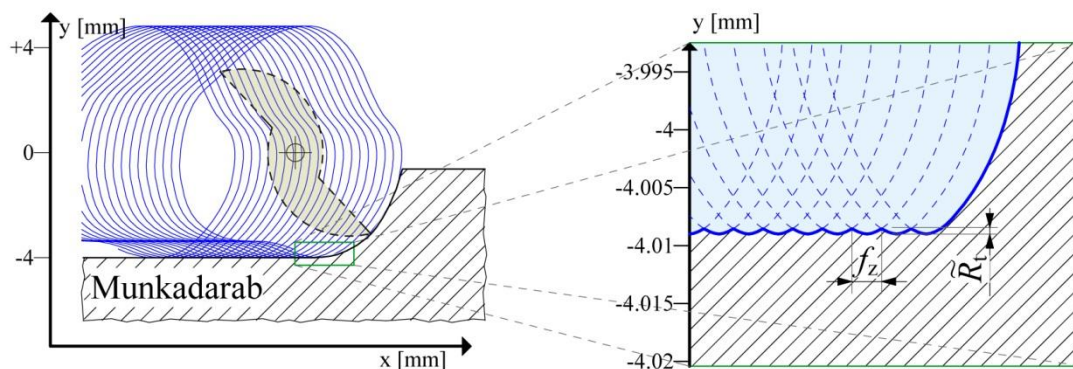
ahol $\mathbf{f}_i(t)$ az i -edik szerszámél mozgása.

2.7. Kialakult felület paramétere

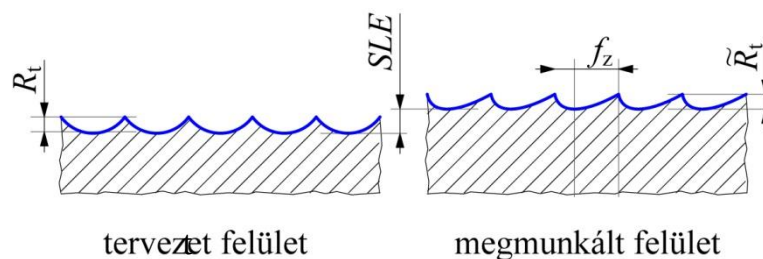
A munkadarab megmunkált felülete a szerszámél lenyomatából keletkezik (lásd 6. ábra). Egyenesélű szerszám esetén 2 féle paraméterrel jellemezzük a kialakult felületet. Az első az úgynevezett *Surface Location Error (SLE)*, amely a tervezett és megmunkált felület közötti legnagyobb eltérés (lásd 7. ábra). Ez egy állandó eltolódási hiba a felületre merőleges y irányban. A második az R_t felületi érdesség, amely a legmagasabb profilhegy és legalacsonyabb profilvölgy közti távolság.

$$\text{SLE} = \min(f_{y,i}(t)) + R, \quad (17)$$

ahol $f_{y,i}(t)$ az adott szerszámél pályájának y irányú komponense.



6. ábra: Periodikusan gerjesztett szerszámél pálya (bal) és az él lenyomatából keletkező felületi hibák kialakulásának szemléltetése (jobb)



7. ábra: Mart felületen létrejövő felületi hibák (felületi eltolódás – SLE és felületi érdesség – R_t szemléltetése rezgésmentes (bal) és periodikus erőgerjesztett rezgés (jobb) esetén

Csavartélű szerszám esetén a felületi érdesség és a felületi eltolódási hiba z irányban változik, annak függvényei. Ennek következtében a felületet az előtolás és a szerszám axiális tengelye mentén 3 felületi paraméterrel jellemezzük. A legnagyobb felületi eltolódási hiba mérőszáma az $MSLE$ (*Maximum Surface Location Error*) az alábbi képlettel számítható:

$$MSLE = \max (SLE (z)). \quad (18)$$

A felületi érdesség a két irány szerint két komponensre van bontva. Az egyik komponens az előtolás irányában az R_{tx} felületi érdesség, amely a legmagasabb profilhegy és a legalacsonyabb profilvölgy közti távolság. A másik komponens a szerszám axiális iránya mentén kialakuló felületi hullámosságból ered, amely axiális irányban a legmagasabb profilhegy és legmélyebb profilvölgy közötti távolság.

Tehát axiális irányú felületi érdesség:

$$R_{tz} = \max (SLE (z)) - \min (SLE (z)). \quad (19)$$

A gyakorlatban általában kis axiális fogásvételek esetén ez a hullámosság nem szembetűnő, azonban érdemes ismernünk, mivel a *SLE*-vel ellentétben ez nem küszöbölhető ki. Az *SLE* felületi eltolódási hiba korrigálható azáltal, hogy ha az ismert eltolódási hibával módosítjuk a szerszám pályáját.

2.8. Felületi hibák a fordulatszám és az axiális előtolás függvényében

A következő fejezetben azt vizsgáljuk, hogy a megmunkálás paraméterei milyen hatást gyakorolnak a kialakult felületi hibára. Ezt a vizsgálatot egy konkrét szerszámmra végzem el. Szakdolgozatom készítése során nem nyílt lehetőség egy szerszám dinamikai paramétereinek, mint tömeg-, csillapítási- és merevségi mátrixok kimérésére, így ezeket az értékeket [14]-ből vesszük.

$$\mathbf{M} = \begin{bmatrix} 0,01986 & 0 \\ 0 & 0,02008 \end{bmatrix} [\text{kg}]; \quad \mathbf{K} = \begin{bmatrix} 1,60312 & 0 \\ 0 & 1,15569 \end{bmatrix} \left[\frac{\text{Ns}}{\text{m}} \right];$$

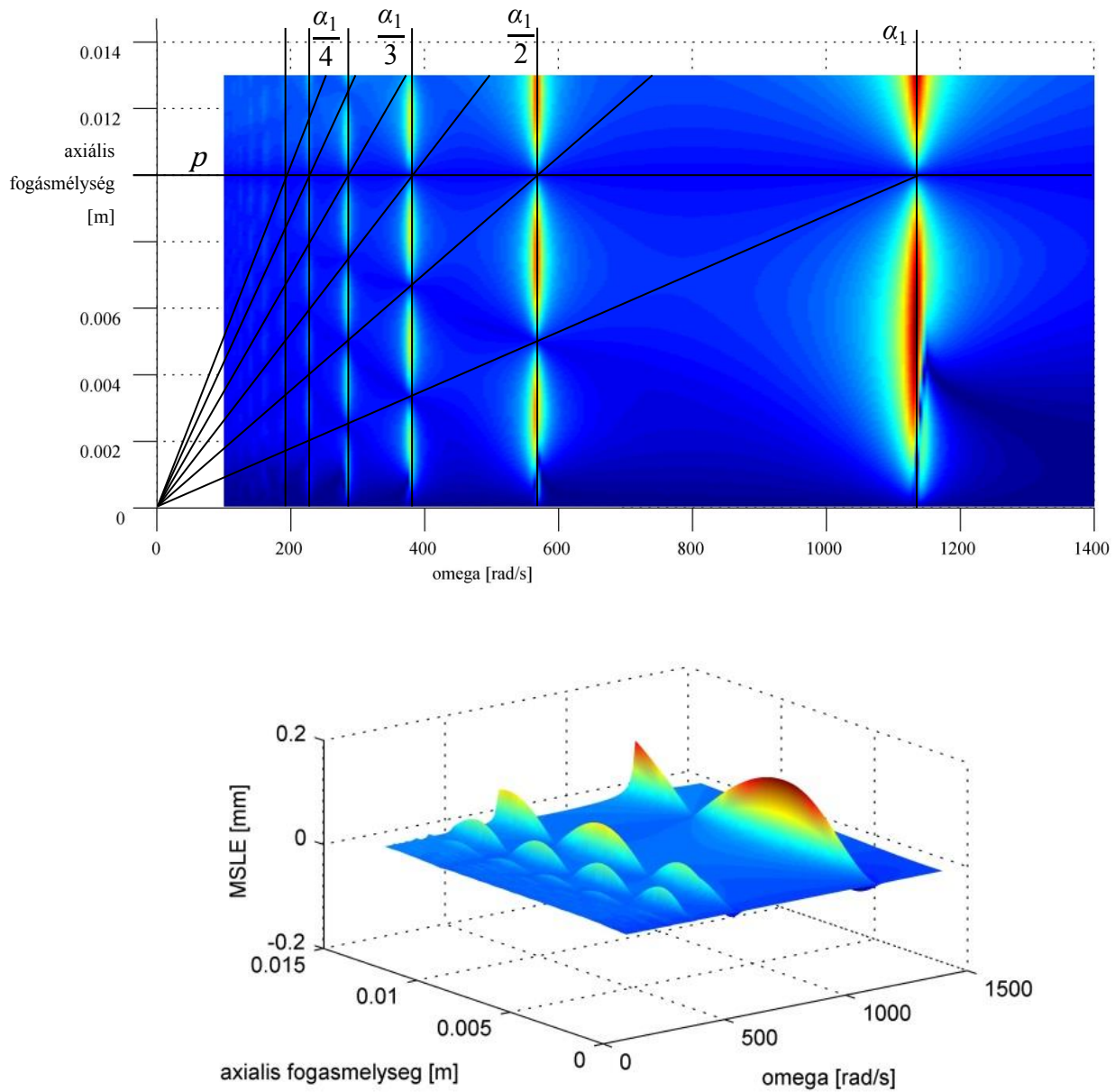
$$\mathbf{S} = \begin{bmatrix} 408066 & 0 \\ 0 & 413445 \end{bmatrix} \left[\frac{\text{N}}{\text{m}} \right]$$

Tangenciális és radiális vágási tényezők:

$$K_t = 6,44 \cdot 10^8 \left[\frac{\text{N}}{\text{m}^2} \right]; \quad K_r = 2,369 \cdot 10^8 \left[\frac{\text{N}}{\text{m}^2} \right].$$

Első- és második sajátfrekvenciája hengerszimetriából adódóan nagyon közel esnek egymáshoz ($\alpha_1 \approx \alpha_2 \approx 4530$ [rad/s]).

A 8. ábra a szerszám szögsebesség és az axiális fogásmélység függvényében a felületi hiba alakulását mutatja meg. Látható, hogy ha a gerjesztést adó Ω szögsebesség egyik felharmonikusa ($\Omega, 2\Omega, 3\Omega, \dots$) a szerszám egyik α sajátfrekvenciájának közelébe esik, akkor rezonancia lép fel, mely esetben nagyobb *SLE* felületi hiba adódik. Valamint látható, hogy bizonyos axiális fogásmélységeknél, ahol konstans erő ébred, vagy nem alakul ki rezonáns gerjesztés, kis felületi hiba tartozik. Ezen felületi hiba alakulásával részletesen foglalkozik [8]



8. ábra: Kialakult *MSLE* csavartélű szerszám esetén a fordulatszám és axiális előtolás függvényében; felülnézeti (fent) és perspektív (lent) ábrázolás - az ideális megmunkálási párok fekete vonallal jelölve; Paraméterek: $D = 8$ [mm], $p = 10$ [mm], $a_c = 0,05D$, $N = 4$; $f_z = 0,1$ [mm]

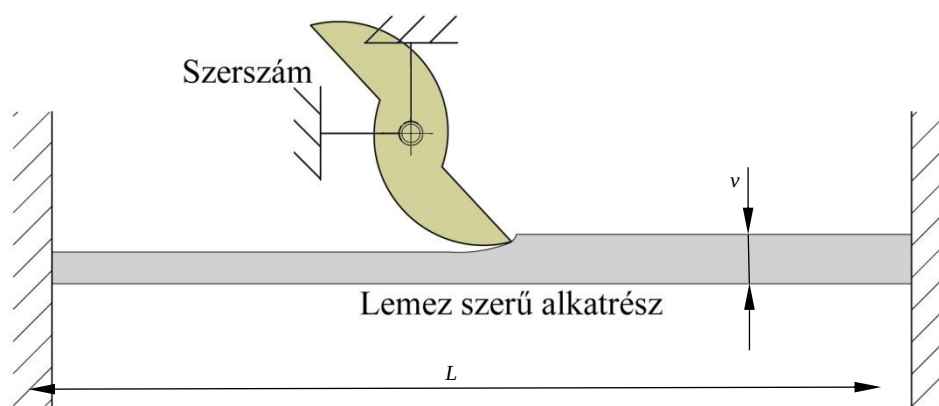
3. Rugalmas lemez jellegű modell

A dolgozat első felében vizsgált merev munkadarab mechanikai modell jól működik, ha a szerszámhoz képest a munkadarab nagy kiterjedésű, tömör, robosztus test. Ebből adódóan az erőgerjesztett rezgésből keletkezett elmozdulások a munkadarabon elhanyagolhatóak a szerszámhoz képest.

Ha azonban a munkadarab dinamikai tulajdonságai nem elhanyagolhatóak a szerszámhoz képest (pl.: lemez vagy rúd jellegű alkatrész), akkor az erőgerjesztett rezgésből származó hatásokat a munkadarabon is figyelembe kell venni. Ebben a fejezetben a munkadarab rezgéséből származó felületi hiba alakulását próbáljuk meghatározni.

Számításaink során a lemez jellegű munkadarabot olyan testtel modellezzük, melynek keresztmetszeti méretei (v vastagsága és w szélessége) elhanyagolhatóak a hosszirányú mérete mellett. Vizsgálatunk során azt szeretnénk meghatározni, hogy a lemez L hossza mentén hogyan változik az *SLE* felületi eltolódási hiba a marás során. Ehhez a munkadarabot Végeselem Módszerrel modellezzük.

Második mechanikai modellünkben tehát a szerszámot merevnek, a munkadarabot rugalmas testnek tekintjük (lásd 9. ábra).



9. ábra: Második mechanikai modell, merev szerszám és rugalmas lemezalkatrész

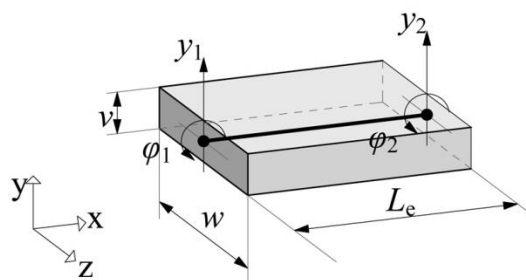
3.1. Végeselemes módszer

Vizsgálatunk során a lemezt teljes w szélessége mentén marjuk és feltételezzük, hogy ebből következően a lemez a hossz tengelye körül nem csavarodik. Így esetünkben a lemezt rúdmodellként síkbeli gerendaelemekkel modellezzük. Egyéb esetben (pl.: nem a teljes w szélesség mentén marvánk) összetettebb végeselemes lemezmodellre vagy testmodellre lenne szükség.

Fontos megjegyezni, hogy ilyen jellegű lemezalkatrészeknél már néhány fogásból vett marás esetén is jelentősen csökken a lemez eredeti v vastagsága - „fogy el” az anyag -, ennek megfelelően változnak annak dinamikai jellemzői (merevsége, sajátfrekvenciái). Mivel jelen dolgozat marási kísérleteinél egy lemezalkatrészt csak egy fogásban munkálunk meg, így ez a hatás csekély, és az elméleti modellekben nem vesszük figyelembe. Azonban [2] szakdolgozatomban már készítettünk olyan modellt, melyben ezt a változó dinamikát a számítás leköveti.

A [2] szakdolgozatban került sor a jelenlévőhöz hasonló VEM modell felépítésének részletes leírására, valamint egyenes élű szerszám által mart lemez felületi paramétereinek részletes vizsgálata található. Jelen TDK dolgozatban ezt, mint alapmodellt bővítjük ki a csavartélű erőmodell felhasználásával, így nyerve a lemez felületén kialakult térbeli mintázatot.

A munkadarab dinamikai jellemzőit leíró $\mathbf{M}$ tömeg-, $\mathbf{K}$ csillapítási- és $\mathbf{S}$ merevségi mátrixokat Végeselem Módszerrel építjük fel (lásd 12. ábra). A kontinuum lemezmodellt véges számú elemi részre bontjuk, leírására síkbeli gerendaelem típust választunk. A síkbeli gerendaelemet csak y irányú elmozdulással és φ szögelfordulással jellemezzük (lásd 10 ábra). Ez számunkra elegendő, mivel a rezgésből keletkező felületi hiba is y irányú elmozdulásból származtatott. Az egyes gerendaelemek dinamikai viselkedését $\mathbf{M}_e$ elemi tömeg- és $\mathbf{S}_e$ elemi merevségi mátrixokkal írjuk le [15] alapján (lásd 11. ábra). Az elemi mátrixokat a lemez topológiájának megfelelően $\mathbf{M}_g$ globális tömeg- és $\mathbf{S}_g$ globális merevségi mátrixokká alakítjuk. A geometriai kényszereknek megfelelően (kísérletünkben két végén befogott lemez) a megfelelő szabadságfokok elvétele után $\mathbf{M}_k$ kondenzált tömeg- és $\mathbf{S}_k$ kondenzált merevségi mátrixokat hozunk létre (lásd 13. ábra).

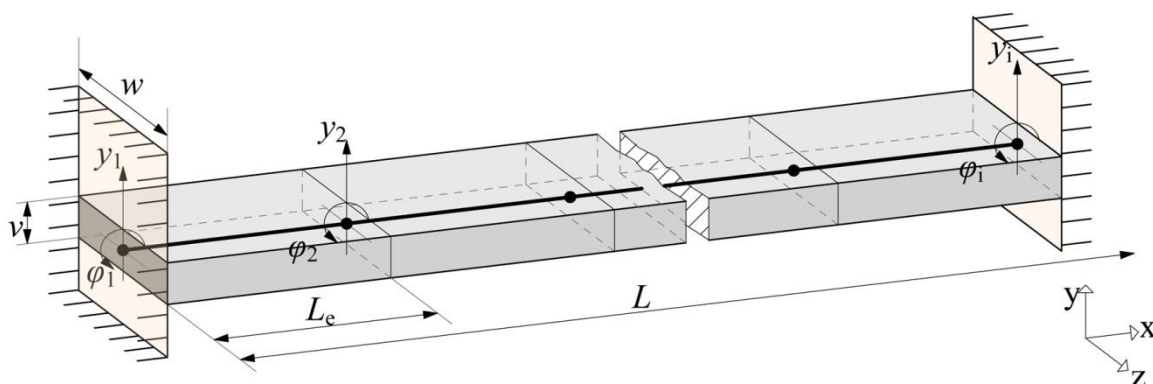


10. ábra: Síkbeli gerendaelem, ahol y_1 és y_2 a gerendaelem csomópontjainak y irányú elmozdulásai, ϕ_1 és ϕ_2 a gerendaelem csomópontjainak z tengely körüli szögelfordulásai, w a lemez szélessége, v a lemez vastagsága, L_e a síkbeli gerendaelem hossza

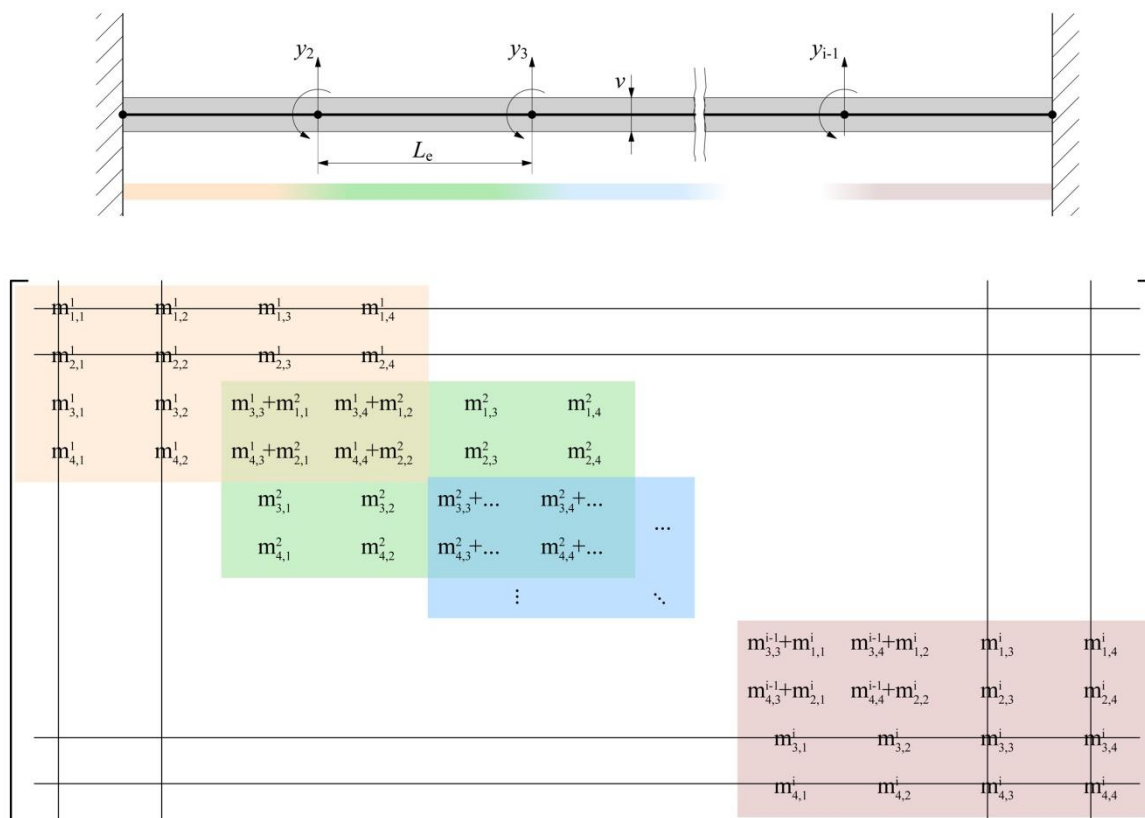
Síkbeli gerendaelem $\mathbf{M}_e$ elemi tömeg- és $\mathbf{S}_e$ merevségi mátrixa. A mátrixok sorai mellett és oszlopai felett jelöljük az adott sorhoz és oszlophoz tartozó szabadságfokokat. A mátrixokban I_z a lemez z tengelyre számított másodrendű nyomatéka: $I_z = \frac{v^3 w}{12}$, v a lemez vastagsága, w a lemez szélessége (lásd 12. ábra), E a rugalmassági modulus, ρ a munkadarab sűrűsége és A a lemez keresztmetszete: $A = v w$.

$$\mathbf{M}_e = \frac{\rho A L_e}{420} \begin{matrix} & \begin{matrix} y_1 & \phi_1 & y_2 & \phi_2 \end{matrix} \\ \begin{matrix} y_1 \\ \phi_1 \\ y_2 \\ \phi_2 \end{matrix} & \begin{bmatrix} 156 & 22L_e & 54 & -13L_e \\ 22L_e & 4L_e^2 & 13L_e & -3L_e^2 \\ 54 & 13L_e & 156 & -22L_e \\ -13L_e & -3L_e^2 & -22L_e & 4L_e^2 \end{bmatrix} \end{matrix} \begin{matrix} y_1 \\ \phi_1 \\ y_2 \\ \phi_2 \end{matrix}$$

$$\mathbf{S}_e = \frac{I_z E}{L_e^3} \begin{matrix} & \begin{matrix} y_1 & \phi_1 & y_2 & \phi_2 \end{matrix} \\ \begin{matrix} y_1 \\ \phi_1 \\ y_2 \\ \phi_2 \end{matrix} & \begin{bmatrix} 12 & 6L_e & -12 & 6L_e \\ 6L_e & 4L_e^2 & -6L_e & 2L_e^2 \\ -12 & -6L_e & 12 & -6L_e \\ 6L_e & 2L_e^2 & -6L_e & 4L_e^2 \end{bmatrix} \end{matrix} \begin{matrix} y_1 \\ \phi_1 \\ y_2 \\ \phi_2 \end{matrix}$$



12. ábra: 2 végén befogott rúd sematikus rajza (kísérleti eset) és az alkalmazott VEM modell



13. ábra: Kondenzált tömegmátrix előállításának módszerét szemléltető ábra két végén befogott lemez esetén

Eddig nem esett szó a csillapításról. Rayleigh féle arányos csillapítást feltételezve a csillapítási mátrix a következő formában írható fel:

$$\mathbf{K}_k = k_M \mathbf{M}_k + k_S \mathbf{S}_k, \quad (20)$$

ahol k_M és k_S csillapítási arányossági tényezők.

Rayleigh féle arányos csillapítást használva az $\mathbf{M}_k^{-1} \mathbf{S}_k$ mátrix sajátértékei, azaz a rendszer sajátfrekvenciái a karakterisztikus egyenletből számíthatóak:

$$\det(-\alpha^2 \mathbf{M}_k + \mathbf{S}_k) = 0. \quad (21)$$

Sajátvektorai, a lengésképek, pedig:

$$(-\alpha_i^2 \mathbf{M}_k + \mathbf{S}_k) \mathbf{A}_i = \mathbf{0}. \quad (22)$$

3.2. Felületi hiba a lemez mentén

Ebben az alfejezetben a megmunkált lemez felületét jellemző paraméterek meghatározása a célunk. A felületi paraméterek a lemezen kialakult mintázatból származtatott mennyiségek. Ezt a mintázatot a marószerszámél és a lemez egymáshoz képesti relatív helyzetéből számítjuk. Jelen modellünkben ennek elvégzéséhez a lemez rezgését a (23) mozgásegyenletből meghatározzuk és szerszámél pályát generálunk (16).

A lemez középvonal mozgását leíró mozgásegyenlet a következőképpen néz ki:

$$\mathbf{M}_k \ddot{\mathbf{q}}_{le}(t) + \mathbf{K}_k \dot{\mathbf{q}}_{le}(t) + \mathbf{S}_k \mathbf{q}_{le}(t) = \tilde{\mathbf{F}}_{le}(t) \quad (23)$$

Az egyenletben a lemez mozgását leíró $\mathbf{q}_{le}(t)$ elmozdulásvektor a lemez csomópontjaihoz tartozó $y(t)$ és $\varphi(t)$ általános koordináták oszlopvektorba rendezve. $\mathbf{M}_k$, $\mathbf{K}_k$ és $\mathbf{S}_k$ mátrixok az előző alfejezetben tárgyalt kondenzált mátrixok. A $\tilde{\mathbf{F}}_{le}$ gerjesztő erőt egy oszlopvektorral írjuk le, melyben a vektor elemei a hozzájuk tartozó megfelelő csomópontok koordinátáit gerjesztik. Mivel a marási folyamat során a szerszám a modellt L hossza mentén egyszerre csak egy pontban gerjeszti a teljes w lemez szélessége mentén, és feltételezzük, hogy nyomtér nem keletkezik.

A gerjesztett pontot tartalmazó $y_i(t)$ csomópontnak megfelelő sorba 2.4. alfejezetben tárgyalt csavartélű szerszámból eredő $\tilde{\mathbf{F}}(t)$ gerjesztőerő (11) y irányú komponense (F_y) fog kerülni, a többi tag pedig zérus. Mivel a szerszám z irányban a lemez teljes w szélessége mentén mar, így a forgácsolásban lévő éle mentén z irányban megoszló erő ébred. Ezt az erőt z irányban a szerszám axiális tengelye mentén összegezzük ($\sum_{i=1}^N \int_0^{w_{\max}} dz$) és a csomópontba redukáljuk, ez gerjeszti meg a VEM modellünk megfelelő csomópontját.

Modellünk esetében az F_y gerjesztőerő a következőképpen néz ki

$$F_y(t) = \sum_{i=1}^N \left(\int_0^{w_{\max}} d\tilde{\mathbf{F}}_{\text{Tool},i}(t,z) dz \right) \mathbf{t}_y(t,z)^T, \quad (24)$$

ahol a $\mathbf{t}_y(t,z)^T$ az y irányú transzformációs vektor

$$\mathbf{t}_y(t,z)^T = \begin{bmatrix} \sin(\varphi_i(t,z)) & -\cos(\varphi_i(t,z)) \end{bmatrix}^T. \quad (25)$$

Az $\tilde{\mathbf{F}}_{le}$ gerjesztővektor előállítását a (25) egyenlet szemlélteti, ahol a második csomópontot gerjesztjük.

$$\mathbf{q}_{le}(t) = [y_1 \ \varphi_1 \ y_2 \ \varphi_2 \ \cdots \ y_n \ \varphi_n]^T \quad (26)$$

$$\tilde{\mathbf{F}}_{le}(t) = \begin{bmatrix} y_1 \ \varphi_1 & y_2 \ \varphi_2 & \cdots & y_n \ \varphi_n \\ 0 & 0 & F_y(t) & 0 & \cdots & 0 & 0 \end{bmatrix}^T \quad (27)$$

A (23) mozgásegyenletet a dolgozat 2.5. alfejezetben tárgyalt Fourier Transzformációs módszerrel oldjuk meg. A számítás menete: a $\tilde{\mathbf{F}}_{le}(t)$ gerjesztőerő vektort Fourier transzformálva $\Phi_{le}(\omega)$ kapunk, melyet a $\mathbf{H}_k(\omega)$ dinamikus merevség inverzével (lásd (14) egyenlet) szorozva adódik a lemez elmozdulásvektorának Fourier transzformáltja $\chi_{le}(\omega)$. Ezt inverz Fourier transzformálva a rúdmodell állandósult állapotbeli mozgását kapjuk $\mathbf{q}_{le}(t)$. A megoldás menetét az alábbi sematikus ábra szemlélteti.

$$\begin{array}{c} \tilde{\mathbf{F}}_{le}(t) \xrightarrow{\text{FFT}} \Phi_{le}(\omega) \\ \Downarrow \mathbf{H}_{le}(\omega)^{-1} \\ \mathbf{q}_{le}(t) \xleftarrow{\text{iFFT}} \chi_{le}(\omega) \end{array}$$

13. ábra: Megoldási módszer FFT-t használva

A lemezen a felületi mintázat azon vonal mentén keletkezik, ahol a marószerszám éppen mar, így a mozgást leíró $\mathbf{q}_{le}(t)$ elmozdulásvektor csak azon tagjának mozgása szükséges, amire a gerjesztőerő éppen hat (ahol a marószár éppen jár).

Ez alapján a gerjesztett pont elmozdulását $y_{ger,j}(t)$ koordinátának neveztük el, ahol j jelenti a gerjesztett csomópont számát.

$$\mathbf{q}_{le} = [y_1 \ \varphi_1 \ y_2 \ \varphi_2 \ \cdots \ y_n \ \varphi_n]^T \rightarrow y_{ger,j}(t) \quad (28)$$

A gerjesztett résznél a felületi hibát a csavartélű szerszámél és a lemez felületének egymáshoz képesti r_{rel} relatív elmozdulásából számítjuk. Ehhez szerszámél pályát generálunk és a rendszer relatív kinematikai vizsgálatát végezzük:

$$\mathbf{r}_{\text{absz}} = \mathbf{r}_{\text{száll}} + \mathbf{r}_{\text{rel}}, \quad (29)$$

ahol $\mathbf{r}_{\text{absz}}$ a lemez, $\mathbf{r}_{\text{száll}}$ pedig a maró éleinek mozgását írja le.

Ha a mozgást a lemezhez rögzített koordináta-rendszerben vizsgáljuk. A (29) egyenlet alapján az y irányú relatív elmozdulás:

$$r_{\text{rel}}(t, z) = r_y(t, z) - y_{\text{ger},j}(t). \quad (30)$$

Az SLE felületi hiba a relatív elmozdulásból a következőképpen számítható ellenirányú marás esetén (29) egyenlet alapján:

$$SLE(z) = \min \left(r_y(t, z) - y_{\text{ger},j}(t, z) \right) + \frac{D}{2}, \quad (31)$$

ahol r_y a szerszámél mozgásának y irányú komponense (lásd (15) egyenlet).

Az előbb vázolt számítás alapján, ha a gerjesztőerővel végigmegyünk x irányban a rúdmodell L hossza mentén minden csomópontot külön egyesével gerjesztve j ciklikus változtatásával, akkor megkapjuk a lemez hossza mentén a felületi mintázatot. Ezen módszer során feltételezzük, hogy a tranziens rezgések hamar elhalnak, azaz az előző csomópontnál számított rezgések nem befolyásolják a következő pontban kapott megoldást. Fontos megjegyezni, hogy ez a nagy eltolási sebesség esetén (ami a gyakorlatban nem jellemző) nem feltétlen teljesül.

Ugyanazt a lemezt minél több elemi részre bontjuk, annál több szabadságfoka lesz a mechanikai rendszerünknek. Az ezzel járó nagyobb mátrixok miatt a $\mathbf{H}_k$ mátrix inverz számítási igény drasztikusan megnő. Ez a felbontás határozza meg a kialakult felület felbontását is –mivel csomópontnak kell lennie ott ahol felületi hibát számolunk számolunk, hogy gerjeszteni lehessen. Átlagosan 40 db elemszámmal számolunk, ami a későbbi futtatások alapján elégségesnek bizonyult.

Ezáltal lemez L hossza mentén alakuló felületi eltolódási hiba az alábbi képlettel számítható.

$$MSLE(z, x) = \max (SLE(z, x)) \quad (32)$$

Az axiális irányba keletkező felületi érdesség pedig:

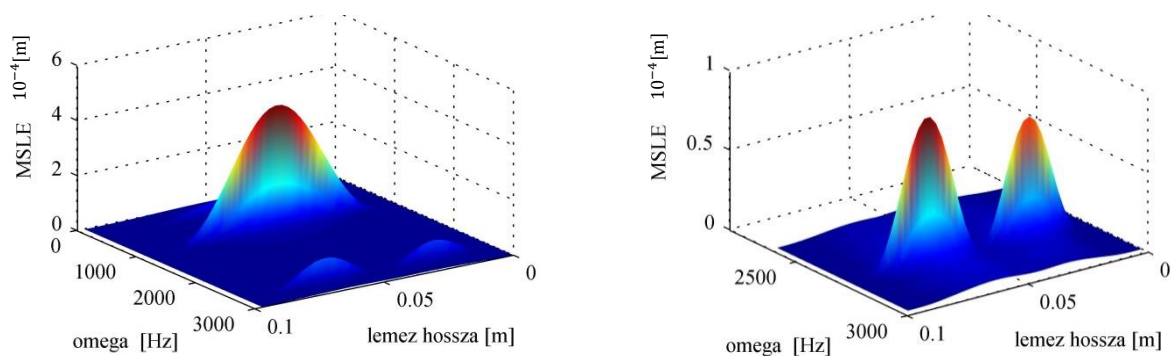
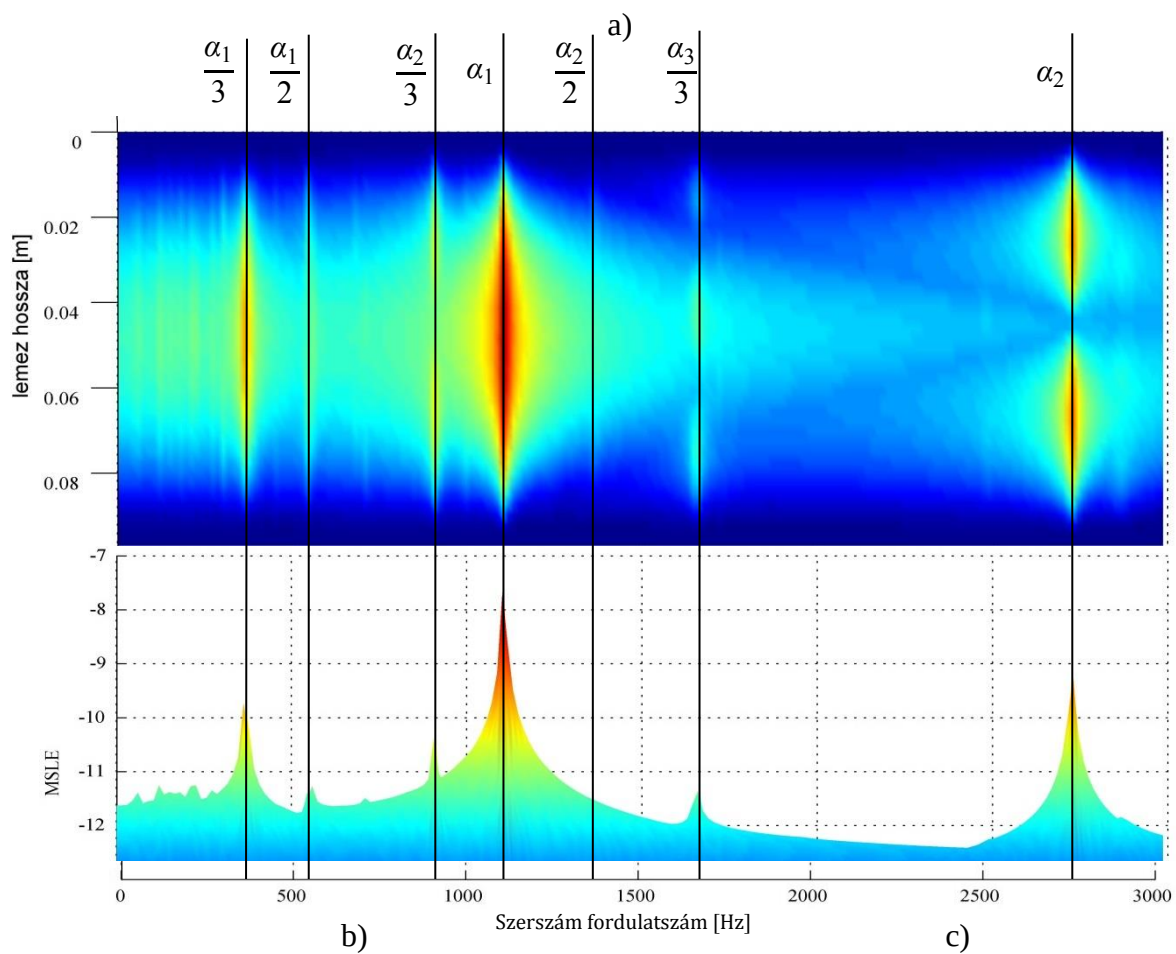
$$R_{tz}(z,x) = \max(SLE(z,x)) - \min(SLE(z,x)), \quad (33)$$

3.3. Szerszám szögsebesség és axiális előtolás hatásának ellenőrzése teszt példán

Ezt követően egy mintapéldán keresztül vizsgáljuk, hogy egy munkadarab esetén a megmunkálás paraméterei milyen hatását gyakorolnak a kialakult felületi hibára. Ezt a vizsgálatot egy konkrét lemezalkatrészre végzzük el. A lemeznek adottak geometriai méretei: szélessége $w = 15$ [mm], vastagsága $v = 3$ [mm], hossza $L = 0,1$ [m]. Anyagjellemzői (alumínium): sűrűsége $\rho = 2933$ [kg/m³], rugalmassági modulusa $E = 70$ [GPa]. Tömeg-, csillapítási- és merevségi mátrixait az előbbieken tárgyalt végeselem módszerrel építem fel 35 darab síkbeli gerendaelemet használva. Rayleigh féle arányossági tényezők: $k_M = 0$ [1/s], $k_S = 2,5 \cdot 10^{-5}$ [s]. Peremfeltételként a rúd a két végén be van fogva. Első két sajátfrekvenciája: $\alpha_1 = 1090$ [Hz] és $\alpha_2 = 2763$ [Hz].

Az $MSLE$ és R_{tz} felületi hiba alakulását a lemez hossza mentén különböző szerszám szögsebességekre a lemez teljes w magassága mentén végigmarva a következő ábrák szemléltetik.

A 15. ábrán a szerszám szögsebességének függvényében az $MSLE$ alakulását mutatja meg a lemez hossza mentén. Az R_{tz} felületi érdesség jellegre azonos alakot vesz fel mint az $MSLE$, így azt külön nem ábrázolom. Látható, hogy ha a gerjesztést adó Ω szögsebesség egyik felharmonikusa a szerszám valamely sajátfrekvenciájának közelébe esik, akkor rezonancia lép fel, mely esetben jelentősen nagyobb $MSLE$ felületi hiba adódik. Az így kapott „vízesés” diagramot a szemléletesebb ábrázolás érdekében felülnézetből a hiba abszolút értékét logaritmikus skála szerint színezve ábrázolja. A felületi hiba az adott sajátfrekvenciához tartozó lengésképhez hasonló alakot vesz fel a lemez hossza mentén. Magasabb sajátfrekvenciákhoz tartozó lengésképek már kombinálódnak az alacsonyabbakkal.



15. ábra: *MSLE* a lemezen; Paraméterek: $D = 8$ [mm], $p = 10$ [mm], $a_c = 0,05D$, $N = 4$; $f_z = 0,05$ [mm]; $k_s = 2.5 \cdot 10^{-7}$ [s]

a) Vízésés diagram, *MSLE* felületi hiba logaritmus skála szerint színezve (felső: felülnézet, középső: oldalnézet)

b) *MSLE* felületi hiba lineáris skálán a teljes lemez mentén

c) 2. sajátfrekvencia közelében

4. Lemezmarási kísérlet

Elméleti számításainkkal megjósolható egy tetszőleges befogással rendelkező tetszőleges lemezalkatrész marása során kialakult felület és az azt jellemző paraméterek. A marási kísérletünk során kialakult felületet és a marás során fellépő rezgéseket kívántuk összevetni a számításainkkal.

Elméleti számításaink során merev szerszám és rugalmas munkadarab rezgéséből keletkező felületet modelleztük. Ennek okán mérési kísérletünkénél is viszonylag merev szerszám és rugalmas munkadarab párra volt szükségünk. Továbbá jól szemléltethető felületi hiba kialakulásához nagy amplitúdójú lemezrezgést céloztunk meg elérni. Ennek érdekében munkadarabnak a szokásos acél vagy alumínium helyett, plexi (polimetil-metakrilát – PMMA) lemezt választottunk, abból kiindulva, hogy a plexi merevsége nagyságrenddel kisebb a szerszáménál. Ezzel a döntéssel a plexi lemezt a szerszámhoz viszonyítva rugalmas testnek, a szerszámot pedig merev testnek feltételezhetjük. Elméleti számításaink validálásához szükséges ismernünk az adott anyagra vonatkozó fajlagos forgácsoló értékeket (legalábbis nagyságrendre helyes közelítő értékét). Várakozásaink szerint plexi anyag esetén ezek a vágási tényezők lényegesen kisebbek, így várhatóan nem ütközünk stabilitási problémákba. Kiválasztott munkadarabunk eredetéről, anyagáról konkrét információink nem álltak rendelkezésre, így szükségesnek véltük a fajlagos forgácsoló erő meghatározását. Ennek eléréséhez néhány fogásban palástmarással lemartunk egy ugyanolyan plexi anyagból készült előgyártmányt, és közben mértük a forgácsolás közben fellépő erőket a Gépgyártástudomány és –technológia Tanszék laboratóriumában. Ezekből a mért erőjelekből kívántuk a forgácsolási tényezőket illeszteni. A forgácsvastagsággal arányos elméleti forgácsolóerő karakterisztikát a vágási tényezők változtatásával illesztettük a mért forgácsolóerő jelre. A mérés során azonban nem várt erőjelet kaptunk, amely runout-ra utalhat. A runout hatását leíró modell található [16] ben, azonban a vizsgálatunk erre a hatásra nem terjedt ki. Végül a forgácsolási tényezőket átlagolt erőjelek illesztésével határoztuk meg.

A plexi lemez anyagára meghatározott vágási tényezőket felhasználva, a megmunkált felület meghatározásához végzett elméleti számításainknál a vártnál sokkal nagyobb lemez rezgések keletkeztek, melyekre már nem érvényesek az elhanyagolásaink. Elvégeztünk egy ilyen lemezmarási kísérletet, amelyben olyan nagy elmozdulások keletkeztek, amik már nem tették lehetővé a kialakult felület érdemi vizsgálatát a modellünk segítségével. Következésképpen a

plexi munkadarab túl lágynak bizonyult, így végül a mérési kísérleteinkhez alumínium anyagból gyártott lemezalkatrészt választottunk munkadarabnak. Anyagát tekintve AlMgSi05, amelyhez a szakirodalom már bőven rendelkezik vágási tényezőkkel, így ezt már nem mértük ki.

Elméleti számítások és a gyakorlati eredmények összevetése érdekében két végén befogott alumínium lemezalkatrészeket annak teljes magasságában L hossz mentén végigmartunk különböző szerszám fordulatszámokon, miközben mértük annak rezgését egy rá erősített gyorsulásérzékelővel.

4.1. Fajlagos forgácsoló erő mérése és illesztése

Megmunkálásunkat KONDIA NCT B640 3 tengelyű NC gépen végeztük. (lásd 16. ábra). A fellépő erőket egy KISTLER 9257B típusszámú 4 piezzo kristállyal rendelkező 8 csatornás erőmérő cellával mértük, melynek jeleit KISTLER Multichannel Charge Amplifier 5070 típusú erősítővel erősítettük és DynoWare software segítségével rögzítettük. Mérésünk során 20kHz frekvenciájú mintavételezéssel 5 másodpercig gyűjtöttük az erőmérő jeleit.

A mérés során a 40x80x19 mm-es befoglaló méretekkel rendelkező előgyártmányunkat az erőmérőre szerelt satu segítségével rögzítettük, majd az egyik oldala mentén y irányban több fogásban lemartuk (lásd 16. ábra). A marás egyenirányú volt, azaz a szerszám vastagabb forgáccsal kezd bele a munkadarabba, amely aztán egyre vékonyodik.

Mérésünket ugyan azon szerszámon végeztük el, állandó fordulatszám és radiális fogásmélység mellett. Az a_e axiális fogásmélységet és a f_z fogankénti előtolást változtatva, mindkettőből 3-3 megmunkálási paraétert kiválasztva 9 mérést végeztünk. A kiválasztott megmunkálási paramétereket rendre az 1. táblázat mutatja.



16. ábra: 3 tengelyű megmunkáló központ és a mérési elrendezés (GTT Tanszék)

Szerszám és megmunkálási paraméterek:

A szerszám átmérője, $D = 8$ [mm],

fogankénti menetemelkedése, $p = 6$ [mm],

szerszám éleinek száma, $N = 4$ [-],

szerszám fordulatszáma, $\Omega = 4125 \text{ [rpm]} = 68.75 \text{ [Hz]} = 431 \text{ [rad/s]}$,

radiális fogásszélesség, $a_e = 0.5 \text{ [mm]}$,

forgácsolási sebesség, 990 [m/perc] ,

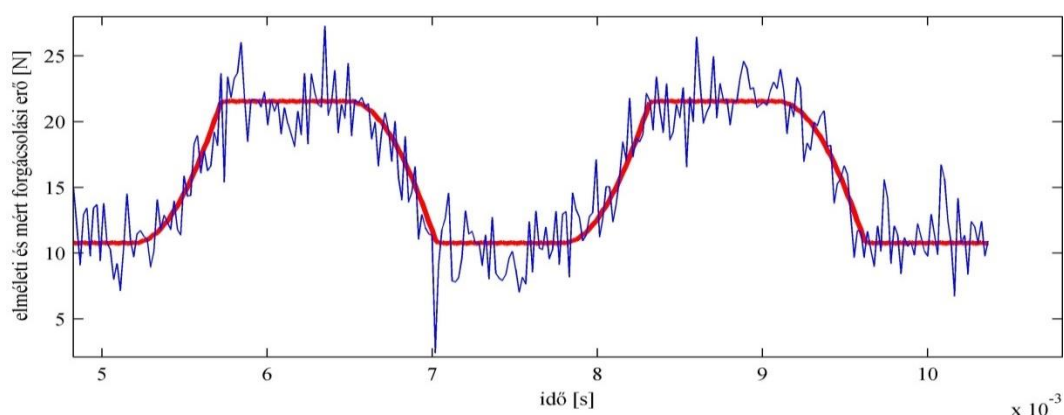
előtolási sebességek rendre $v_f = 1650 \text{ [m/perc]}$, 1237.5 [m/perc] , 825 [m/perc] .

1. táblázat: Megmunkálási paraméterek

marás sorszáma	$a_{p,i} \text{ [mm]}$	$f_{z,j} \text{ [mm]}$		
1., 2., 3.	19	0.1	0.075	0.05
4., 5., 6.	14	0.1	0.075	0.05
7., 8., 9.	9.5	0.1	0.075	0.05

Az elméleti erőmodellünkben a K_r és K_t vágási tényezőket leszámítva, minden technológiai paraméter (Ω , D , p , Z , a_p , a_e , f_z) ismert. Ezekből az ismert paraméterekből szimuláljuk a forgácsvastagsággal arányos elméleti forgácsolóerő karakterisztikát, amelyet a vágási tényezők változtatásával illesztünk a mért erőjelre. Ez az illesztés elméleti modellje a következőkben kerül bemutatásra.

Az elméletileg számított és a mért forgácsolási jel mintavételezett pontjaiban vett értékeinek különbségének normáltját minimalizáljuk. Ezt MATLAB programban 'fminsearch' paranccsal érhető el, mellyel a vágási tényezők véges iteráció után általában bekonvergálnak egy adott értékhez. Az illesztő algoritmusunkat teszteltük egy szimulált erőjelen, amelyet a 17. ábra mutat



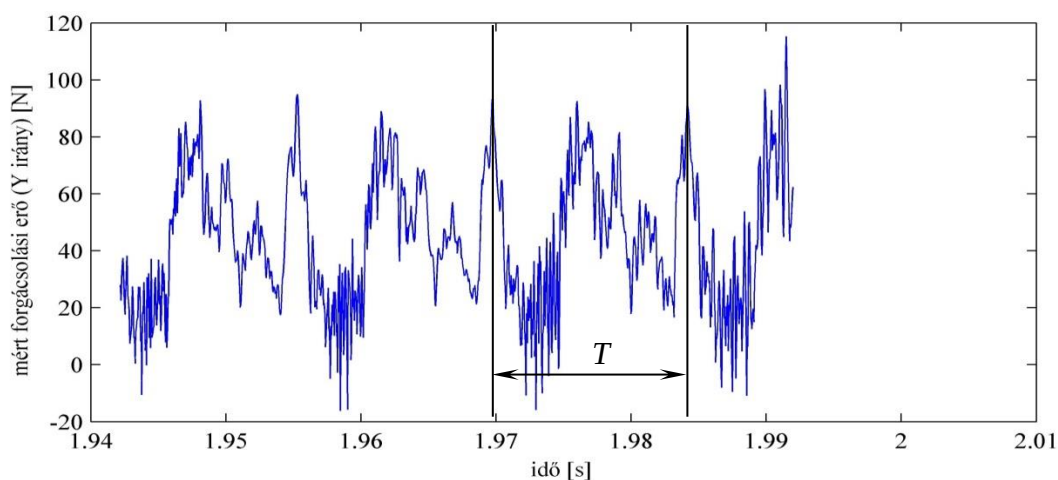
17. ábra: Nagy fluktuációval rendelkező szimulált erőjel– analitikusan számolt + véletlen zaj- (kék vonal) és az általunk illesztett elméleti erőjel (piros vonal)

A mért jelek kiértékelésekor runout jelenségre utaló jelekre figyeltünk fel. 4 élű szerszám révén 1 szerszám körülfordulás alatti periódusban -4 foghoz tartozó- 4 „fűrészfog”-szerűen egyforma mértékben kiugró karakterisztikájú erőjelet vártunk. Az egyformán kiugró „fűrészfogak” helyett különböző mértékben kiugró jelhez hasonlított a mért erő. Ez excentricitásra utalhat, melyben egymást követő élek különböző vastagságú forgácsot választanak le, ebből fakad az eltérő fogankénti erőérték (lásd 18. ábra). Mivel modellünk nem tartalmazza az excentricitást, így az elméleti erőjel illesztése ilyen nagy mértékű hibával terhelt jel esetén nem használható.

Végül a forgácsolási tényezőket átlagolt erőjelek illesztésével határoztuk meg, melyet a 2. táblázatban közlök. A 3. és 4. táblázatban a vágási tényezők fogankénti elötolás- és axiális fogásmélység szerinti szórásait közöljük. Látható, hogy azonos axiális fogásmélységekhez tartozó szórások nagyobbak, mint a fogankéntihez tartozóké, ennek lehetséges oka, hogy modellünkben nem vettük figyelembe éltényezővel (*linear shifted*) való korrigálást. Az illesztés után pár elvégzett teszt számítás során látható, hogy plexi lemez esetén túl nagy rezgések keletkeznek, amelyek már nem esnek bele a számításaink érvényességi tartományába. Ezt követően egy tesztmarás alátámasztotta, hogy a plexi alkatrész túl lágynak bizonyult, így alumínium munkadarabra váltottunk.

Az alumíniumhoz tartozó tangenciális és radiális vágási tényezők [8]-ból véve a következők:

$$K_t = 6,44 \cdot 10^8 \left[\frac{\text{N}}{\text{m}^2} \right]; K_r = 2,369 \cdot 10^8 \left[\frac{\text{N}}{\text{m}^2} \right].$$



18. ábra: Mért forgácsolási erő

2. táblázat: Átlagolt erő alapján illesztett vágási tényezők

marás sorszáma	$a_{p,i}$ [mm]	$f_{z,j}$ [mm]	K_t [N/m^2]·10 ⁸	K_r [N/m^2] ·10 ⁸	k_r [-]
1	19	0,1	3,191	1,993	0,625
2		0,075	4,784	1,433	0,300
3		0,05	5,972	2,342	0,392
4	14	0,1	2,656	1,283	0,483
5		0,075	3,788	1,484	0,392
6		0,05	5,023	1,961	0,390
7	9,5	0,1	3,160	1,750	0,554
8		0,075	4,007	2,129	0,531
9		0,05	5,565	2,243	0,403
átlagok:			4,238	1,846	0,452
szórás			1,090	0,357	0,097

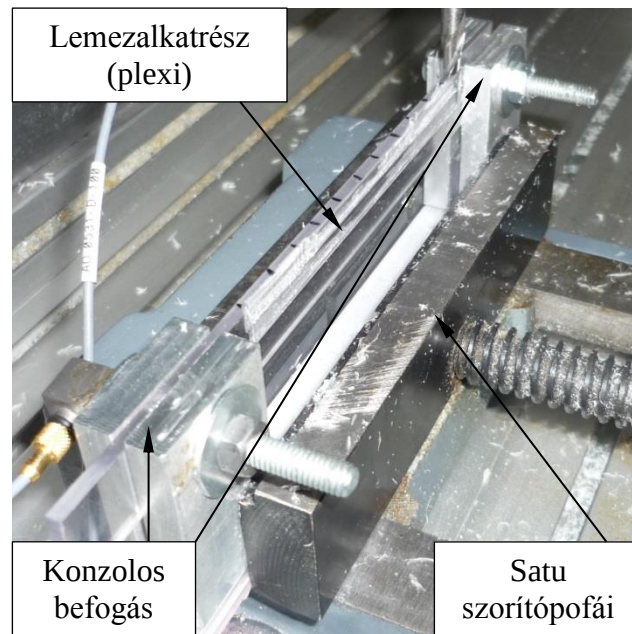
3. táblázat: Azonos axiális fogásmélységekhez tartozó vágási tényezők szórása

$a_{p,i}$ [mm]	K_t [N/m ²] $\cdot 10^8$	K_r [N/m ²] $\cdot 10^8$	k_r [-]
19	1,372	0,468	0,075
14	0,774	0,195	0,077
9,5	0,686	0,167	0,053

4. táblázat: Azonos fogankénti előtoláshoz tartozó vágási tényezők szórása

$f_{z,j}$ [mm]	K_t [N/m ²] $\cdot 10^8$	K_r [N/m ²] $\cdot 10^8$	k_r [-]
0,1	0,245	0,295	0,058
0,075	0,427	0,317	0,095
0,05	0,389	0,161	0,006

4.2. Lemezmarási kísérlet



19. ábra: Lemezalkatrész befogását szemléltető ábra

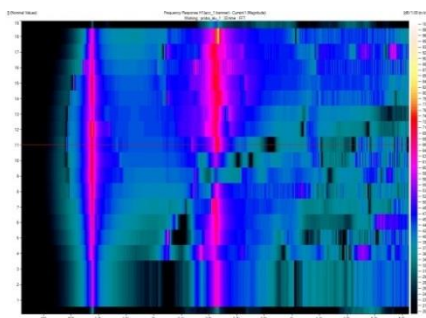
Marási kísérleteink során egy lemezalkatrészt az ábrán vázolt befogási módszerrel 2 satu pofái közé rögzítettük (lásd 19. ábra), majd annak teljes magasságában L hossz mentén végigmartuk a felületét.

A marást BZT PF típusú 3 tengelyű NC géppel végeztük, amelyet WinPC-NC szoftverrel G-kóddal vezéreltük. A gyorsulásérzékelő tömege ebben az esetben nem elhanyagolható a lemez tömegéhez képest, ezért azokat a befogásokra rögzítettük, ahol még értékelhető rezgésjeleket kaptunk. A piezzo kristályos gyorsulásérzékelőkből jövő rezgésjelet Brüel & Kjær LAN-XI Type 3050 adatrögzítő egységgel rögzítettük és Pulse LabShop szoftver használatával dolgoztuk fel.

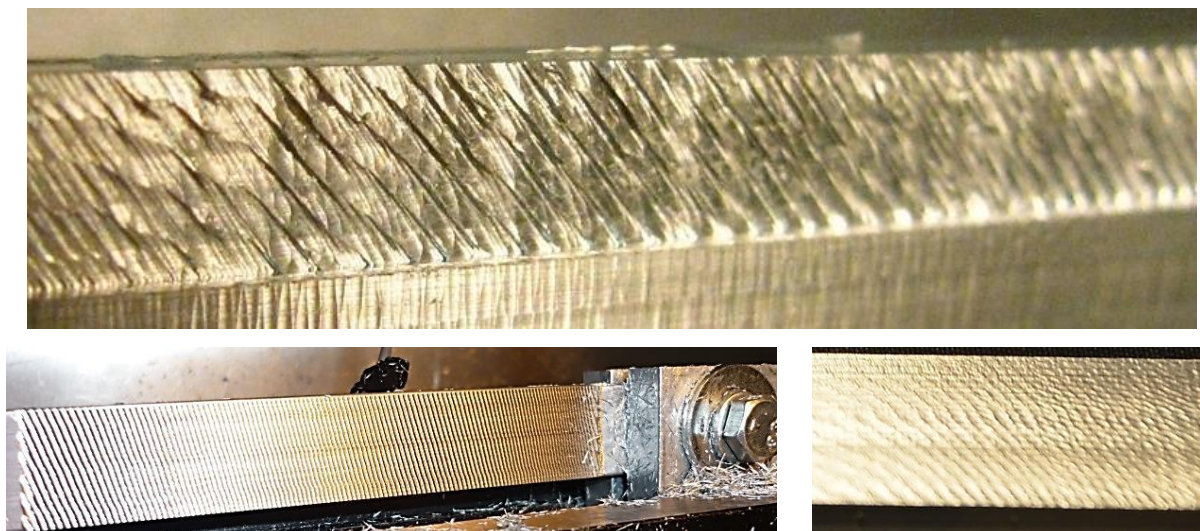
Az elméleti számításból következtetve tudjuk, hogy a kialakult felületi hiba a munkadarab sajátfrekvenciáinak közelében rezonancia miatt lényegesen nagyobb. Az eredmény jobb szemléltetése végett célunk a marási kísérlet során egy sajátfrekvenciához közeli frekvencián gerjeszteni a lemezalkatrészt. E miatt minden marási kísérletünk előtt az aktuális lemezalkatrésznek meghatároztuk az első 2 sajátfrekvenciáját és lengésképét ütési kísérlet és modális analízis segítségével (vízesés diagram, lásd 20. ábra). Az ennél magasabb

sajátfrekvenciákat már nem tudtunk kimérni, mivel az olyan magas frekvenciákat már nem tudtuk megfelelően gerjeszteni a modális kalapáccsal, de az előzetes számítások alapján (lásd 15. ábra) az első két sajátfrekvencia modellezése a legfontosabb.

Alumínium esetén a nem ideálisnak tekinthető befogás és a relatíve magas sajátfrekvenciák (1000-3000 Hz) megfelelő kiméréséhez magára a lemezre is rögzítettünk egy gyorsulásérzékelőt. Az érzékelőnek tömege a lemez tömegéhez viszonyítva egyáltalán nem elhanyagolható, módosítja a sajátfrekvenciákat és a lengésképek alakját, így VEM modellünk bővítése vált szükségessé. A továbbfejlesztett VEM modellünkben az előállított globális tömegmátrix megfelelő eleméhez hozzá kellett adni a gyorsulásérzékelő tömegét (4,7 [g]). Ezt MATLAB programban valósítottuk meg, így továbbra is modellezhetővé vált a lemezmodellünk. Megjegyzendő, hogy a modális analízis segítségével kimért és a VEM modellel számolt sajátfrekvenciák között lényeges eltérés volt. Ennek oka az ideálisnak egyáltalán nem tekinthető befogás. Ennek korrigálása végett csökkentettük a VEM modellben a lemez rugalmassági modulusát. Így már tudtuk a különböző lemezek sajátfrekvenciáit modellezni VEM-mel, melyek lengésképei a vízesés diagrammal alakhelyesen egyeztek.



20. ábra: Vízesés diagram, Jól látható a befogástól 20 [mm]-re lévő mérési pontban felhelyezett gyorsulásérzékelő hatására létrejövő szimmetria bontás. Paraméterek: szélesség $w = 15$ [mm], vastagsága $v = 3$ [mm], hossza $L = 97$ [mm]; $\alpha_1 = 1106$ [Hz], $\alpha_2 = 2902$ [Hz]



21. ábra: Kis- és teljes axiális fogásban mart felület, chatterre utaló mintázat

Csavartélú szerszámnál nagy axiális előtolások esetén a forgácsolási erő két komponensre bontható. Egy konstans erőkomponensre, és egy konstansra ráadódó fluktáló erő karakterisztikára (lásd 3. ábra, 35 [mm]-es fogásmélység). A fluktáló erőkarakteristikából keletkezik a *dinamikus deformáció* (rezgés), a konstans erőkomponensből pedig a *statikus deformáció* keletkezik. A statikus deformáció a munkadarabot „eltolja” magától, ezáltal itt kevesebb anyagot mar le, mint a tervezett. Az „eltolásának” mértéke a lemez statikus merevségével arányos, a két végén befogott lemez a közepén lágyabb, így itt nagyobb az „eltolás” mértéke, tehát nagyobb *statikus deformáció* keletkezik, mint amikor a szerszám a lemez széleinél mar. A *statikus deformációból* eredő felületi hiba alakja jellegre megegyezik az első sajátfrekvenciához tartozó felületi hiba alakjával, így marási kísérleteink során a második sajátfrekvenciát céloztuk meggerjeszteni. Mivel a főorsó maximális fordulatszáma 25440 [rpm] (~ 424 [Hz]), így 4 élű szerszám esetén a gerjesztő (fogkövetési) frekvencia második felharmonikusával tudjuk a ~ 2900 [Hz] körüli második sajátfrekvenciát meggerjeszteni. Ehhez 363 [Hz] (~ 21800 [rpm]) körüli főorsó fordulatszámra van szükség. A főorsó fordulatszámát egy rá helyezett gyorsulásérzékelővel megfelelő pontossággal be lehetett állítani. A szerszám átmérője $D = 6$ [mm], a fogankénti menetemelkedés távolsága $p = 10$ [mm].

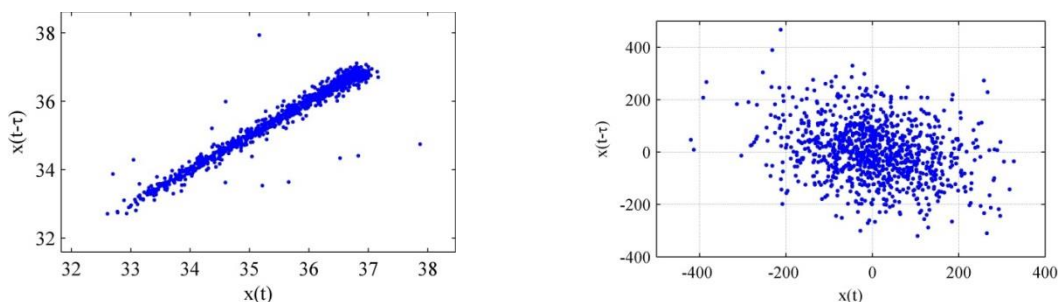
Az első marások után a kialakult felület egyenletlen, durva lett (lásd 21. ábra). Sajnos a plexihez képest az alumínium esetén adódó nagyobb vágási tényezők és a kisebb csillapítás miatt stabilitás veszteségi problémába ütköztünk. A mart felület mintázata öngerjesztett rezgésre, úgynevezett chatter-re utal. Az öngerjesztett rezgés a regeneratív hatásból keletkező stabilitásvesztésből ered [4, 5, 6], azonban felületi számításaink érvényessége nem vonatkozik

öngerjesztett rezgéses marási folyamatra. Ilyen esetekben elfogadhatatlan felületi minőség keletkezik.

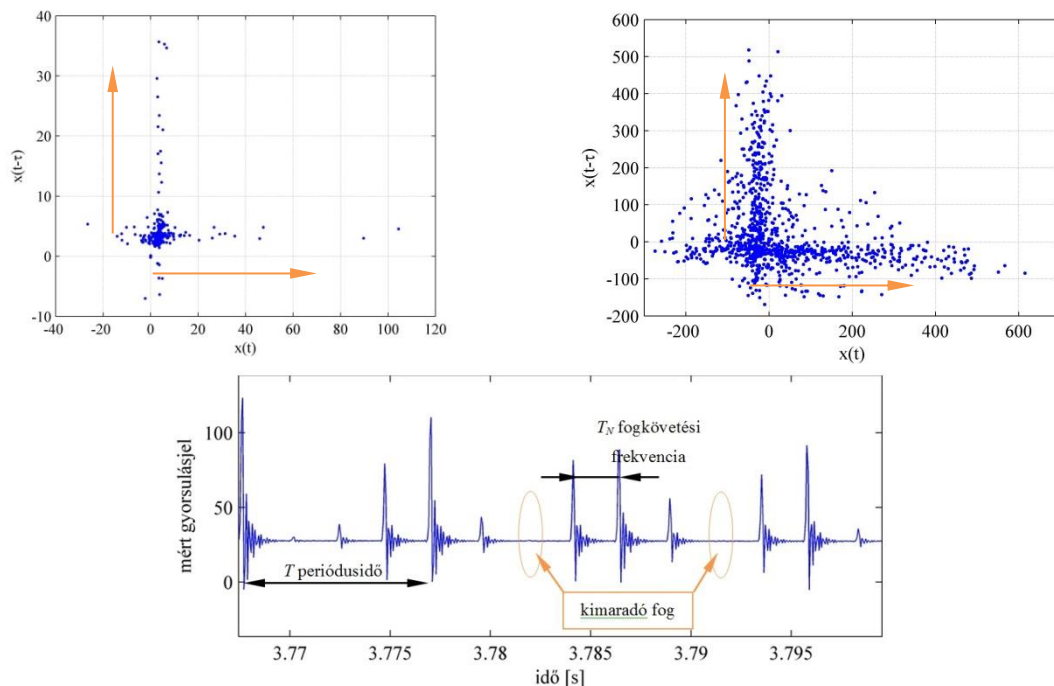
Az időjelet egy periódussal előbbi időjel függvényében - $x(t)$, $x(t-T_N)$ fázissíkon- ábrázoljuk, ahol $x(t)$ a mért rezgés időbeni lefutása és T_N a fogkövetési periódus, ezáltal vizsgálható válik, hogy a megmunkálás során fellépett-e instabil rezgési tartomány. Egy harmonikusan periódikus jelet a $x(t)$, $x(t-T_N)$ -n ábrázolva egy lineáris egyenest ad, ha T_N a harmonikus jel periódusideje. Nem periódikus jel esetén egy pontthalmaz (pont felhő) keletkezik. Ilyen pontthalmaz jelzi, hogy a marási folyamat éppen instabil (lásd 22. ábra).

Lemezmarási kísérleteinknél a teljes megmunkálás alatt rögzített időbeli rezgésjelet az $x(t)$, $x(t-T_N)$ függvényében vizsgálva túlnyomórészt instabil tartományokat fedeztünk fel. Továbbá találtunk olyan tartományokat, amikor az $x(t)$, $x(t-T_N)$ síkon a kialakult pontthalmaz vízszintes valamint függőleges irányban elkúszott (narancssárga nyilak mentén) (lásd 23. ábra). Ilyen diagram akkor keletkezik, amikor a forgácsolás során egy korábbi fog nem kap bele a munkadarabba.

Ha egy fog nem mar bele a munkadarabba, annak egyik lehetséges oka a merev főorsóból hosszan kinyúló vékony hengeres szármaró, melyet már nem tekinthetünk merevnek, és rezgése egyáltalán nem elhanyagolható. A nagy amplitúdójú rezgés során a munkadarab „elrezeg” a szerszámtól, a másik lehetséges oka pedig a szerszám excentricitása, ami során egymást követő élek különböző vastagságú forgácsot választanak le, vagy akár nem is forgácsolnak, ennek a hatása kritikus lehet az általunk választott kis radiális fogásmélység esetén.



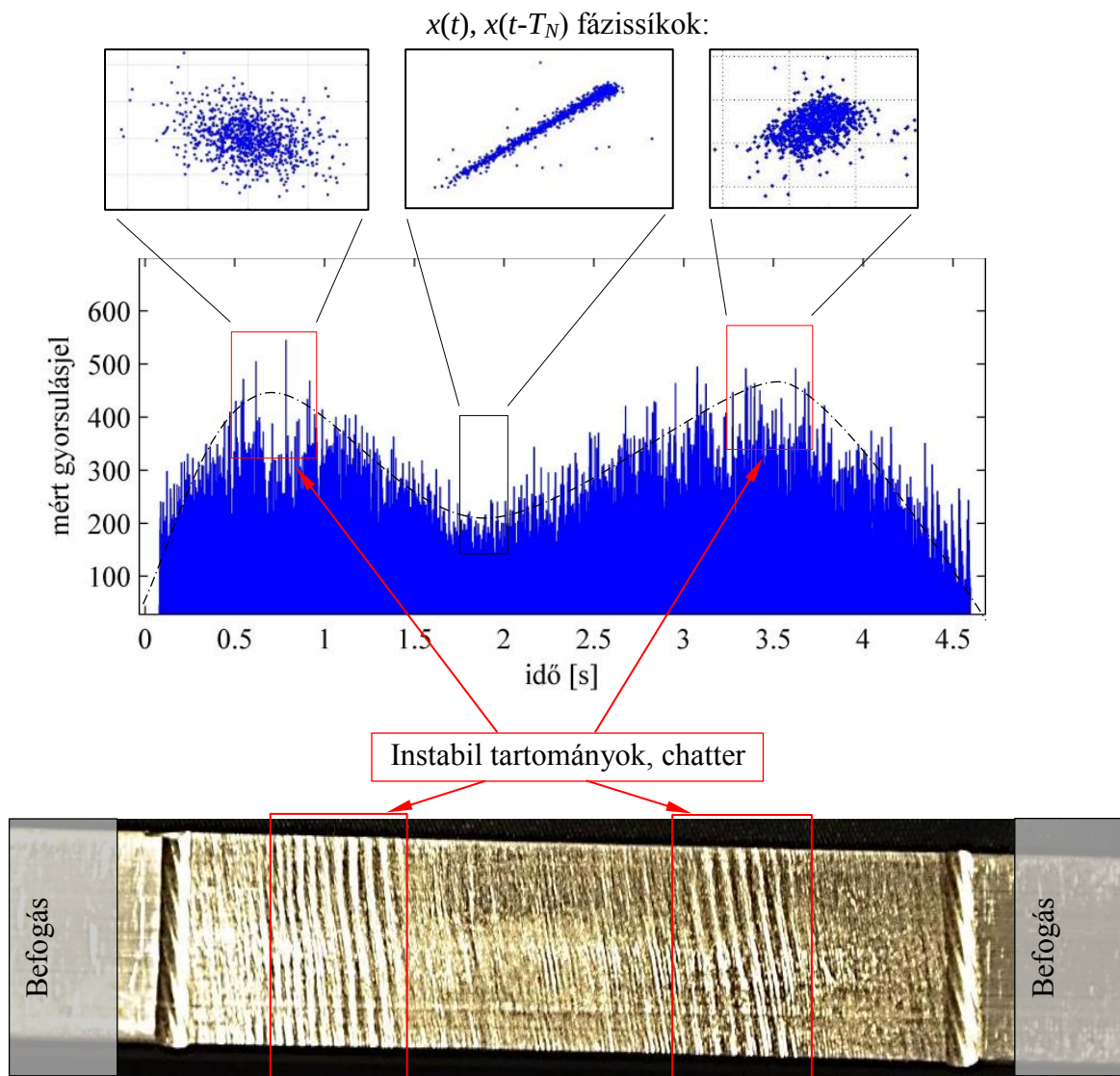
22. ábra: Periodikus és nem periodikus időjel ábrázolása $x(t)$, $x(t-T_N)$ síkon



23. ábra: Vízszintes és függőleges irányba elkészített $x(t)$, $x(t-T_N)$ diagramok (fent) és kimaradó fog esetén mért időjel (lent), Paraméterek: $D = 6$ [mm], $p = 10$ [mm], $N = 4$ [-], T periódusidő a szerszám egy körülfordulása alatt eltelt idő, $T_N = T/N$ - fogkövetési frekvencia

Egy teszt példát kiemelve szemléltetem a chatter hatását. A lemezre rögzített gyorsulásérzékelőből érkező jelet a teljes marás alatt rögzítettük a *Pulse LabShop* programban *TimeCapture* funkcióval. Ezt fél alakban ábrázoljuk a 24. ábrán. A kiemelt bemutató példán a lemezt a második sajátfrekvenciáján gerjesztettük. Látható a mért rezgésjelből, hogy a lemez L hossza mentén végighaladó marószerszám által gerjesztett (egy pontban mért) rezgési amplitúdó burkológörbéje (fekete szaggatott vonal) a második sajátfrekvenciához tartozó felületi hibához hasonló alakot vesz fel, amely összhangban van az elméleti számításainkkal.

Az 24. ábrán a lemezről készült fényképen látható, hogy munkadarab L hossza mentén két helyen is nagyon hullámos felület keletkezett. Ezen szakaszokon feltehetőleg öngerjesztett rezgés keletkezett, és abból ered a mért felület ilyen mértékű hullámossága. A mért rezgésjelet néhány tartományon megvizsgálva és az $x(t)$, $x(t-T_N)$ fázisikon ábrázolva láthatóvá vált, hogy a rossz minőségű hullámos területhez tartozó mért gyorsulásjel instabil marási megmunkálásból ered. Azonban látható hogy a marás során találhatóak olyan szakaszok, ahol a marás stabil volt (a lemez két szélén és a középso szakaszon is). Megjegyzendő, hogy kísérleti mérési sorozatunkban, csak elvétve, nagyon ritkán találtunk ilyen tartományokat, illetve a kialakult felület is csak ritkán nem tartalmazott chatterre jellemző felületet.



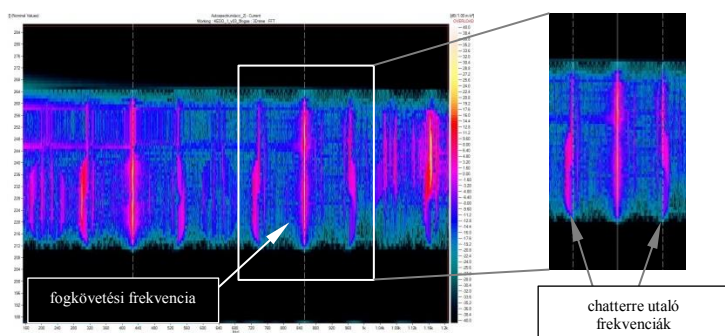
24. ábra: Második sajátfrekvencián rezonánsan gerjesztett eset. A mért rezgésjel $x(t), x(t-T_N)$ fázissíkon vizsgált instabil és stabil megmunkálási szakaszi (fent). A mért rezgésjel, melynek burkológörbéje a második sajátfrekvenciához tartozó felületi hibához hasonló alakot vesz fel (középen). A lemart felületről készült fotó két végén befogott lemeznél, pirossal keretezve az instabil megmunkálásból keletkező rossz minőségű hullámos felület (lent). Paraméterek: $L_{mart} = 80$ [mm], $v = 3$ [mm], $w = 15$ [mm], $D = 8$ [mm], $p = 10$ [mm], $N = 4$ [-], $a_c = 0,05D$, $f_z = 0,05$ [mm]; $k_s = 2.5 \cdot 10^{-7}$ [s]

A Pulse-ban lehetőségünk nyílt a mért jelet frekvencia tartományban időbeni változását (vizesés diagram) nyomon követni. A frekvencia tartomány 0,1 másodpercenként frissült, ennek a frissülésnek a lefutása látható az 25. ábra függőleges tengelyén.

Egy másik kiemelt teszt példánkat vizesés diagrammon ábrázolva láthatóvá válik, hogy a gerjesztési frekvencia (fogkövetési frekvencia) közelében megjelenik két szomszédos frekvencia (lásd 25. ábra), ami a marás közben kicsit elkúszik, így egyértelműen nem az állandó értékű fordulatszámából adódik. Ez szintén a chatterre utaló jelenség.

Reméltük, hogy kis radiális fogást véve nem keletkezik öngerjesztett rezgés, azonban ez nem így történt. Ráadásul kis radiális fogás esetén könnyebben kilép a szerszám a munkadarabból excentricitás vagy nagyobb amplitúdójú rezgés esetén és előfordulnak kimaradó vágóélek. Direkt rezonancia közeli frekvencián gerjesztettünk, egyrészt itt nagyobb (szemléletesebb) felületi hiba keletkezik, másrészt a tapasztalat szerint a stabilitási térképen a lobok közötti nagyobb stabil fogásmélységekhez tartozó fordulatszámok a rezonancia közelében fejennek meg [4, 5, 6]

Próbáltunk keresni olyan fogásokat, ahol még stabil a marás, de kis axiális fogásoknál (ahol nagyobb eséllyel még stabil) sem volt már az (lásd 21. ábra felső fotó). Ennek egyik lehetséges oka, hogy még alumínium lemez esetén is túl lágy a munkadarab, vagy a hosszan kinyúló vékony hengeres szerszám már nem tekinthető merevnek az alumínium alkatrészhez képest és annak dinamikai tulajdonságai döntően befolyásolják az eredményt, vagy a nem ideális a satus konzolos befogás.



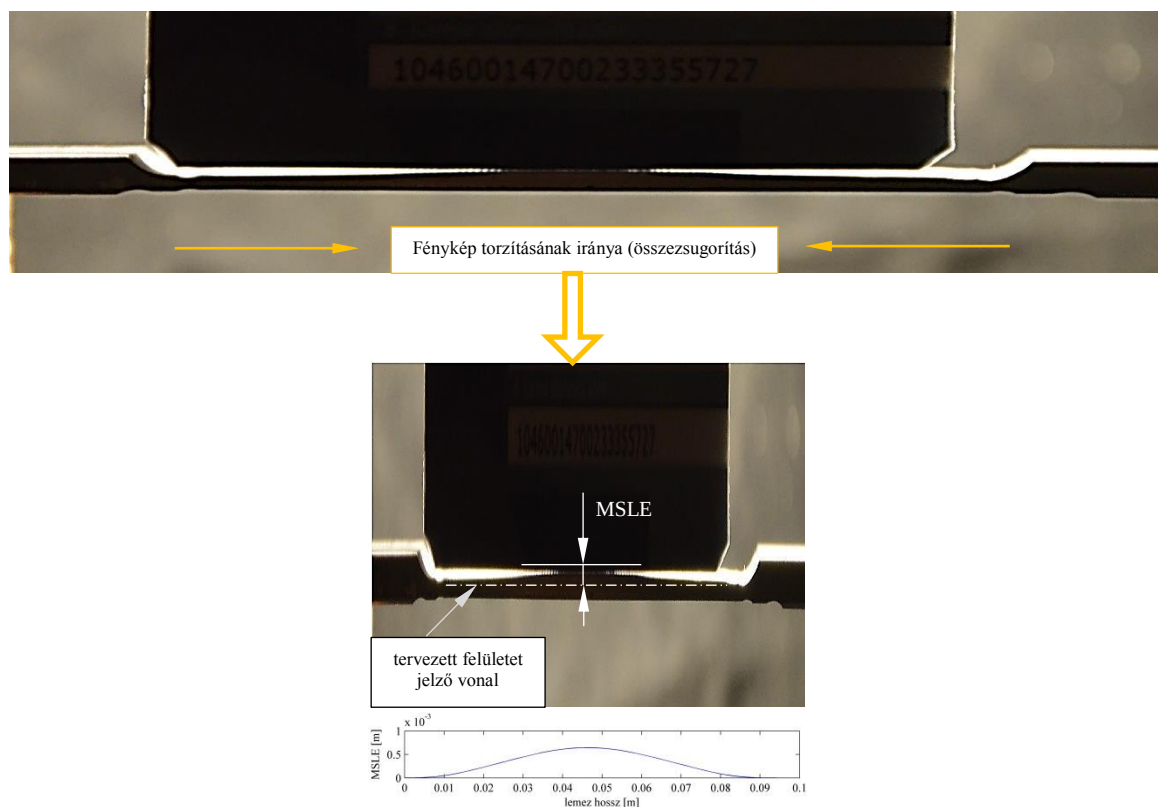
25. ábra: Vizesés diagram egy marásról, és chatter-re utaló „szomszédos” frekvenciák

Néhány lemezmarás esetében így is meglehetősen vizsgálni a kialakult felületet és összevetni az elméletileg számítottal. Alább egy lemezalkatrész felületének fényrész vizsgálatát látható. Az 26. ábrán látható fényképen ez a felületi hiba az első sajátfrekvenciához tartozó alakot vesz

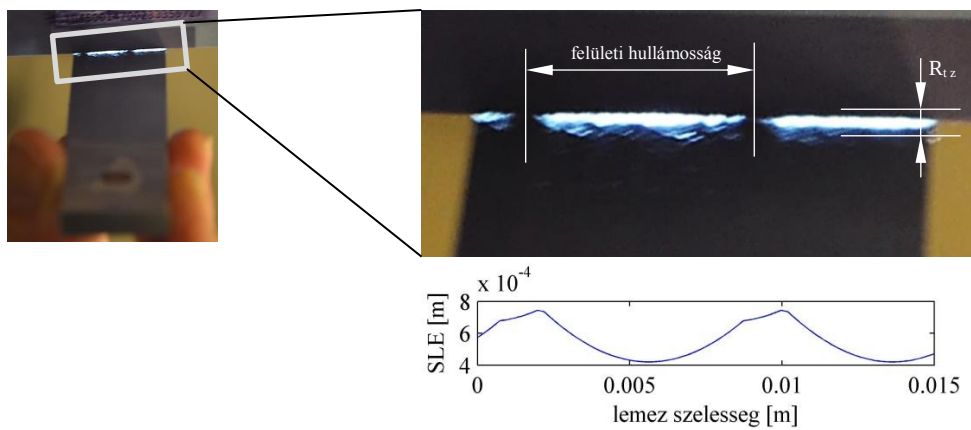
fel, amelyet marás során rezonánsan gerjesztettünk. Az összezsugorított képen jól látható, hogy a lemez vastagsága középen nagyobb, mint széleken. Ez a „hordós” alak viszont a forgácsolóerő konstans komponenséből és a *statikus deformációból* is keletkezhetett.

A 27. ábrán a lemez teljes szélessége mentén a szerszám axiális irányában kialakuló felületi hiba és hullámosság látható. Ez csavartélű szerszámból keletkezik. Ezt a hibát fontos ismernünk, mivel az *MSLE* hibát tudjuk korrigálni ha felületi hibával módosítjuk a szerszám pályát, azonban ezt a fajta felületi hullámossági hibát az axiális tengely mentén nem tudjuk korrigálni.

Látható hogy mindkét hiba esetén az elméletileg jósolt és a ténylegesen kialakult jellegre alakra megegyeznek.



26. ábra: Fényrészletes megjelenítés a lemez hosszán keletkező *MSLE* felületi hibáról (fent), összenyomott (torzított) ábra (középen) és az elméleti modell alapján számított hiba (lent)



27. ábra: Fényréses kísérlet a szerszám axiális irányba mentén keletkező felületi hibáról és alatta a számított hiba

5. Összefoglalás, befejezés, továbbfejlesztési lehetőségek

5.1. Magyar nyelvű tartalmi összefoglaló

A dolgozat célja egy olyan mechanikai modell alkotása, amely marási folyamat során szerszámgéprezgésekből kialakult felületi eltolódási hiba (úgynevezett: SLE „Surface Location Error”) vizsgálatára alkalmas. Továbbá egyszerű geometriájú lemezalkatrész felülete mentén kialakult hibák modellezését, végezetül ezen elméleti számítások méréssel történő alátámasztását végeztük el.

A kialakult felület előrejelzéséhez alaposan ismernünk kell a szerszám dinamikai viselkedését. Ehhez a szerszám középpontjának rezgését másodrendű inhomogén differenciálegyenletekkel írtuk le, melyben az inhomogenitást a forgácsolásból keletkező gerjesztőerő adja. Korábbi munkánk során szakdolgozatomban már részleteztük egyenes élű szerszám által létrehozott - a gyakorlatban elterjedt - lineáris erőmodellt. Jelen TDK dolgozatban ezt az erőmodellt bővítettük ki csavartéllal rendelkező szerszám modellezésére. A szerszámot axiális tengelye mentén elemi kis szegmensekből építettük fel. A szerszám középpont állandósult állapotbeli mozgásának meghatározásához a mozgásegyenletet a Fourier Transzformáción alapuló módszer segítségével analitikus módon megoldottuk. A szerszám mozgásából számíthatók a szerszámél pályák, amely formálja a kialakult felületet. 3 felületet jellemző paraméter került bemutatásra.

Ezt követően a megmunkálási paraméterek függvényében numerikusan vizsgáltuk a kialakult felületi hibát. Azt tapasztaltuk, hogy ha a szerszám szögsebességének egész számú többszöröse, azaz a forgácsolóerő egyik felharmonikusa a rendszer sajátfrekvenciáinak közelébe esik, akkor rezonancia lép fel, mely esetben nagy SLE felületi hiba adódik. Azonban láthatóvá vált, hogy bizonyos axiális fogásmélységek esetén konstans forgácsolóerő ébred, nem alakul ki rezonáns rezgés, így jó minőségű felületet eredményez.

Második mechanikai modellünk csak a munkadarab rezgéseit veszi figyelembe. Tesztpéldaként egy lemez jellegű alkatrész felülete mentén keletkező SLE felületi hiba alakulását vizsgáltuk. A lemez jellegű alkatrészt *Végeselem Módszerrel* síkbeli gerendaelemekkel szimuláltuk, melyhez tartozó globális és kondenzált mátrixokat MATLAB programban saját magunk állítottuk elő, így lehetővé vált tetszőleges befogás esetén kialakuló

felületi hiba modellezése. A felületi hibát a gerjesztett pontban a szerszám előtolása szerint határoztuk meg, ezáltal a rúdmodell összes csomópontját egyesével gerjesztettük. A csavartéllal kibővített erőmodellt felhasználva megkaptuk a lemez L hossza és w szélessége mentén keletkezett térbeli felületi mintázatot, melyből számíthatók a felületet jellemző paraméterek.

Ezen felületi hibákat a megmunkálási paraméterek szerint a szerszám szögsebességének függvényében vizsgálva hasonló rezonancia jelenséget tapasztaltunk, mint rezgő szerszám esetében, valamint, hogy a lemez hossza mentén kialakult felületi hibák a rezonánsan gerjesztett lengésképekhez nagyon hasonló alakokat vesznek fel.

Elméleti számításainkkal megjósolható egy tetszőleges befogással rendelkező tetszőleges (rúdszerű) lemezalkatrész marása során kialakult felület és az azt jellemző paraméterek. A marási kísérletünk során kialakult felületet és a marás során fellépő rezgéseket kívántuk összevetni a számításainkkal. Gyakorlati kísérleteink során egy lemezalkatrészt 2 végén befogva rögzítettük, majd annak teljes magasságában L hossz mentén végigmartuk a felületét miközben a lemezre helyezett gyorsulásérzékelővel mértük a rezgést.

Elméleti számításaink validálásához szükséges ismernünk az adott anyagra vonatkozó fajlagos forgácsoló erőket. Kiválasztott plexi (polimetil metakrilát – PMMA) munkadarabunk eredetéről, anyagáról konkrét információink nem álltak rendelkezésre, így szükségessé vált a fajlagos forgácsoló erő kimérése. Tehát néhány fogásban palástmarással lemartunk egy ugyanolyan plexi anyagból készült előgyártmányt, és mértük a forgácsolás közben fellépő erőket, melyekből kívántuk a forgácsolási tényezőket illeszteni. A mérés során azonban nem várt erőjelet kaptunk, amely runout-ra utalhat. Mivel modellünk nem tartalmazza az excentricitást, így az elméleti erőjel illesztése ilyen nagy mértékű hibával terhelt jel esetén nem használható. Végül a forgácsolási tényezőket átlagolt erőjelek illesztésével határoztuk meg. Ezt követően néhány tesztszámítás és tesztmarás után is túl nagy elmozdulások keletkeztek, melyek nem tették lehetővé a kialakult felület vizsgálatát. Következésképpen a plexi munkadarab túl lágynak bizonyult, így végül a mérési kísérleteinkhez alumínium anyagból gyártott lemezalkatrészt választottunk munkadarabnak.

Az elméleti számításból tudjuk, hogy a kialakult felületi hiba a munkadarab sajátfrekvenciáinak közelében rezonancia miatt lényegesen nagyobb. Az eredmény jobb szemléltetése végett célunk a marási kísérlet során egy sajátfrekvenciához közeli frekvencián gerjeszteni a lemezalkatrészt. E miatt minden marási kísérletünk előtt az aktuális lemezalkatrésznek ütési kísérlet és modális analízis segítségével meghatároztuk az első 2 sajátfrekvenciáját és lengésképét (vízesés diagram segítségével). Kísérleteink során a második sajátfrekvenciát céloztuk meggerjeszteni. Az első marások után a kialakult felület egyenletlen, durva lett. Stabilitás veszteségi problémába ütköztünk, amelyre már nem érvényesek az elméleti számításaink. Emiatt a mért rezgésjelet $x(t) - x(t-\tau)$ fázissíkon ábrázolva megvizsgáltuk, hogy a megmunkálás alatt hol keletkezik stabil és nem stabil tartomány. Az $x(t) - x(t-\tau)$ fázissíkon való ábrázolás rámutatott a marás során olyan tartományokra, ahol a forgácsolás során egy előző fog nem kap bele a munkadarabba.

A fázissík segítségével egy lemezmarás alatt találtunk olyan szakaszokat, ahol a marás még stabil volt (a lemez két szélén és közepén is), azonban kísérleti mérési sorozatunkban - még kis axiális fogásmélységeknél is (ahol nagyobb eséllyel vártuk még stabilnak) - csak elvétve, nagyon ritkán találtunk stabil tartományokat, illetve a kialakult felület is csak ritkán nem tartalmazott chatterre jellemző felületet.

Néhány lemezmarás esetben így is meglehetett vizsgálni a kialakult felületet és összevetni az elméletileg számítottal. Az *MSLE* felületi hiba és a csavartélú szerszám axiális iránya mentén keletkező felületi hiba esetén is az elméletileg jósolt és a ténylegesen kialakult jellegre egyeztek, így láthatóvá vált hogy ezen elméleti modellek használatával által akár az ipar számára is fontos és tanulságos eredményeket nyerhetünk, melyek közvetlenül beépíthetők bizonyos marási folyamatok technológiai tervezésébe.

Továbbfejlesztési lehetőségek

- Frekvencia átviteli függvényből stabilitási térkép meghatározása, hogy stabil tartományon tudjuk végigmenni a lemezt, és így vizsgálni a kialakult felületet.
- A lemez jellegű munkadarabot egyszerűsített rúdmodell helyett összetettebb, több elmozdulást lehetővé tevő test- vagy héjmodellel vizsgálni.
- Munkadarab és szerszám együttes rezgését figyelembevevő modellek kombinációja, amely már könnyen meghatározható az eddigiek alapján

5.2. Angol nyelvű tartalmi összefoglaló

Abstract

The aim of this study is to create a mechanical model which is suitable to investigate the surface quality in the milling process, like the surface location error (*SLE*). Furthermore, the *SLE* along the workpiece length is investigated for a plate-type workpiece with simplified geometry. Finally, the experimental verification of the theoretical results was carried out.

To predict the machined surface, we have to properly know the dynamic behaviour of the milling machine. The motion of the tool centre was described by a second order inhomogeneous differential equation. A detailed description of the linear force model of the tool with straight edge can be found in our previous study. In this study, that model was improved to describe milling tool with spherical edge. The cutting edge of the tool is composed of several small segments with straight edge. Steady-state tool motion of the tool centre was determined from the equation of motion by using Fourier series approximation of the exciting force by means of (*Fast Fourier Transform, FFT*). The motion of the tool centre is used to generate the edge path, which created the machined surface pattern. The extension of the mechanical model with helical edge can describe new spatial parameters.

The influence of the technological parameters (like the spin speed and the feed motions) on the calculated *SLE* were analysed. Large offset errors were found in the case, when any of higher harmonics of the cutting force is close to one of the natural frequency, which leads to resonance. However, we found that in case of certain axial immersion – where the cutting force is constant or no resonant vibration is produced – the offset error was small.

In the second mechanical model, a plate-type workpiece was investigated and the *SLE* is examined along the length of the workpiece for milling process with helical tool. The plate-type workpiece was simulated with beam-elements by means of Finite Element Method (*FEM*). The global and condensed matrices of beam model were generated in MATLAB. In the excited point the *SLE* of the plate-type workpiece could be calculated, so all nodes of the plate were excited according to the feed motions of the tool. The *SLE* along the surface of the plate was determined. Extension of the mechanical model with helical edge could describe the milled surface.

The examination of the *SLE* – as a function of the technological parameters - resulted similar resonance phenomenon as in the case where only the vibration of the tool was considered. The pattern of the *SLE* along the length of the plate results in similar form to respective mode shape.

In the final part of this study, the experimental verification of the theoretical results was carried out in a realistic machine tool environment. In our experiment, plate with clamped ends was machined along the whole length and height, while the vibration of the plate was measured with a piezoelectric accelerometer.

To validate the theoretical computations, the specific cutting coefficients must be known related to the material of the workpiece. We did not have any information about the material of the chosen *polimethyl-mehacrylate* (PMMA, PLEXIGLAS) workpiece, so the specific cutting force coefficients was needed to be measured. A workpiece made from same material type was machined in for a set of axial immersions while the resultant acting force was measured. From this measured force signal we would determine the specific cutting coefficients. During the measurement, we get unexpected signal which might indicate runout behaviour. If the measured signal was influenced with such high error, the fitting of the theoretical force model does not work properly. So the specific cutting coefficients were determined by means of the average force values. In some test calculations and experiment cases, too high deformations were occurred during the milling process, where the examination of the milled surface cannot carried out. Consequently, the *polimethyl-mehacrylate* workpiece was proved to be too soft, so we chose aluminium for the workpiece material type.

From the theoretical calculation, we know that larger offset error could be found if the exciting frequency is close to a natural frequency. To get a better illustration of the results we tried to exciting close to one of the resonant frequency. So in every experimental case, the first two natural frequencies were measured with the help of modal analysis and impact test by means of the waterfall diagram. After some machining tests, uneven and rough milled surface was discovered on the machined plate. The problem of loss of stability was encountered, where our computations were not valid. The examination of the measured signal on the $x(t) - (t-\tau)$ phase plane was carried out, so we could investigate where the milling is stable or unstable. The $x(t) - (t-\tau)$ phase plane drew attention to the case, where during milling process a previous teeth of the tool was not caught the workpiece.

By means of the analysis of the phase plane, a stable region could be found in one milling process only. However, many tests were carried out for small axial immersion – where a stable region could occur at higher chance – the milling process was generally unstable.

In some cases, it was able to examine the milled surface and compared the theoretical and experimental results. The *MSLE* and the offset errors in the axial direction in case of the helical tool, the theoretically predicted shape and the actual milled surface were similar, which validates our mechanical model.

Further plans

- From the frequency response function we would compute the stability chart and analyse the surface properties only in the stable region.
- We would also investigate the plate-type workpiece with a complex FEM model with solid or shell elements allowing more freedom than in the simplified beam model.
- We would examine a combined model where the vibration of the workpiece and the tool is considered together.

6. Irodalomjegyzék

- [1] „A létező legbonyolultabb jelenség, amivel gyártástechnológusok szembesülnek.” http://www.bme.hu/hirek/20131002/a_letezo_legbonyolultabb_jelenseg_amivel_gyartastechnologusok_szembesulnek (2013)
- [2] Kiss Á., Lemez jellegű alkatrész marásának dinamikai modellezése, BSc. szakdolgozat, Budapesti Műszaki és Gazdaságtudományi Egyetem, (2012)
- [3] Tobias, S. A., Machine Tool Vibration. Blackie and Son, Ltd., London. (1965)
- [4] Stepan G, Modelling non-linear regenerative effects in metal cutting, *Philosophical Transactions of the Royal Society* 359 Vol. 359 pp 739-757 (2001)
- [5] Insperger T., Stépán G., Semi-discretization method for time delayed system, *International Journal for Numerical Methods in Engineering* 55:503-518 (2002)
- [6] Insperger T., Mann B. P., Stépán G., Baylay P. V., Stability of up-milling and downmilling, Part 1: Alternative analytical methods, Part 2: Experimental verification, *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 43(1), (2003)
- [7] Bachrathy D., Homer M., Insperger T., Stépán G., Surface location error for helical mills, *Sixth International Conference on HIGH SPEED MACHINING* (2007)
- [8] Bachrathy D., Cutting dynamics and surface quality, A thesis submitted for the degree of *Doctor of Philosophy* (2013)
- [9] Paris H., Peigné G., Mayer R. Surface shape prediction in high speed milling, *Internal Journal of Machine Tools & Manufacture* 44., 1567-1576, (2004)
- [10] Gadišek J., Goverkar E., Grabec I., Kalveram M., Weinert K., Insperger T., Stépán G., On stability prediction for low radial immersion milling, *Machine Science and Technology*, 9., 117-130, (2004)
- [11] Gadišek J., Goverkar E., Grabec I., Kalveram M., Weinert K., Insperger T., Stépán G., On stability prediction for low radial immersion milling, *Machine Science and Technology*, 9 (2005), 117-130

- [12] Budak, E., Altintas, Y., and Armarego, E. J. A., “Prediction of milling force coefficients from orthogonal cutting data”. *J. Manuf. Sci. Eng.* 118, pp. 216–225. (1996)
- [13] Dombóvári Z., PhD Tézisfüzet, Forgácsolási folyamatok lokális és globális dinamikai viselkedése, Budapesti Műszaki és Gazdaságtudományi Egyetem, Műszaki Mechanika Tanszék, 1. oldal, (2012)
- [14] Gradišek, J., Kalveram, M., Insperger, T., Weinert, K., Stépán, G., Govekar, E., and Grabec, I., “Stability prediction for milling”. *International Journal of Machine Tools and Manufacture*, 45(7-8), pp. 769–781. (2005)
- [15] Kovács Á., Uj J., A végeelem módszer alapjai, Műegyetemi Kiadó, Azonosító: 45082, (2007)
- [16] H. Z. Li, X. P. Li, A numerical study of the effect of cutter runout on milling process geometry based on true tooth trajectory, *The International Journal of Advanced Manufacturing Technology*, March 2005, Volume 25, Issue 5-6, pp 435-443 (2005)
- [17] Horváth M., Markos S., Gépgyártástechnológia, Műszaki Kiadó, Azonosító: 45018 (2002)